

JNC TJ8400 2002-021

# 人工バリアにおける熱-水-応力連成挙動評価研究

(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

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)  
2002

# 人工バリアにおける熱-水-応力連成挙動評価研究

(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

高レベル放射性廃棄物の地層処分において、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。このような人工バリア内に発現する現象を精度よく評価することは、長期にわたる処分場の健全性評価の初期条件を与えるものとして重要な因子の一つと考えられる。国際共同研究 (DECOVALEX) は人工バリア周辺における熱-水-応力連成現象の理解および評価モデルの検証の場として世界各国の機関が参画しているものであり、その場において解析コードの妥当性を評価するとともに、高度化を行なっていくことは有意義なことであると考えられる。そこで、DECOVALEX において課題となっている問題に対し、検討を実施した。

また、緩衝材を対象とした熱-水-応力連成解析では、その膨潤挙動を評価する手法として水分ポテンシャルの変化にともない膨潤圧が変化するモデルをこれまで検討してきた。このモデルによるこれまでの膨潤挙動の解析評価では実験結果を十分には精度良く表現できていない。そこで、新たなモデルの導入を試みる。ここでは、新たな膨潤挙動のモデル化手法を調査し、そのモデルの解析コードへの組み込みに関して検討を行なった。

---

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

## Research on Evaluation of Coupled Thermo-Hydro-Mechanical Behavior in the Engineered Barrier

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

Masakazu Chijimatsu\*

Kiyoshi Amemiya\*

Ryo Yamashita\*

### Abstract

After emplacement of the engineered barrier system (EBS), 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 thermo-hydro-mechanical (THM) phenomena, it is necessary to make a confidence of the mathematical models and computer codes. Evaluating these coupled THM phenomena is important in order to clarify the initial transient behavior of the EBS within the near field. DECOVALEX project is an international co-operative project for the DEvelopment of COupled models and their VALidation against EXperiments in nuclear waste isolation and it is significance to participate this project and to apply the code for the validation. Therefore, we tried to apply the developed numerical code against the subjects of DECOVALEX.

In the above numerical code, swelling phenomenon is modeled as the function of water potential. However it does not evaluate the experiment results enough. Then, we try to apply the new model.

---

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. 人工バリアにおける連成挙動の評価	3
3.1 DECOVALEX III Task3 BMT1 の解析	3
3.1.1 熱-水-応力連成解析モデル	3
3.1.2 問題の定義	5
3.1.3 2次元モデルを用いた検討	9
3.1.4 3次元モデルを用いた検討	22
3.2 DECOVALEX III Task3 BMT2 の解析	25
3.2.1 目的	25
3.2.2 亀裂情報	25
3.2.3 亀裂の再現	26
3.2.4 Pixel 法	28
3.2.5 クラックテンソル	34
3.2.6 まとめ	43
3.3 DECOVALEX III Task1 の解析	43
3.3.1 試験の概要	43
3.3.2 FEBEX におけるベントナイトの物理特性	56
3.3.3 実験室における熱-水-応力連成試験	73
3.3.4 検討課題	88
3.3.5 緩衝材内における熱-水-応力連成現象の解析評価	94
4. 膨潤圧のモデル化手法の検討	111
4.1 概要	111
4.2 熱-水-応力連成モデルにおける力学に関する支配方程式の概要	111
4.2.1 一般的な支配方程式	111
4.2.2 各解析コードにおける力学に関する支配方程式の概要	113
4.2.3 膨潤応力のモデル化	117
4.3 小峯らの提案する膨潤評価式の適用	119
4.3.1 緩衝材の膨潤評価式の概要	119

4.3.2 緩衝材の膨潤特性と膨潤評価式による予測結果	122
4.3.3 緩衝材の飽和度の変化に伴う膨潤特性評価への拡張方針	123
4.4 まとめ	123
5. おわりに	131

添付資料

- 別添 - 1 DECOVALEX TASK3 BMT1 Task Force Meeting 報告資料
- 別添 - 2 DECOVALEX TASK3 BMT2 Task Force Meeting 報告資料
- 別添 - 3 DECOVALEX TASK1 Task Force Meeting 報告資料
- 別添 - 4 DECOVALEX TASK3 BMT1 Workshop 報告資料
- 別添 - 5 DECOVALEX TASK3 BMT2 事務局提出資料
- 別添 - 6 DECOVALEX TASK1 Workshop 報告資料
- 別添 - 7 DECOVALEX TASK1 事務局提出資料

## 目 次

3. 人工バリアにおける連成挙動の評価	
図 3-1 解析領域	6
図 3-2 解析における境界条件	6
図 3-3 緩衝材内における出力地点	7
図 3-4 有効間隙率と固有透過度の関係	9
図 3-5 解析モデルの概念図	10
図 3-6 人工バリア周辺部における有限要素メッシュ	11
図 3-7 埋め戻し材の不飽和浸透特性	15
図 3-8 岩盤の不飽和浸透特性	15
図 3-9 廃棄体の発熱量	15
図 3-10 緩衝材内の含水比の経時変化 (対称軸上) (熱-水連成解析 Case14TH、岩盤の固有透過度 $K = 10^{-14} \text{m}^2$ )	17
図 3-11 緩衝材内の含水比の経時変化 (緩衝材内側部) (熱-水連成解析 Case14TH、岩盤の固有透過度 $K = 10^{-14} \text{m}^2$ )	17
図 3-12 オーバーパック近傍における緩衝材の含水比の比較 (点 B4) (水理解析結果)	18
図 3-13 オーバーパック近傍における緩衝材の含水比の比較 (点 B4) (熱-水連成解析結果)	18
図 3-14 熱-水連成解析と水理解析とによる緩衝材の含水比の比較 (点 B4)	18
図 3-15 掘削後定常時における岩盤内の全水頭分布	19
図 3-16 人工バリア定置後の岩盤内における全水頭の経時変化 (熱-水連成解析 Case14TH、岩盤の固有透過度 $K = 10^{-14} \text{m}^2$ )	19
図 3-17 人工バリア定置後の岩盤内における全水頭の経時変化 (熱-水連成解析 Case18TH、岩盤の固有透過度 $K = 10^{-18} \text{m}^2$ )	19
図 3-18 人工バリア定置後の岩盤内における全水頭の経時変化 (熱-水連成解析 Case22TH、岩盤の固有透過度 $K = 10^{-22} \text{m}^2$ )	20
図 3-19 熱解析による緩衝材内の温度の経時変化 (対称軸上)	20
図 3-20 熱解析による緩衝材内の温度の経時変化 (緩衝材内側部)	20
図 3-21 オーバーパック近傍における緩衝材の温度の比較 (点 B4) (岩盤の固有透過度 $K = 10^{-14} \text{m}^2 \sim 10^{-17} \text{m}^2$ )	21
図 3-22 オーバーパック近傍における緩衝材の温度の比較 (点 B4) (岩盤の固有透過度 $K = 10^{-18} \text{m}^2 \sim 10^{-20} \text{m}^2$ )	21

図 3-23	オーバパック近傍における緩衝材の温度の比較 (点 B4) (岩盤の固有透過度 $K = 10^{-21} \text{m}^2 \sim 10^{-22} \text{m}^2$ )	21
図 3-24	Model Geometry	23
図 3-25	解析メッシュ図 (3次元)	24
図 3-26	フローチャート	28
図 3-27	中心断面での亀裂分布	29
図 3-28	10m モデル例 (50×50 要素)	29
図 3-29	20m モデル例 (100×100 要素)	30
図 3-30	35m モデル例 (175×175 要素)	30
図 3-31	圧縮試験の概要	31
図 3-32	モデルの一辺長と弾性係数及び標準偏差の関係	32
図 3-33	透水試験の概要	33
図 3-34	モデル一辺長と透水係数及び標準偏差の関係	33
図 3-35	モデルの一辺長と亀裂枚数の関係	36
図 3-36	モデルの一辺長と亀裂密度 (亀裂枚数/体積)	37
図 3-37	モデルの一辺長と平均亀裂長さ	37
図 3-38	モデルの一辺長と弾性係数及び標準偏差の関係	38
図 3-39	モデルの一辺長と平均弾性係数の関係	39
図 3-40	モデルの一辺長と弾性係数の平均標準偏差の関係	39
図 3-41	$E_{xx}$ の分布 (モデルの一辺長 2m)	40
図 3-42	モデルの一辺長と透水係数及び標準偏差の関係	41
図 3-43	モデルの一辺長と平均透水係数の関係	41
図 3-44	モデルの一辺長と透水係数の平均標準偏差の関係	42
図 3-45	$K_{xx}$ の分布 (モデルの一辺長 2m)	42
図 3-46	スペインにおける処分形態の概要 (結晶質岩系)	44
図 3-47	実規模室内試験の概要	44
図 3-48	実規模原位置試験の概要	45
図 3-49	実規模室内試験の詳細図	46
図 3-50	人工バリア部分の断面図	46
図 3-51	グリムゼル地下試験場	48
図 3-52	実規模原位置試験の詳細図	48
図 3-53	人工バリア内における計測機器設置断面	51
図 3-54	人工バリア内断面 F1 における計測機器設置位置	52
図 3-55	岩盤内における計測機器の設置位置	53
図 3-56	ベントナイトブロックおよび鋼製ライナーの設置状況	54
図 3-57	ヒーターの設置状況	54



図 3-58	坑道断面図	55
図 3-59	コンクリートプラグの概要	55
図 3-60	熱伝導率の飽和度依存性	58
図 3-61	FEBEX Bentonite と Bentonite S-2 との比較	59
図 3-62	異なる浸透水により得られた透水係数の値の比較 (FEBEX Bentonite)	59
図 3-63	浸潤試験 (CIEMAT) の概要	61
図 3-64	浸潤試験 (UPC-DIT) の概要	61
図 3-65	浸潤試験 (UPC-DIT) により得られたベントナイト内の浸潤分布の 実測値と解析値との比較	62
図 3-66	水分特性曲線の乾燥密度依存性	63
図 3-67	乾燥密度とサクシヨンの関係	64
図 3-68	2種類のベントナイトの水分特性曲線の比較	64
図 3-69	浸潤過程における水分特性曲線	66
図 3-70	排水・再浸潤過程における水分特性曲線	66
図 3-71	ガス透気係数の測定値	67
図 3-72	膨潤圧と乾燥密度の関係	69
図 3-73	乾燥密度 $1.60\text{g/cm}^3$ の供試体における膨潤ひずみの値	70
図 3-74	垂直応力と膨潤ひずみの関係	71
図 3-75	飽和度 50% の供試体におけるせん断弾性剛性と変位との関係	72
図 3-76	各飽和度における垂直応力と変位との関係	72
図 3-77	熱-水連成試験装置の概要	73
図 3-78	熱-水連成試験における温度の経時変化	74
図 3-79	目的関数分布図	75
図 3-80	CIEMAT により実施された浸潤試験結果と表 3-23 に示す パラメータを用いて実施された解析結果との比較	76
図 3-81	UPC により実施された浸潤試験結果と表 3-23 に示す パラメータを用いて実施された解析結果との比較	76
図 3-82	熱-水連成試験結果 (温度) と表 3-23 に示す パラメータを用いて実施された解析結果との比較	77
図 3-83	熱-水連成試験結果 (含水比) と表 3-23 に示す パラメータを用いて実施された解析結果との比較	77
図 3-84	初期乾燥密度 $1.7\text{g/cm}^3$ の供試体における サクシオンコントロール圧密試験の結果	78
図 3-85	サクシオンコントロール圧密試験における体積変化 (初期乾燥密度 $1.7\text{g/cm}^3$ 、異なる載荷荷重状態における浸潤過程での結果)	79

図 3-86	サクシオンコントロール圧密試験における体積変化 (初期乾燥密度 $1.7\text{g/cm}^3$ 、異なるサクシオン状態における載荷過程での結果)	79
図 3-87	CIEMAT および UPC により実施された膨潤試験の結果得られた膨潤ひずみと 解析値との比較 (初期乾燥密度 $1.6\text{g/cm}^3$ )	80
図 3-88	CIEMAT により実施されたサクシオンコントロール圧密試験における 膨潤ひずみと解析値との比較	80
図 3-89	ジョイント部のシール試験	82
図 3-90	シール試験終了時における含水比分布 (注入圧 $0.5\text{MPa}$ ) a) 1 日後、b) 7 日後	82
図 3-91	サクシオンおよび温度制御下における圧密試験結果	83
図 3-92	サクシオンおよび温度制御下における圧密試験の結果得られた 応力-ひずみ曲線	83
図 3-93	THG 試験のための中規模セル (Intermediate cell) の概要	85
図 3-94	中規模セル (Intermediate cell) における試験終了後のサンプリング概要 a) 搾り出しによる間隙水抽出用 b) 土の物理および地球化学特性測定用	85
図 3-95	THG 試験のための小規模セル (Small cell) の概要	86
図 3-96	Intermediate cell による試験における最終的な供試体内の温度分布	87
図 3-97	Intermediate cell による試験における最終的な供試体内の含水比分布	87
図 3-98	解析出力断面	92
図 3-99	半径方向断面図における相対湿度の出力ポイント	93
図 3-100	半径方向断面図における温度の出力ポイント	93
図 3-101	半径方向断面図における応力の出力ポイント	94
図 3-102	熱伝導率の飽和度依存性	95
図 3-103	固有透過度と乾燥密度の関係	96
図 3-104	解析に用いる水分特性曲線	98
図 3-105	熱-水連成試験の解析結果と測定結果の比較	99
図 3-106	せん断弾性係数と乾燥密度の関係	100
図 3-107	せん断弾性係数と飽和度との関係	100
図 3-108	せん断弾性係数に関する関数式と実測値との比較	100
図 3-109	FEBEX 解析モデル	101
図 3-110	飽和度の観測線および観測点の座標	102
図 3-111	緩衝材内の観測点における飽和度の経時変化	102
図 3-112	断面 E1 上の各観測線における 90 日, 180 日, 300 日, 1000 日での飽和度の分布	103

図 3-113	断面 H 上の各観測線における 90 日, 180 日, 300 日, 1000 日での飽和度の分布	104
図 3-114	断面 E2 上の各観測線における 90 日, 180 日, 300 日, 1000 日での飽和度の分布	105
図 3-115	観測線 RC1, LG1 における 90 日, 1000 日での飽和度の分布	106
図 3-116	温度の観測線および観測点の座標	107
図 3-117	緩衝材内の観測点における温度の経時変化	107
図 3-118	観測線 D1, G における 90 日, 1000 日での温度の分布	108
図 3-119	ヒーターの発熱量の計算結果	108

#### 4. 膨潤圧のモデル化手法の検討

図 4-1	水分ポテンシャルの経時変化 (ベントナイト単体)	118
図 4-2	緩衝材内の応力の経時変化 (ベントナイト単体)	118
図 4-3	膨潤応力の実験結果と解析結果の比較 (ベントナイト単体)	118
図 4-4	緩衝材中のベントナイト膨潤挙動の電子顕微鏡観察	124
図 4-5	緩衝材中のベントナイトの膨潤挙動イメージ	125
図 4-6	結晶レベルから見たモンモリロナイトの膨潤体積ひずみ	125
図 4-7	使用した実験装置の概要	126
図 4-8	緩衝材の膨潤圧特性と膨潤評価式による予測結果の比較	127
図 4-9	緩衝材の膨潤変形特性と膨潤評価式による予測結果の比較	128

# 表 目 次

## 2. 実施工程

表 2-1 全体工程表 .....	2
-------------------	---

## 3. 人工バリアにおける連成挙動の評価

表 3-1 緩衝材内の出力地点の座標 .....	8
表 3-2 THM の影響を把握するための比較マトリックス .....	8
表 3-3 熱-水-応力連成解析に用いた物性値 .....	14
表 3-4 BMT1 解析ケース (2次元軸対称解析) .....	16
表 3-5 3次元解析手順 .....	24
表 3-6 Formatoin1 での亀裂情報 .....	25
表 3-7 Formation2 での亀裂情報 .....	25
表 3-8 Fault zone での亀裂情報 .....	25
表 3-9 実規模室内試験装置内に設置された計測機器 .....	47
表 3-10 実規模原位置試験において使用された計測機器一覧 .....	49
表 3-11 計測機器の種類に関する記号 .....	50
表 3-12 granitic water、saline water の化学組成および pH .....	56
表 3-13 FEBEX bentonite の熱伝導率 .....	57
表 3-14 (3-47)式における各係数の値 .....	57
表 3-15 線膨張試験結果 .....	58
表 3-16 異なる試験結果から同定された $m$ の値の比較 .....	60
表 3-17 浸潤過程における測定値から同定されたパラメータの値 .....	65
表 3-18 排水・再浸潤過程における測定値から同定されたパラメータの値 .....	65
表 3-19 三軸圧縮試験結果 .....	67
表 3-20 圧密試験結果 .....	68
表 3-21 加圧下での膨潤試験結果 .....	69
表 3-22 ベントナイトのせん断弾性係数 .....	71
表 3-23 熱-水連成試験結果を用いて同定されたパラメータの値 .....	75
表 3-24 解析に用いたパラメータの値 .....	75
表 3-25 Intermediate cell による試験結果の一例 .....	86
表 3-26 異なる試験結果から同定された $m$ の値および解析に用いた $m$ の値 .....	97
表 3-27 浸潤過程および排水過程における測定値から同定されたパラメータの値 .....	98

#### 4. 膨潤圧のモデル化手法の検討

表 4-1	飽和度 $S_r$ と体積ひずみの変化率 $\Delta\varepsilon_v$ の関係 (抜粋) .....	119
表 4-2	膨潤評価式における材料パラメータの設定 (クニゲル V1 相当) .....	129
表 4-3	膨潤評価式における物理定数 .....	129
表 4-4	膨潤評価式における環境条件パラメータ .....	129

## 1. はじめに

高レベル放射性廃棄物の地層処分において、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。このような人工バリア内に発現する現象を精度よく評価することは、長期にわたる処分場の健全性評価の初期条件を与えるものとして重要な因子の一つと考えられる。国際共同研究 (DECOVALEX) は人工バリア周辺における熱-水-応力連成現象の理解および評価モデルの検証の場として世界各国の機関が参画しているものであり、その場において解析コードの妥当性を評価するとともに、高度化を行なっていくことは有意義なことであると考えられる。そこで、DECOVALEX において課題となっている問題に対し、解析的検討を実施した。

また、緩衝材を対象とした熱-水-応力連成解析では、その膨潤挙動を評価する手法として水分ポテンシャルの変化にともない膨潤圧が変化するモデルをこれまで検討してきた。このモデルによるこれまでの膨潤挙動の解析評価では実験結果を十分には精度良く表現できていない。そこで、新たなモデルの導入を試みる。ここでは、新たな膨潤挙動のモデル化手法を調査し、そのモデルの解析コードへの組み込みに関して検討を行なった。

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	
人工バリアにおける連成挙動の評価	—————							
膨潤圧のモデル化手法の検討			—————					
報告書の作成						—————		

## 3. 人工バリアにおける連成挙動の評価

## 3.1 DECOVALEX III Task3 BMT1 の解析

## 3.1.1 熱-水-応力連成解析モデル

解析に用いるモデル<sup>3-1)</sup>は、大西らによって開発された熱-水-応力連成解析コード THAMES<sup>3-2)</sup>に、不飽和粘土中の水分移動<sup>3-3)</sup>、温度勾配による水分移動<sup>3-4)</sup>、浸潤にともなう膨潤圧を考慮した連成モデルである。

## (1) 地下水の連続式

地下水の連続式は以下のとおりである。

$$\left\{ \xi \rho_l D_\theta \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_{,i} - z_{,i}) + (1 - \xi) \frac{\rho_l^2 g K}{\mu_l} h_{,i} \right\}_{,i} + \left\{ \rho_l D_T T_{,i} \right\}_{,i} - \rho_{l0} n S_r \rho_l g \beta_p \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_l \frac{\partial \theta}{\partial \psi} \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_l S_r \frac{\partial u_{i,i}}{\partial t} + \rho_{l0} n S_r \beta_T \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (3-1)$$

ここで、 $D_\theta$ は水分拡散係数、 $\theta$ は体積含水率、 $\psi$ は圧力水頭（水分ポテンシャル）、 $K$ は固有透過度、 $\xi$ は不飽和パラメータで飽和領域で $\xi=0$ 、不飽和領域で $\xi=1$ である。 $\mu_l$ は水の動粘性係数、 $\rho_{l0}$ は初期状態の地下水の密度、 $\rho_l$ は地下水の密度、 $g$ は重力加速度、 $D_T$ は温度勾配による水分移動に関する係数、 $n$ は間隙率、 $S_r$ は飽和度、 $\beta_p$ は水の圧縮係数、 $\beta_T$ は水の熱膨張係数、 $z$ は位置水頭である。未知パラメータは、変位ベクトル  $u_i$ 、温度  $T$ 、全水頭  $h$  である。

(3-1) 式において、第1項は不飽和状態での水分移動を表す項、第2項は飽和状態での水分移動を表す項、第3項は温度勾配による水分移動を表す項、第4項は水頭の変化による間隙流体の密度変化を表す項、第5項は飽和度の変化を表す項、第6項は多孔質の骨格変化を表す項、第7項は温度変化による間隙流体の密度変化を表す項である。

## (2) エネルギー保存則

エネルギーの保存側は以下のとおりである。

$$\begin{aligned} & \left( \rho C_v \right)_m \frac{\partial T}{\partial t} + n S_r \rho_l C_v V_l T_{,i} - K_{Tm} T_{,ii} + L \left\{ D_{\theta v} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_{,i} - z_{,i}) \right\}_{,i} \\ & + n S_r T \frac{\beta_T}{\beta_p} \left\{ \xi D_\theta \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_{,i} - z_{,i}) + (1 - \xi) \frac{\rho_l g K}{\mu_l} h_{,i} + D_T T_{,i} \right\}_{,i} \\ & + \frac{1}{2} (1 - n) \beta T \frac{\partial}{\partial t} (u_{i,j} + u_{j,i}) \delta_{ij} = 0 \end{aligned} \quad (3-2)$$

ここで、 $L$ は単位体積あたりの水蒸気の潜熱、 $D_{\theta v}$ は水蒸気拡散係数、 $\delta_{ij}$ はクロネッカーデルタで



ある。

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

$$(\rho C_v)_m = n S_r \rho_l C_{vl} + (1 - n) \rho_s C_{vs} \quad (3-3)$$

ここで、 $C_{vl}$  は水の比熱、 $C_{vs}$  は固相の比熱である。

$K_{Tm}$  は水と骨格粒子からなる場の熱伝導率で、次式で求まる。

$$K_{Tm} = n S_r K_{Tl} + (1 - n) K_{Ts} \quad (3-4)$$

ここで、 $K_{Tl}$  は水の熱伝導率、 $K_{Ts}$  は固相の熱伝導率である。

(3-2) 式において、第 1 項は内部エネルギーの変化を表す項、第 2 項は熱対流による内部エネルギーの変化を表す項、第 3 項は熱伝導による内部エネルギーの変化を表す項、第 4 項は水蒸気に相変化することによる内部エネルギーの変化を表す項、第 5 項は間隙水圧の変化による内部エネルギーの変化を表す項、第 6 項は固相の変化によって生じる可逆的な内部エネルギーの変化を表す項である。

### (3) 応力の釣り合い式

応力の釣り合い式は以下のとおりである。

$$\left[ \frac{1}{2} C_{ijkl} (u_{k,l} + u_{l,k}) - F \pi \delta_{ij} - \beta \delta_{ij} (T - T_0) + \chi \delta_{ij} \rho_l h \right]_{,j} + \rho b_i = 0 \quad (3-5)$$

ここで、 $C_{ijkl}$  は弾性係数マトリックス、 $\chi$  は不飽和パラメータで、 $\chi = S_r$ 、 $\rho$  は密度、 $b_i$  は物体力、 $\delta_{ij}$  はクロネッカーデルタ、 $\pi$  は膨潤圧、 $F$  は膨潤応力に寄与する係数である。 $\beta$  は温度変化によって生じる応力を求めるときの係数で、等方弾性体の場合、次式のようなになる。

$$\beta = (3\lambda + 2\mu) \alpha_s \quad (3-6)$$

$\lambda$ 、 $\mu$  はラメの定数であり次式で求まる。

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \quad (3-7)$$

$$\mu = G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (3-8)$$

ここで、 $E$  はヤング率、 $\nu$  はポアソン比、 $\alpha_s$  は固相の線膨張係数である。

(3-5) 式において、第 1 項は弾性応力を表す項、第 2 項は膨潤応力を表す項、第 3 項は熱応力を表す項、第 4 項は有効応力の原理により生ずる項（水圧の項）、第 5 項は外部物体力を表す項である。

膨潤圧は、浸潤にともなう水分ポテンシャル $\psi$ の変化にともない発生する<sup>3-5)</sup>ものとし、次式で定義する。

$$\pi(\theta_1) = \rho_l g(\Delta\psi) = \rho_l g(\psi(\theta_1) - \psi(\theta_0)) = \rho_l g \int_{\theta_0}^{\theta_1} \frac{\partial\psi}{\partial\theta} d\theta \quad (3-9)$$

ここで、 $\theta_0$  は初期の体積含水率である。

### 3.1.2 問題の定義

ここでは、DECOVALEX 事務局により示された Task3 BMT1 の課題の概要を示す。

#### (1) 解析条件

解析は図 3-1 に示す領域を対象に行なう。解析は以下の手順で実施する。

- ① 処分坑道および処分孔の掘削解析（定常解析）
- ② 廃棄体、緩衝材、埋め戻し材定置後の再冠水解析（非定常解析）

それぞれの解析における境界条件を図 3-2 に示す。掘削解析における初期条件は、岩盤の温度は 45℃、圧力水頭はモデル中心部分で 1000m となるような静水圧分布である。掘削の際は、坑道表面は自由変位とし、表面の温度は 20℃、圧力水頭は 0m で固定とする。そして、掘削解析により得られた岩盤内の温度、圧力水頭、応力分布を再冠水解析時の初期条件とする。再冠水解析は 200 年実施する。ここでは、廃棄体、緩衝材、埋め戻し材を定置した時点をも 0 として解析を行なう。緩衝材、埋め戻し材の初期応力は 0、初期温度は 20℃、初期含水比は 15℃である。

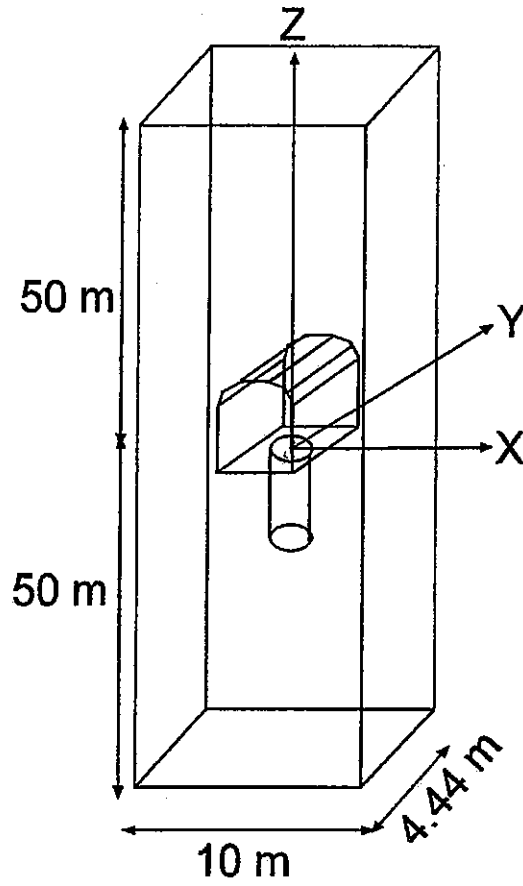
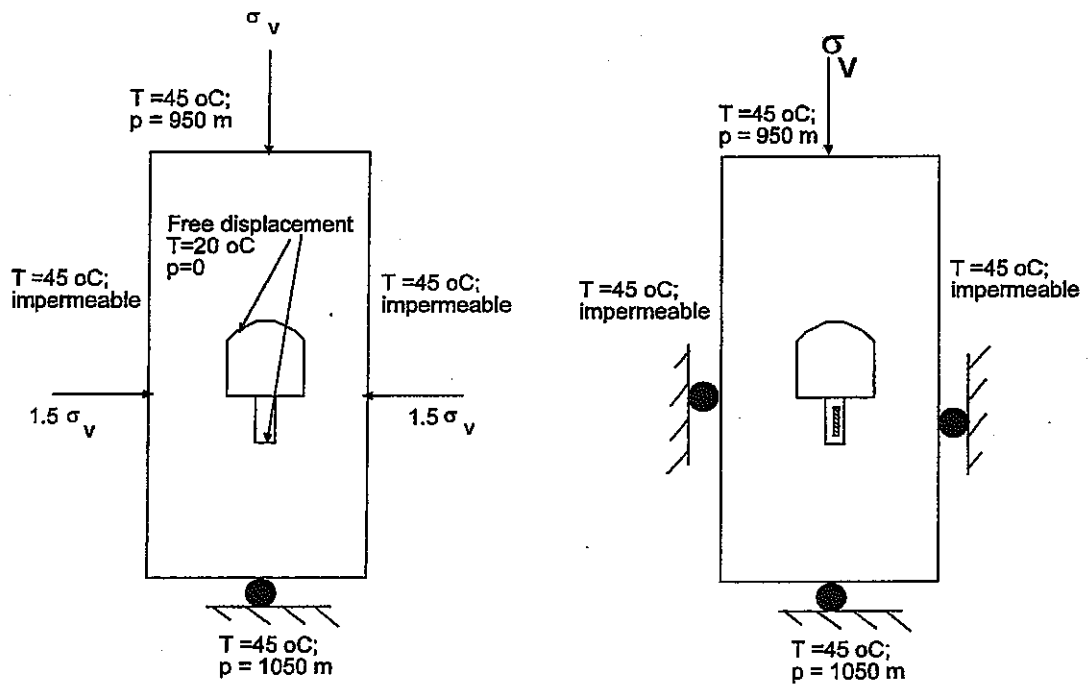


図 3-1 解析領域



(a) 掘削解析 (定常解析)

(b) 再冠水解析 (非定常解析)

図 3-2 解析における境界条件

(2) 解析ケース

解析においては、以下のようなケースを設定する。

F0：亀裂なし

F1：処分孔を中心高さにおいて水平に横切る1本の亀裂が存在

F2：X方向およびZ方向に等間隔（1.0m）に亀裂が存在

F3：X方向およびZ方向に等間隔（0.5m）に亀裂が存在

F4：F1+処分坑道から5m離れたところに鉛直亀裂が存在

F5：F1+F3

F0、F1、F4 においては岩盤部分の透水性として固有透過度  $K=10^{-19}$ 、 $10^{-18}$ 、 $10^{-17}m^2$  のケースを検討する。

(3) 緩衝材内における結果出力

緩衝材内における結果の出力点を図 3-3 に、その座標を表 3-1 に示す。各点において、温度 ( $T$ )、体積含水率 ( $\theta$ )、応力 ( $\sigma$ ) の経時変化を出力する。また、B1 における変位 ( $w$ ) も出力する。

また、以下の断面において各時刻におけるコンター図も出力する。

- ・出力断面；X=0、Y=0
- ・出力時刻；1、2、4、8、16、32、64、128、200 年

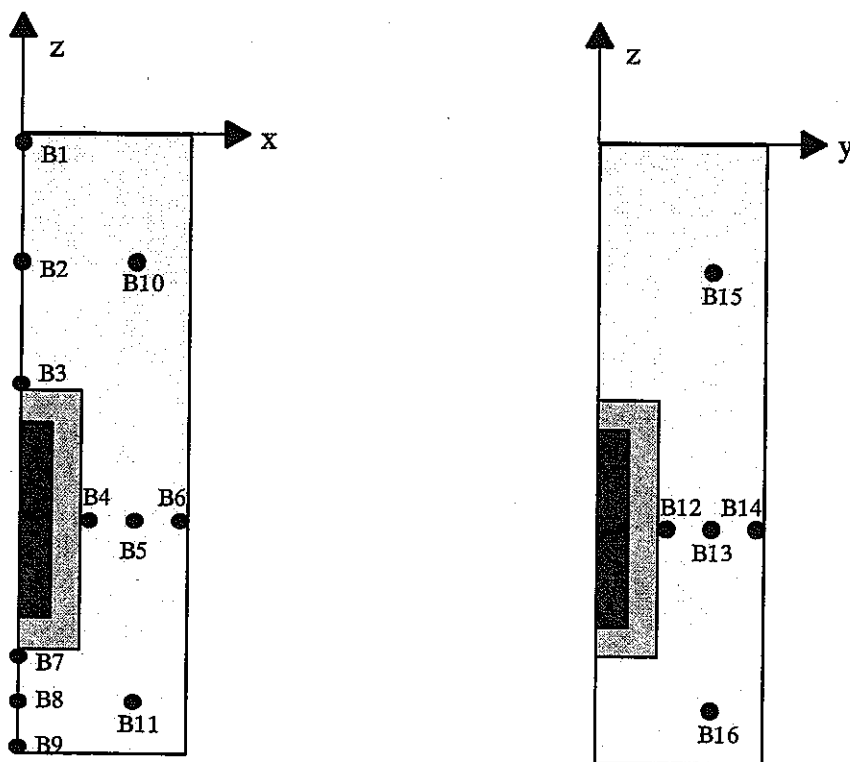


図 3-3 緩衝材内における出力地点

表 3-1 緩衝材内の出力地点の座標と出力

Point	x(m)	y(m)	z(m)	Output values
B1	0.00	0.00	0.00	$T, \theta, \sigma_{zz}, u_z$
B2	0.00	0.00	-0.85	$T, \theta, \sigma_{xx}, \sigma_{zz}$
B3	0.00	0.00	-1.70	$T, \theta, \sigma_{xx}, \sigma_{zz}$
B4	0.41	0.00	-2.665	$T, \theta, \sigma_{xx}$
B5	0.76	0.00	-2.665	$T, \theta, \sigma_{xx}, \sigma_{zz}$
B6	1.11	0.00	-2.665	$T, \theta, \sigma_{xx}$
B7	0.00	0.00	-3.43	$T, \theta, \sigma_{zz}$
B8	0.00	0.00	-3.78	$T, \theta, \sigma_{xx}, \sigma_{zz}$
B9	0.00	0.00	-4.13	$T, \theta, \sigma_{zz}$
B10	0.76	0.00	-0.85	$T, \theta, \sigma_{xx}, \sigma_{zz}$
B11	0.76	0.00	-3.78	$T, \theta, \sigma_{xx}, \sigma_{zz}$
B12	0.00	0.41	-2.665	$T, \theta, \sigma_{yy}$
B13	0.00	0.76	-2.665	$T, \theta, \sigma_{xx}, \sigma_{zz}$
B14	0.00	1.11	-2.665	$T, \theta, \sigma_{yy}$
B15	0.00	0.76	-0.85	$T, \theta, \sigma_{xx}, \sigma_{zz}$
B16	0.00	0.76	-3.78	$T, \theta, \sigma_{xx}, \sigma_{zz}$

(4) 岩盤内における結果出力

以下の断面におけるコンター図および以下の出力ライン上における分布図を示す。出力時刻および出力値は以下の通りである。

- ・出力断面； $X=0, Y=0$
- ・出力ライン； $X=Y=0, X=0 \& Z=-4.13/2, Y=0 \& Z=-4.13/2$
- ・出力時刻；1、2、4、8、16、32、64、128、200 年
- ・出力値；温度、間隙水圧、破壊基準に基づく安全率、透水係数

(5) 比較マトリックス

連成の影響を把握するため、表 3-2 に示す各ケースに関して解析を実施する。

表 3-2 THM の影響を把握するための比較マトリックス

出力	T	H	M	TH	HM	TM	THM
温度							
応力							
透水係数							
間隙水圧							
体積含水率							

(6) 岩盤の透水係数

ケース F0、F1、F4 においては岩盤の透水係数は有効間隙率の関数とする。両者の関係を図 3-4 に、関係式を (3-10) 式に示す。この関係は、固有透過度が  $10^{-19}$  から  $10^{-17} \text{m}^2$  の間の岩盤における実験結果<sup>3-5)</sup> から得られたものである。また、固有透過度の下限值は  $10^{-21} \text{m}^2$  とする。

$$K(\text{m}^2) = 2.186 \times 10^{-10} n^3 - 5.8155 \times 10^{-18} \tag{3-10}$$

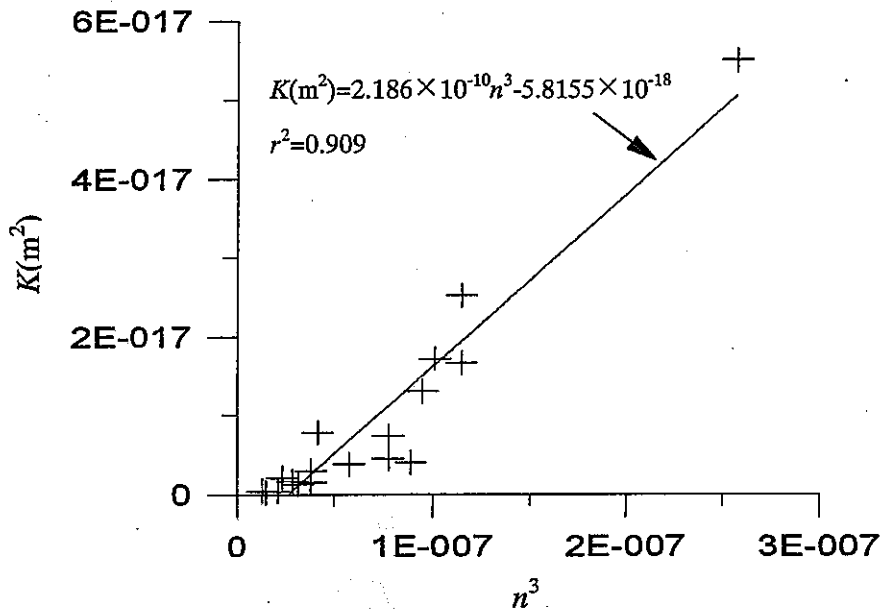


図 3-4 有効間隙率と固有透過度の関係

(7) 岩盤の破壊基準

ここでは、岩盤の破壊基準として以下に示す Hoek & Brown の破壊基準を用いる。

$$\sigma'_{1f} = \sigma'_3 + \sqrt{m\sigma_c\sigma'_3 + s\sigma_c^2} \tag{3-11}$$

ここで、 $\sigma'_{1f}$  は破壊時の最大有効主応力、 $\sigma'_3$  は最小有効主応力、 $\sigma'_{1f}$  は一軸圧縮強度 (=123MPa)、 $m$  および  $s$  は実験により求められた定数 ( $m=17.5$ ,  $s=0.19$ ) である。これらの値はカナディアンシールドに対する実験で得られたものである<sup>3-6)</sup>。

3.1.3 2次元モデルを用いた検討

(1) 解析モデル

解析は、軸対称モデルを用いて実施する。解析モデルの概念図を図 3-5 に示す。解析モデルでは処分深度を 1000m とする。緩衝材はケイ砂混合体(クニゲル V 1 ; 70%、乾燥密度  $1.60 \text{g/cm}^3$ )、埋め戻し材は骨材混合材(ベントナイト混合率 15%)、オーバーパックは炭素鋼製とした。また、

図 3-6 には人工バリア周辺における有限要素メッシュを示す。

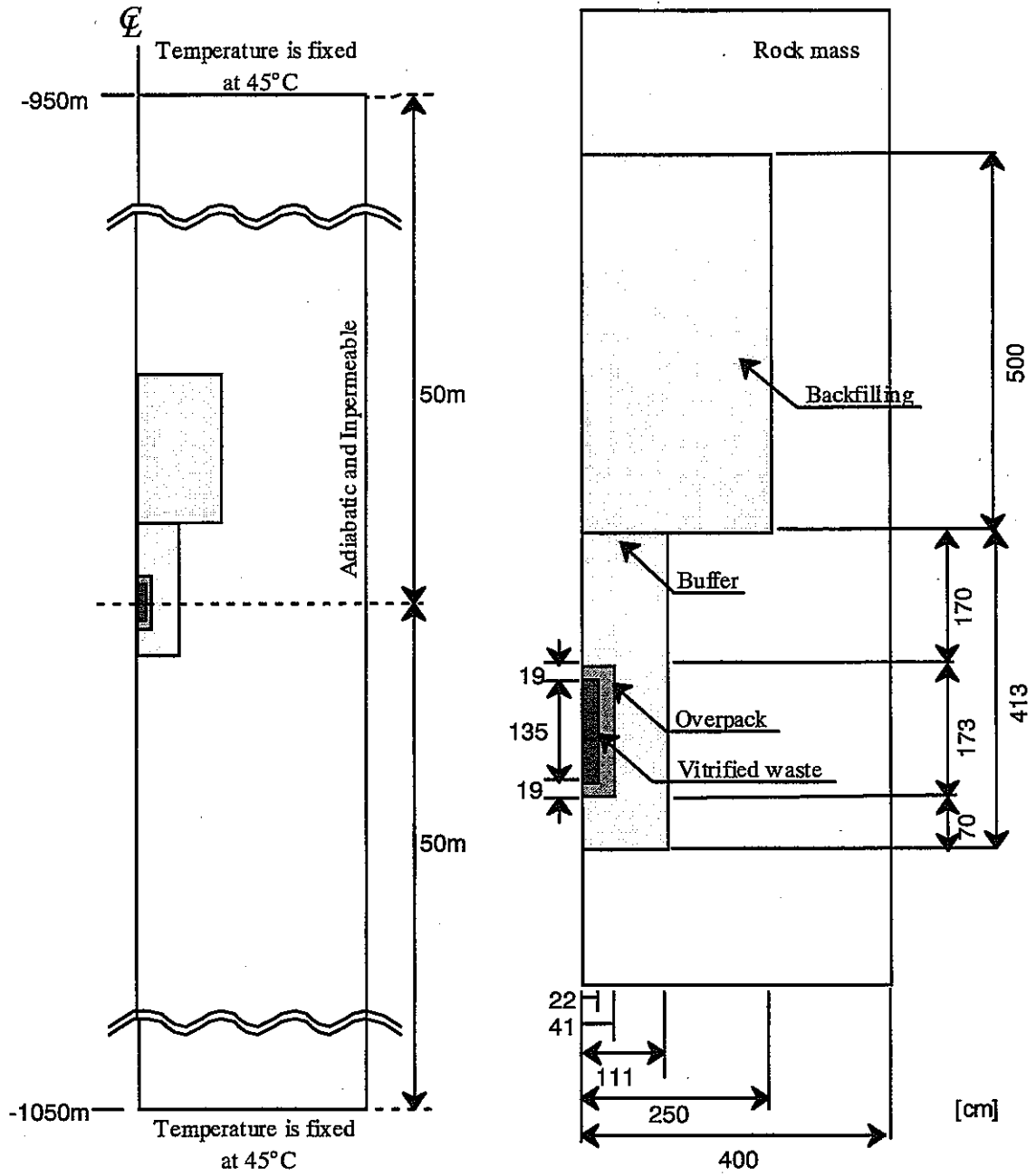


図 3-5 解析モデルの概念図

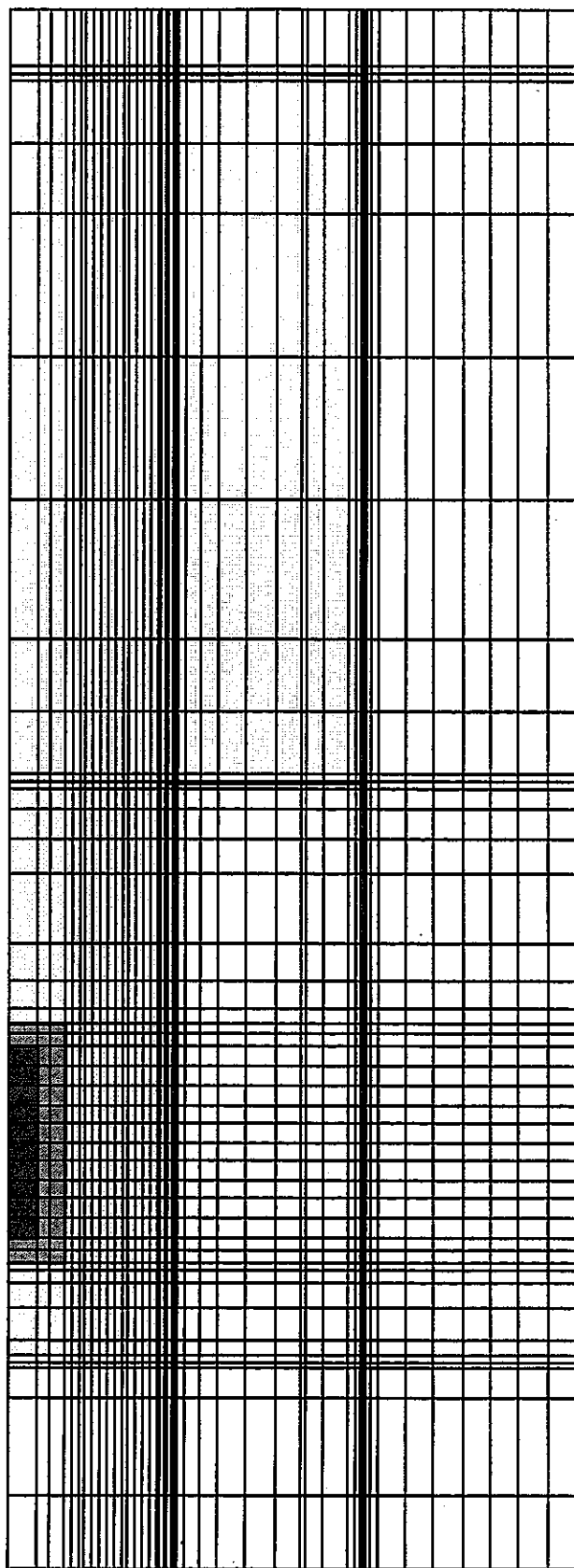


図 3-6 人工バリア周辺部における有限要素メッシュ



## (2) 解析用の物性値

## 1) 緩衝材の物性値の設定

## (a) 水分拡散係数および水分特性曲線

解析に用いる緩衝材の固有透過度  $K$  ( $\text{m}^2$ ) および水分拡散係数  $D_\theta$  ( $\text{cm}^2/\text{s}$ ) の関数式は、以下のとおりである<sup>3-7)</sup>。

$$K=4.00 \times 10^{-21} \quad (3-12)$$

$$\begin{aligned} D_\theta &= D_{\theta_s} + D_{\theta_t} \\ &= \frac{(1.76 \times 10^{-8} T - 3.04 \times 10^{-7})(\theta - \theta_s)}{(\theta + 3.68 \times 10^{-3})(-3.68 \times 10^{-3} - \theta_s)} \\ &\quad + \frac{\theta(-1.48 \times 10^{-7} T - 2.98 \times 10^{-6})}{(5.22 \times 10^{-3} T + 2.68 \times 10^{-1})(\theta - (5.22 \times 10^{-3} T + 2.68 \times 10^{-1}))} \end{aligned} \quad (3-13)$$

ここで、 $T$ は温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )、 $\theta$ は体積含水率 (-) である。

水分特性曲線 (水分ポテンシャル  $\psi$  ( $\text{cm}$ ) と体積含水率の関係  $\theta$  (-) ) には、van Genuchten による関数モデルを適用した<sup>3-8)</sup>。van Genuchten によると、有効飽和度  $S_e$  および比水分容量  $C$  は次式で表される。

$$S_e = (1 + |\alpha\psi|^n)^{-m} \quad (\alpha > 0) \quad (3-14)$$

$$m = 1 - \frac{1}{n} \quad (0 < m < 1, n > 1) \quad (3-15)$$

$$C(\theta) = \frac{\partial \theta}{\partial \psi} = \alpha(n-1)(\theta_s - \theta_r) S_e^{1/m} (1 - S_e^{1/m})^m \quad (3-16)$$

ここで、 $\theta_s$ は飽和体積含水率、 $\theta_r$ は最小含水量である。

ケイ砂混合体の水分ポテンシャルの実測値<sup>3-9)</sup>から、パラメータ  $\theta_s$ 、 $\theta_r$ 、 $\alpha$ 、 $n$  を以下のように設定した<sup>3-7)</sup>。

$$\theta_s = 0.403, \theta_r = 0.000, \alpha = 8.0 \times 10^{-5} \text{ cm}^{-1}, n = 1.6 \quad (3-17)$$

## (b) 温度勾配下における水分移動に関する係数

一般に、温度勾配による水分移動に関する係数  $D_T$  の評価は、水理学的境界条件を与えなくても、内部の水分分布が不均一になることによる水分勾配の影響が生じるため、簡単ではない<sup>3-10)</sup>。ここでは、室内試験結果から  $D_T$  の値を設定した。温度勾配による水分移動に関する係数  $D_T$  は、次式のように設定した。

$$D_T = D_{T_0} \exp\left(\alpha_T \frac{T - T_0}{T_0}\right) \quad (3-18)$$

ここで、 $D_{T_0}$  は基準となる係数の値、 $T_0$  は基準温度、 $\alpha_T$  は温度に対する非線形性の度合を調整するパラメータで、スカラー量である。室内試験結果<sup>3-7)</sup>から、各パラメータは以下のように設定した。

$$D_{T_0} = 7.0 \times 10^{-8} \text{ cm}^2/\text{s}^\circ\text{C}, \alpha_T = 0.0, T_0 = 10.0^\circ\text{C} \quad (3-19)$$

### (c) 膨潤圧

ベントナイトは水の浸潤にともない膨潤する。膨潤により発生する膨潤圧は、ベントナイト内の水分ポテンシャルの低下量に等しいと考えられている。供試体内部において、膨潤圧が発生したときに拘束境界面に作用する応力を、ここでは膨潤応力と定義する。膨潤応力の値は、ベントナイトの微視的構造による影響などにより、膨潤圧とは必ずしも等しくならない<sup>3-10)</sup>。したがって、膨潤応力に寄与する膨潤圧は、内部に発生する膨潤圧にある係数を乗じることによって表現できると考えられる。現在のところ、係数  $F$  を理論的に求めることは困難であるので、実測の膨潤応力の測定データから  $F$  を求めた。得られた値は以下のとおりである<sup>3-7)</sup>。

$$F = 0.050 \quad (3-20)$$

### (d) 熱物性

緩衝材の熱伝導率 ( $\text{W/m}^\circ\text{C}$ )、比熱 ( $\text{kJ/kg}^\circ\text{C}$ ) は、含水比  $\omega$  (%) の関数として設定した<sup>3-7)</sup>。

$$\text{熱伝導率} : \lambda = 4.44 \times 10^{-1} + 1.38 \times 10^{-2} \omega + 6.14 \times 10^{-3} \omega^2 - 1.69 \times 10^{-4} \omega^3 \quad (3-21)$$

$$\text{比熱} : c = \frac{34.1 + 4.18\omega}{100 + \omega} \quad (3-22)$$

## 2) その他の物性値

解析に用いた物性値は表 3-3 のとおりである。

埋め戻し材の不飽和浸透特性に関しては、次のように設定する。ベントナイト混合材の水分ポテンシャル (サクシオン) は、モンモリロナイトの含有率に依存すると考えられるため、含水比を(3-23)式に示すモンモリロナイトの含有率  $R_{mon}$  で正規化した含水比 ( $\omega_{mon}$  (%), Normalized water content) で整理すると、水分ポテンシャル  $\psi$  (Pa) と  $\omega_{mon}$  の関係は(3-24)式で表せる。そこで、両式を用い、ベントナイト混合率 15% の埋め戻し材のサクシオンと含水比の関係を算出する。そして、van Genuchten による関数モデル<sup>3-8)</sup> を適用し、埋め戻し材の不飽和水分特性曲線を同定し、同モデルから埋め戻し材の不飽和透水係数を設定する。van Genuchten によると、不飽和透水係数  $k$  は(3-25)式で表される。

$$\omega_{mon} = \omega / R_{mon} \tag{3-23}$$

$$\psi = \rho g [(-1.37 \times 10^4 T + 1.23 \times 10^6) \times \exp(-9.5 \times 10^{-3} (\omega_{mon} R_{mon})^2) + 3.5 \times 10^5 (\omega_{mon} R_{mon})^{-0.95}] \tag{3-24}$$

$$k_r = \frac{k}{k_s} = S_e^{1/2} \left( 1 - \left( 1 - S_e^{1/m} \right)^m \right)^2 \tag{3-25}$$

ここで、 $k_r$  は比透水係数、 $k_s$  は飽和透水係数である。また、 $S_e$  は有効飽和度で (3-14) 式より、 $n$  は van Genuchten モデルのパラメータで (3-15) 式より求められる。

(3-23)、(3-24) 式を用い算出された骨材混合材のサクシヨンの値から、van Genuchten モデルのパラメータを以下のように設定した。

$$\theta_s = 0.333, \theta_r = 0.000, \alpha = 1.5 \times 10^{-4} \text{ cm}^{-1}, n = 3.0 \tag{3-26}$$

図 3-7 には、(3-23)、(3-24) 式を用いて算出された骨材混合材のサクシヨンと、van Genuchten による関数モデル (VG model) により得られた不飽和浸透特性を示す。また、埋め戻し材の熱物性に関しては、緩衝材と同じものを使用し、岩盤の不飽和浸透特性に関しては、図 3-8 に示すものを用いた<sup>3-11)</sup>。

表 3-3 熱-水-応力連成解析に用いた物性値

物性値	ガラス固化体	オパール	緩衝材	埋め戻し材	岩盤
弾性係数 (MPa)	$8.2 \times 10^4$	$2.0 \times 10^5$	$58.74-1.87\omega$	$3.0 \times 10^0$	$3.7 \times 10^4$
ポアソン比 (-)	0.3	0.3	0.3	0.4	0.25
乾燥密度 (g/cm <sup>3</sup> )	2.80	7.80	1.60	1.80	2.67
固有透過度 (m <sup>2</sup> )	$1.0 \times 10^{-30}$	$1.0 \times 10^{-30}$	$4.0 \times 10^{-20}$	$6.0 \times 10^{-19}$	$1.0 \times 10^{-15}$
熱伝導率 (W/m°C)	1.2	53.0	(3-21)式	(3-21)式	2.8
比熱 (kJ/kg°C)	0.96	0.46	(3-22)式	(3-22)式	1.0
熱膨張係数 (1/°C)	$1.0 \times 10^{-6}$	$1.64 \times 10^{-6}$	$1.0 \times 10^{-6}$	$1.0 \times 10^{-6}$	$1.0 \times 10^{-6}$

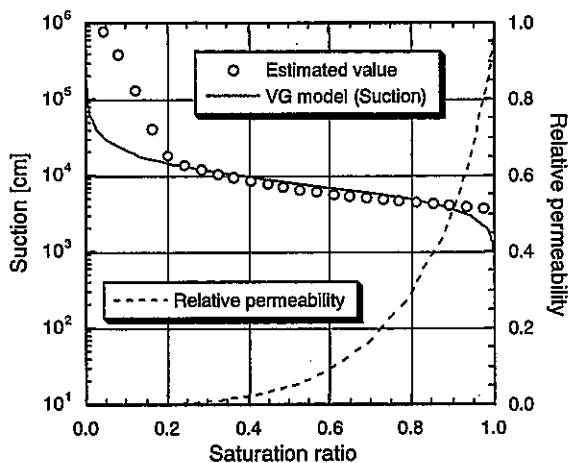


図 3-7 埋め戻し材の不飽和浸透特性

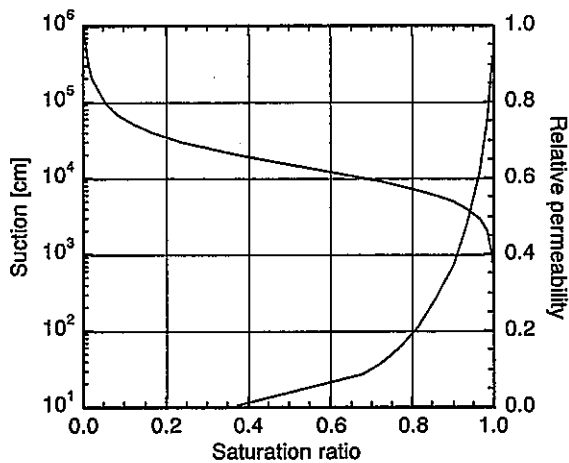


図 3-8 岩盤の不飽和浸透特性

(3) 廃棄体の発熱量

廃棄体の発熱量の経時変化として、図 3-9 に示すものを用いる<sup>3-12)</sup>。これは、中間貯蔵期間を 50 年とした場合の発熱量である。解析では、ガラス固化体に相当する各要素に単位体積当たりの発熱量を与えた。

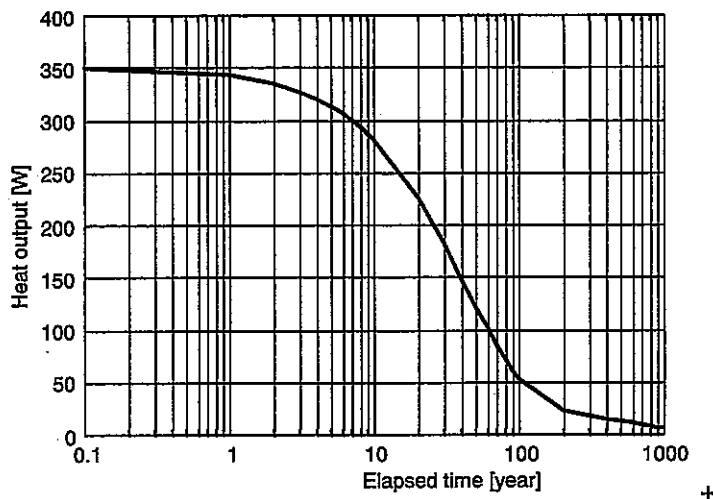


図 3-9 廃棄体の発熱量

(4) 解析ケース

実施した解析ケースを表 3-4 に示す。解析は岩盤の固有透過度に関するパラメータスタディとして実施し、熱-水連成解析と非連成解析（熱解析、水理解析）との比較を行なった。

表 3-4 BMT1 解析ケース（2次元軸対称解析）

岩盤の固有透過度(m <sup>2</sup> )	TH	T	H
10 <sup>-14</sup>	Case14TH	CaseT	Case14H
10 <sup>-15</sup>	Case15TH		Case15H
10 <sup>-16</sup>	Case16TH		Case16H
10 <sup>-17</sup>	Case17TH		Case17H
10 <sup>-18</sup>	Case18TH		Case18H
10 <sup>-19</sup>	Case19TH		Case19H
10 <sup>-20</sup>	Case20TH		Case20H
10 <sup>-21</sup>	Case21TH		Case21H
10 <sup>-22</sup>	Case22TH		Case22H

### (5) 解析結果

図 3-10 および図 3-11 に緩衝材内における各出力ポイント（B1～B11）の含水比の経時変化を示す。各図は、Case14TH（熱-水連成解析、岩盤の固有透過度  $K = 10^{-14} \text{m}^2$ ）の解析結果である。図 3-10 は解析モデルの対称軸上における出力ポイント、図 3-11 はその他のポイントである。図 3-10 より、岩盤に近いポイントから順次含水比が上昇しており、オーバーバック近傍のポイント（B3 および B7）においてのみ発熱の影響で含水比が初期より減少していることが分かる。この傾向は図 3-11 においても同様で、オーバーバック近傍のポイント B4 のみで含水比の低下が見られた。

図 3-12 および図 3-13 には、含水比の経時変化に対する岩盤の固有透過度の影響を示す。出力ポイントは B4 であり、図 3-12 は非連成解析（水理解析）、図 3-13 は熱-水連成解析である。水理解析、熱-水連成解析とも傾向は同じであり、岩盤の固有透過度が小さくなるほど、ポイント B4 における含水比が飽和となるのに要する時間が長くなっている。図 3-14 には水理解析と熱-水連成解析との比較を示す。同図より、熱-水連成解析の場合発熱の影響により含水比が初期値より減少する傾向が見られるが、最終的に飽和に達する時間は水理解析に比べそれほど大きくは変わらないことが分かる。特に岩盤の固有透過度が大きい場合は、飽和に達する時間はほぼ同じになっている。しかしながら、岩盤の固有透過度が小さくなると、水理解析に比べ、熱-水連成解析の方が飽和に達するのに時間を要していることが分かる。

図 3-15 には、掘削後定常に達した時の岩盤内のオーバーバック中心高さにおける全水頭の分布を示す。同図より、岩盤の固有透過度が大きいほど全水頭の低下は大きく、固有透過度が  $10^{-22} \text{m}^2$  の場合（Case22TH）には緩衝材から 1m 以上離れた地点では全水頭は低下していないことが分かる。図 3-16～図 3-18 には人工バリア定置後の全水頭の経時変化を示す。図 3-16 は岩盤の固有透過度が  $10^{-14} \text{m}^2$  の場合（Case14TH）、図 3-17 は  $10^{-18} \text{m}^2$  の場合（Case18TH）、図 3-18 は  $10^{-22} \text{m}^2$  の場合（Case22TH）である。岩盤の固有透過度が大きい場合（図 3-16）は、掘削による岩盤内の間隙水圧の低下も大きい、人工バリアの定置後の圧力回復も早いことが分かる。人工バリア定置後数年ではほぼ掘削前の間隙水圧に戻っている。Case18TH の場合（岩盤の固有透過度が  $10^{-18} \text{m}^2$ ）、掘削による岩盤内の間隙水圧の低下は Case14TH と同程度に大きい、人工バリア定置後の回復は Case14TH に比べかなり遅くなっている。また、Case22TH の場合は、掘削による岩盤内の間隙水圧低下は掘削された坑道近傍のみで発生しており、人工バリア定置後も間隙水圧の回復は見ら

れない。そして、人工バリア定置により間隙水圧はさらに低下している。このように岩盤の固有透過度の違いに岩盤内の間隙水圧分布は大きく影響を受けるため、緩衝材の浸潤過程は、図 3-12、図 3-13 に示したように岩盤の固有透過度により異なる結果となったものと考えられる。

図 3-19、図 3-20 には緩衝材内の各出力ポイントにおける温度の経時変化を示す。各図は、CaseT (熱解析) の解析結果である。図 3-19 は解析モデルの対称軸上における出力ポイント、図 3-20 はその他のポイントである。オーバーパック表面が最も温度が高くなっており、離れるに従って低くなっている。オーバーパック表面における最高温度は 85°C 程度であり、最高温度に達する時間は人工バリア定置後約 20 年である。図 3-21～図 3-23 には熱-水連成解析と熱解析とのポイント B4 における温度の経時変化の比較を示す。岩盤の固有透過度が  $10^{-20} \text{m}^2$  より大きい場合は、熱-水連成解析による最高温度は熱解析に比べ小さくなっている。一方、岩盤の固有透過度が  $10^{-21} \text{m}^2$  より小さい場合は、逆に熱-水連成解析による最高温度は熱解析に比べ大きい結果となった。

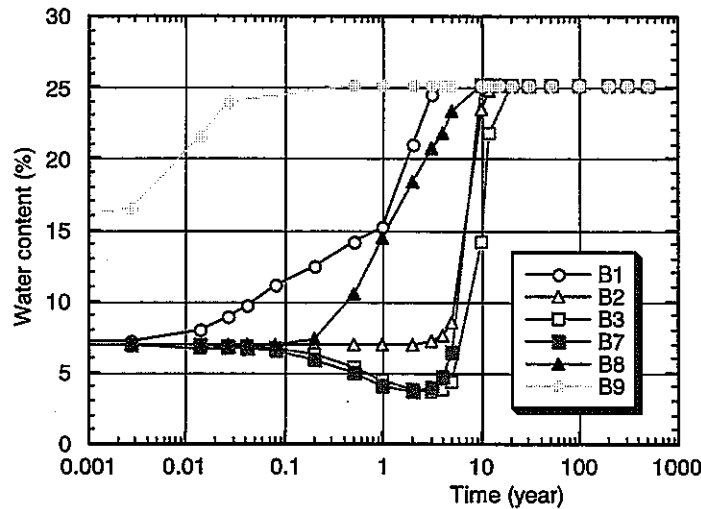


図 3-10 緩衝材内の含水比の経時変化 (対称軸上)  
(熱-水連成解析 Case14TH、岩盤の固有透過度  $K = 10^{-14} \text{m}^2$ )

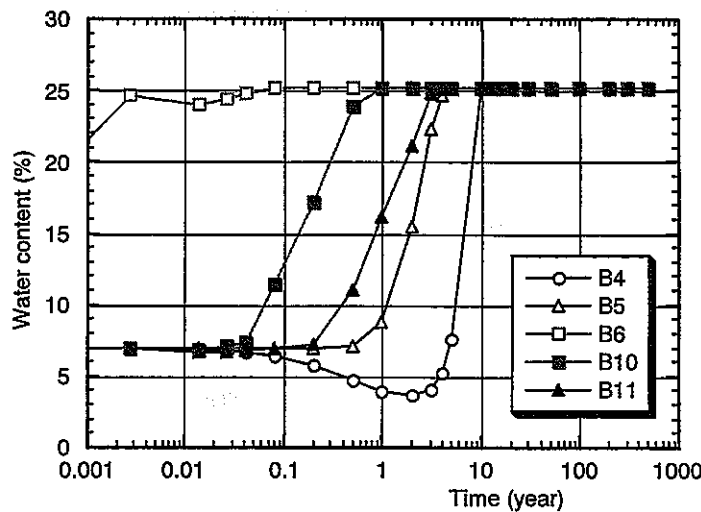


図 3-11 緩衝材内の含水比の経時変化 (緩衝材内側部)  
(熱-水連成解析 Case14TH、岩盤の固有透過度  $K = 10^{-14} \text{m}^2$ )

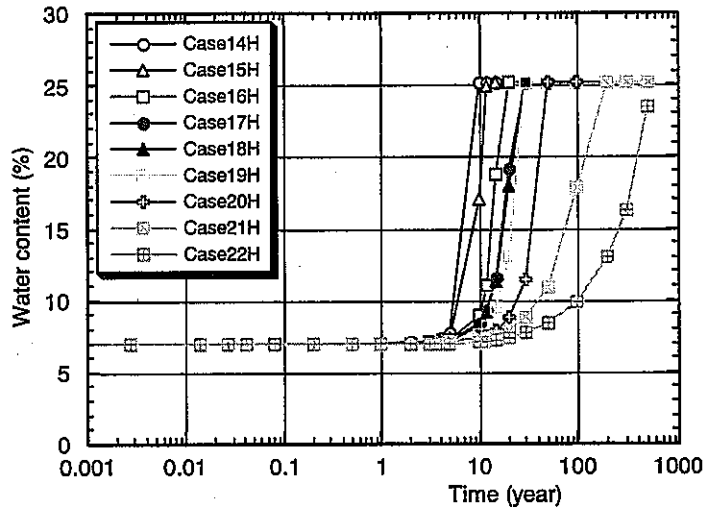


図 3-12 オーバーバック近傍における緩衝材の含水比の比較 (点 B4)  
(水理解析結果)

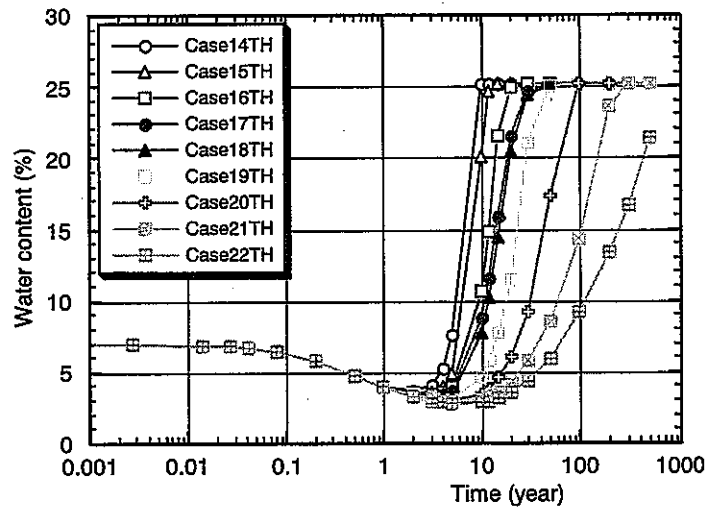


図 3-13 オーバーバック近傍における緩衝材の含水比の比較 (点 B4)  
(熱-水連成解析結果)

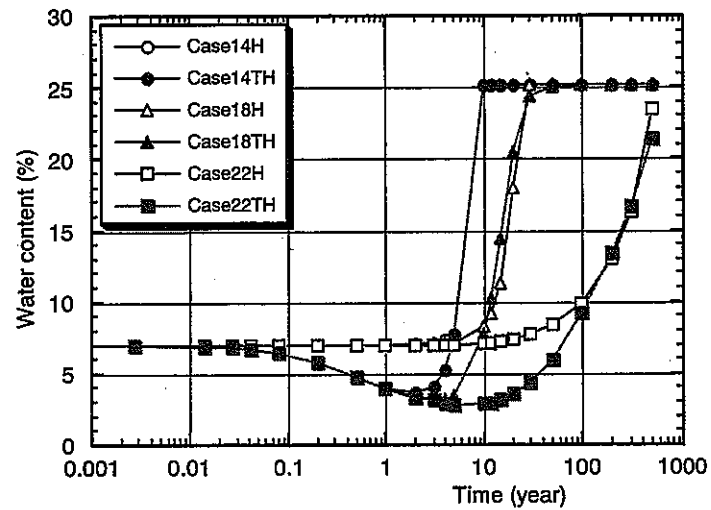


図 3-14 熱-水連成解析と水理解析とによる緩衝材の含水比の比較 (点 B4)

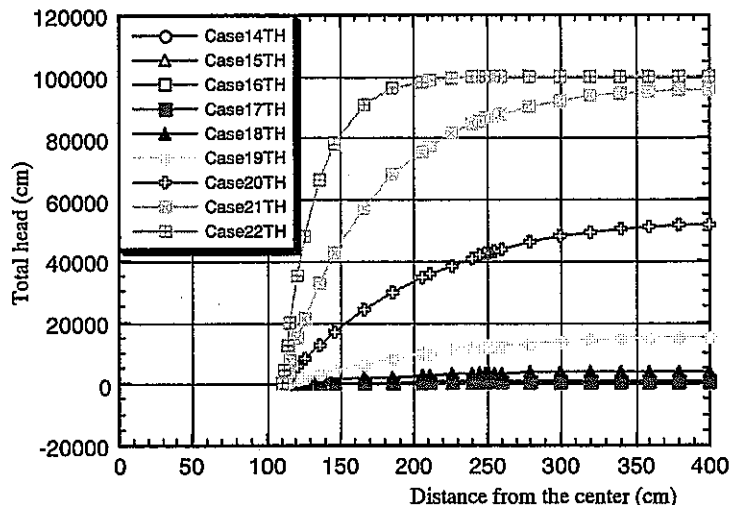


図 3-15 掘削後定常時における岩盤内の全水頭分布

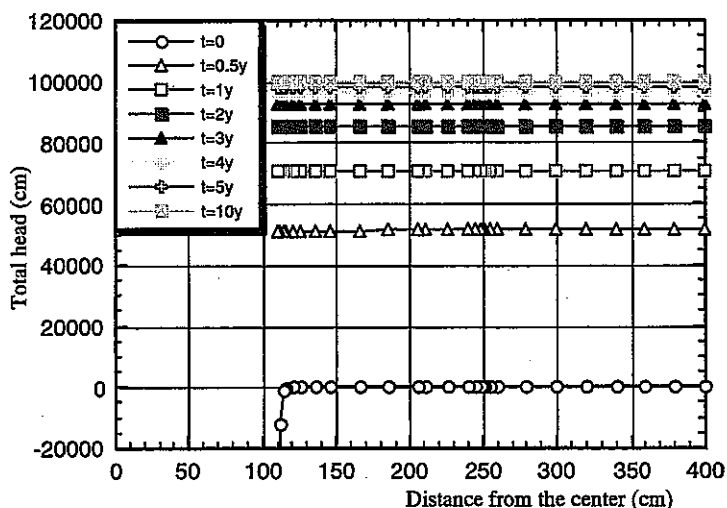


図 3-16 人工バリア定置後の岩盤内における全水頭の経時変化  
(熱-水連成解析 Case14TH、岩盤の固有透過度  $K = 10^{-14} \text{m}^2$ )

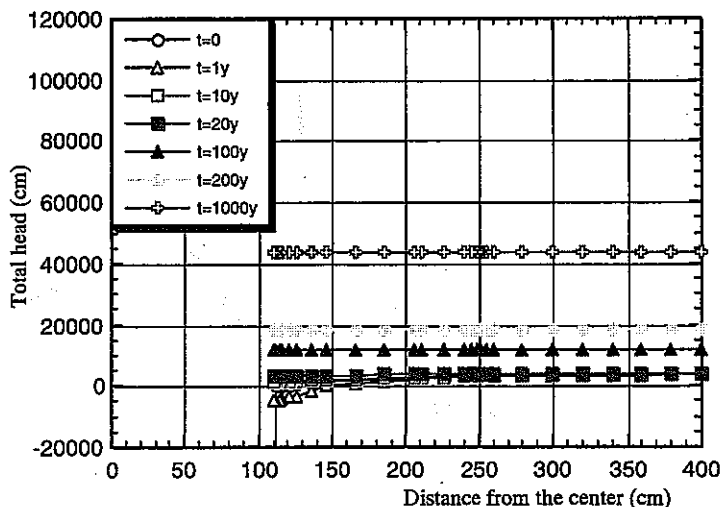


図 3-17 人工バリア定置後の岩盤内における全水頭の経時変化  
(熱-水連成解析 Case18TH、岩盤の固有透過度  $K = 10^{-18} \text{m}^2$ )



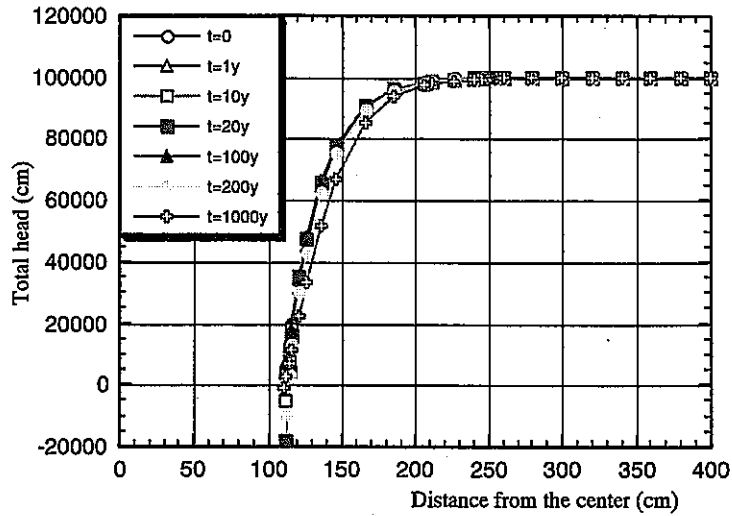


図 3-18. 人工バリア定置後の岩盤内における全水頭の経時変化  
(熱-水連成解析 Case22TH、岩盤の固有透過度  $K = 10^{-22} \text{m}^2$ )

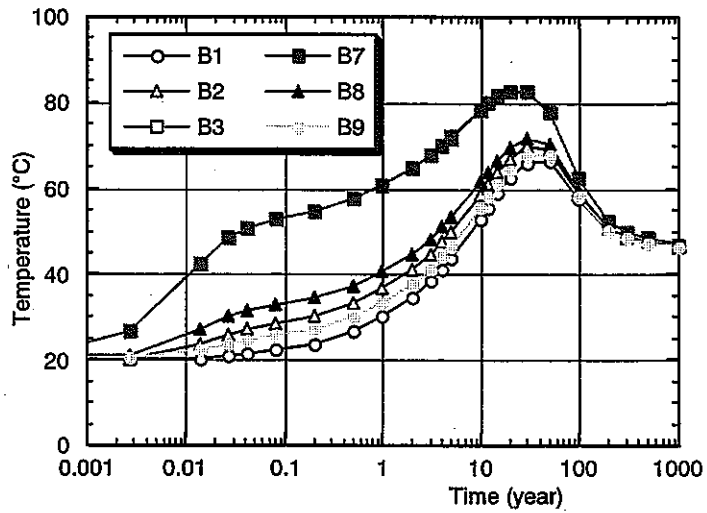


図 3-19 熱解析による緩衝材内の温度の経時変化 (対称軸上)

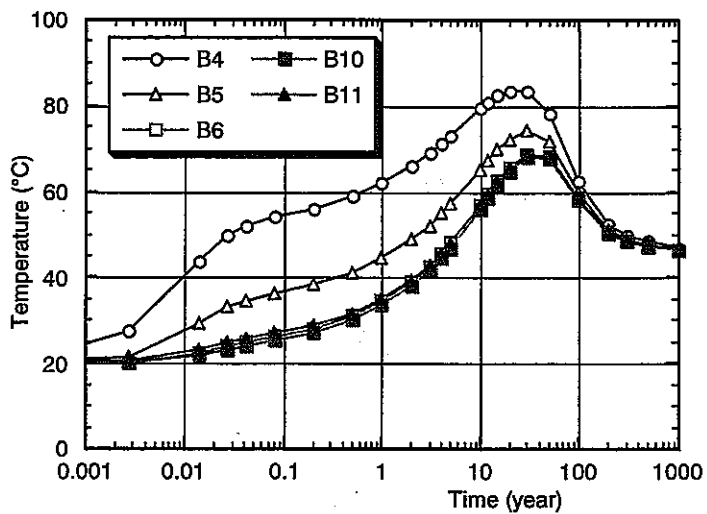


図 3-20 熱解析による緩衝材内の温度の経時変化 (緩衝材内側部)

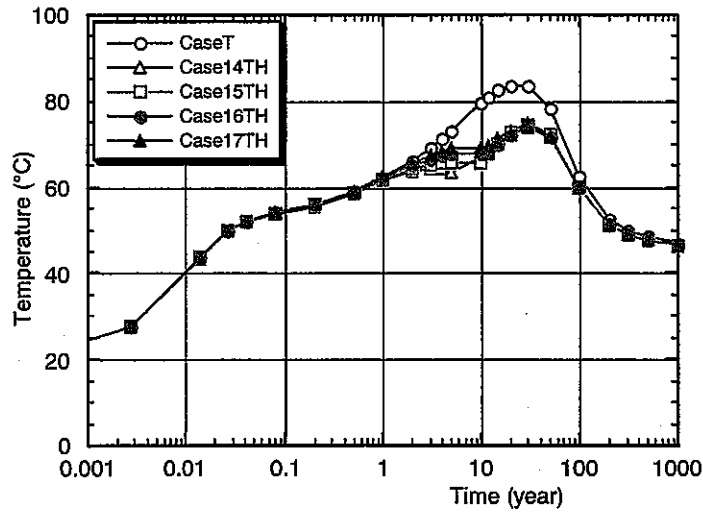


図 3-21 オーバーバック近傍における緩衝材の温度の比較 (点 B4)  
(岩盤の固有透過度  $K = 10^{-14} \text{ m}^2 \sim 10^{-17} \text{ m}^2$ )

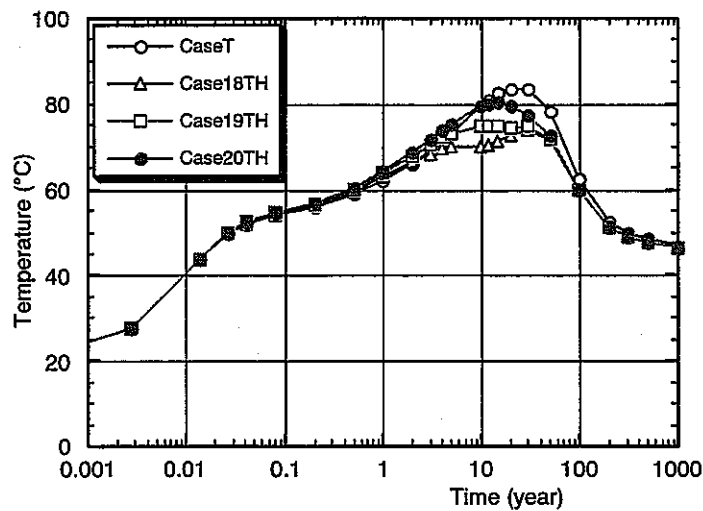


図 3-22 オーバーバック近傍における緩衝材の温度の比較 (点 B4)  
(岩盤の固有透過度  $K = 10^{-18} \text{ m}^2 \sim 10^{-20} \text{ m}^2$ )

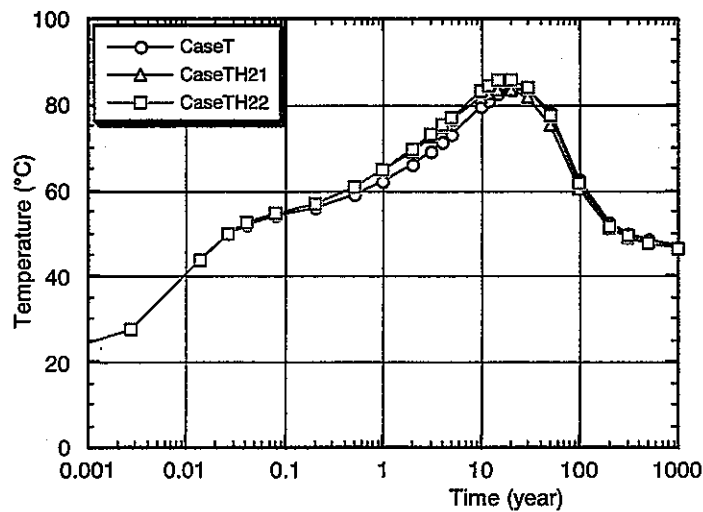


図 3-23 オーバーバック近傍における緩衝材の温度の比較 (点 B4)  
(岩盤の固有透過度  $K = 10^{-21} \text{ m}^2 \sim 10^{-22} \text{ m}^2$ )

## (6) まとめ

2次元軸対称モデルを用い熱-水連成解析と非連成（水理解析、熱解析）との比較を行なった。ここで得られた知見は以下の通りである。但し、ここで得られた知見は今回設定された解析条件の場合のものであり、緩衝材物性値、境界条件等が変われば異なってくることも考えられる。

- ・ オーバーバック近傍においてのみ発熱の影響により初期より含水比が減少した。
- ・ 岩盤の固有透過度が小さくなるほど、緩衝材内の含水比が飽和となるのに要する時間が長くなった。
- ・ 熱-水連成解析の場合発熱の影響により含水比が初期値より減少する傾向が見られるが、最終的に飽和に達する時間は水理解析に比べそれほど大きくは変わらない結果となった。特に岩盤の固有透過度が大きい場合は、飽和に達する時間はほぼ同じになった。しかしながら、岩盤の固有透過度が小さくなると、水理解析に比べ、熱-水連成解析の方が飽和に達するのに時間を要した。
- ・ 岩盤の固有透過度が大きい場合は、掘削による岩盤内の間隙水圧の低下も大きいですが、人工バリアの定置後の圧力回復も早い。一方、岩盤の固有透過度が小さい場合は、掘削による岩盤内の間隙水圧低下は小さくなるが、人工バリア定置後の間隙水圧の回復も遅くなる。このように岩盤の固有透過度の違いに岩盤内の間隙水圧分布は大きく影響を受けるため、その結果として緩衝材の浸潤過程は岩盤の固有透過度により異なる結果となる。
- ・ 岩盤の固有透過度が大きい場合は、熱-水連成解析による最高温度は熱解析に比べ小さくなる。しかし、岩盤の固有透過度が小さい場合（岩盤の透水性が緩衝材の透水性より悪い場合）は、逆に熱-水連成解析による最高温度は熱解析に比べ大きい結果となる場合も生じる。

### 3.1.4 3次元モデルを用いた検討

#### (1) 解析ケース

当初は、3.1.2 に示した解析ケースで検討を実施する予定であったが、解析量が膨大となるため、より効率的に検討が進められるよう解析ケースに関しての見直しがなされた。その見直し案に基づき、3次元モデルを用いた解析を行う。解析は次年度以降に実施することとなっており、ここでは解析ケースのみを示す。

#### 1) Geometry (2ケース)

G1 ; F0 (亀裂無し)

G2 ; F1 (処分孔を水平に横切る亀裂が1本存在する)

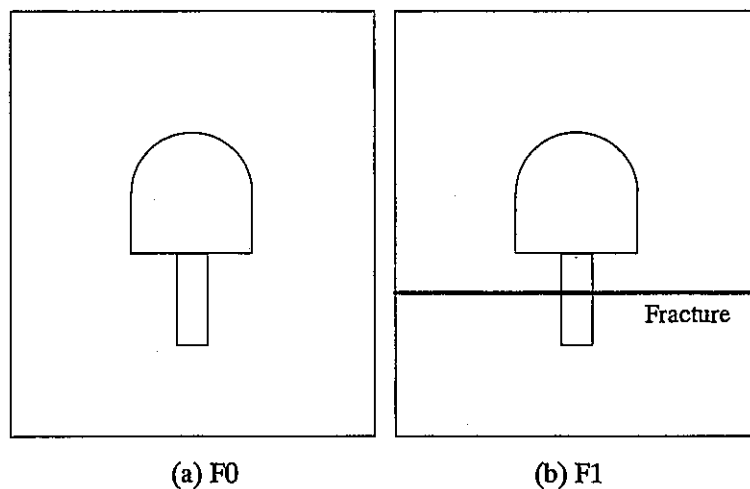


図 3-24 Model Geometry

2) Bentonite property (3 ケース)

B1 ; ケイ砂混合ベントナイト (クニゲル V1 : ケイ砂 = 7 : 3,  $\rho_d = 1.60 \text{g/cm}^3$ )

B2 ; 粒状ベントナイト (OT-9607,  $\rho_d = 1.65 \text{g/cm}^3$ )

B3 ; ベントナイト単体 (クニゲル V1 100%,  $\rho_d = 1.80 \text{g/cm}^3$ )

3) Permeability of rock mass (3 ケース)

R1 ;  $K_o = 10^{-17} \text{m}^2$  ( $n_o = 4.17 \times 10^{-3}$ )

R2 ;  $K_o = 10^{-18} \text{m}^2$  ( $n_o = 3.15 \times 10^{-3}$ )

R3 ;  $K_o = 10^{-19} \text{m}^2$  ( $n_o = 3.00 \times 10^{-3}$ )

4) Effect of coupling (7 ケース)

T, H, M, TH, HM, TM, THM

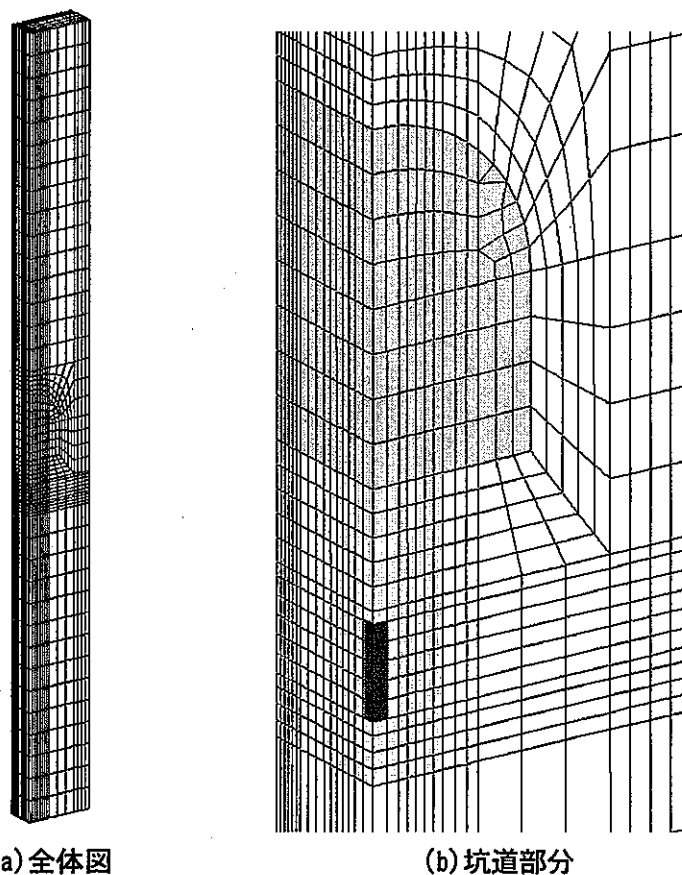
上記の解析ケースに基づいて解析を実施する。解析においては F0-B1-R1 を基本ケースとする。まず基本ケースにおいて coupling の影響評価を行なう。引き続き F0-B2-R1 に関しても同様の検討を行ない、coupling の影響評価を行なう。続いて、F0-B3-R1 ケースの THM 計算を行い、F0-B1-R1-THM および F0-B2-R1-THM との比較を行ない、ベントナイトが異なることによる影響を検討する。続いて、F0-B1-R2-THM および F0-B1-R3-THM の計算を行い、F0-B1-R1-THM の結果と合わせ、岩盤の透水性の影響を確認する。最後に、F1-B1-R1-THM の計算を行い、亀裂の影響評価を行なう。解析の手順を表 3-5 に示す。

表 3-5 3次元解析手順

Step	Basic case	Scoping object	Analysis case
1	F0-B1-R1	Effect of coupling	T、H、M、TH、HM、 TM、THM
2	F0-B2-R1	Effect of coupling	T、H、M、TH、HM、 TM、THM
3	F0-B3-R1	Effect of bentonite property	THM
4	F0-B1-R2、 R3	Effect of permeability of rock mass	THM
5	F1-B1-R1	Effect of fracture	THM

(2) 解析メッシュ

解析に用いたメッシュ図を図 3-25 に示す。



(a) 全体図

(b) 坑道部分

図 3-25 解析メッシュ図 (3次元)

## 3.2 DECOVALEX III Task3 BMT2 の解析

## 3.2.1 目的

BMT2 では、亀裂の幾何学的情報、力学的情報としてセラフィールドでのデータが与えられている。これらの情報を用いてスケールアップした場の物性を検討することが第一の課題となっている。このスケール効果は、亀裂の不均一性により生じる。ここでは、応力場の不均一性を考慮した Pixel 法及び三次元クラックテンソルによりスケール効果を検討した。

## 3.2.2 亀裂情報

本研究では英国セラフィールドで取得された亀裂情報を用いて、スケール効果を検討する。原位置試験場は、主に Formation1、Formation2、Fault Zone の3領域に分割されている。表 3-6～表 3-8 は、各領域での亀裂の幾何学・力学情報である。

表 3-6 Formation1 での亀裂情報

No.set I (Formation1)	1	2	3	4
Dip direction (°)	145.00	148.00	21.00	87.00
Dip (°)	8.00	88.00	76.00	69.00
JRC <sub>300</sub>	2.84	4.20	2.75	3.00
JCS <sub>300</sub>	61.00	196.00	160.00	220.00
$\phi_r$ (°)	24.90	28.00	27.00	31.00

表 3-7 Formation2 での亀裂情報

No.set I (Formation2)	1	2	3	4
Dip direction (°)	28.00	156.00	20.00	90.00
Dip (°)	25.00	81.00	72.00	68.00
JRC <sub>300</sub>	3.81*	3.81*	4.00	4.28
JCS <sub>300</sub>	118.02*	118.02*	60.00	39.00
$\phi_r$ (°)	27.15*	27.15*	26.70	26.00

\* average value of all sets

表 3-8 Fault zone での亀裂情報

No.set I (Fault Zone)	1	2	3	4
Dip direction (°)	21.00	150.00	21.00	85.00
Dip (°)	8.00	76.00	72.00	74.00
JRC <sub>300</sub>	2.35	8.48	3.99	2.17
JCS <sub>300</sub>	123.15	76.00	140.00	105.00
$\phi_r$ (°)	25.30	24.30	32.60	25.70

原位置で得られた亀裂情報より、亀裂長さ  $L$  の単位面積(km<sup>2</sup>)当たりの亀裂本数  $P_{20}$  は(3-27)式で表される。単位面積(km<sup>2</sup>)当たりの総亀裂本数は(3-28)式のように  $L_{min}$  から  $L_{max}$  まで(3-27)式を積分す

ることによって得られる。ここで  $L_{min}$  は最小亀裂長さ 0.5m、 $L_{max}$  は最大亀裂長さ 250m である。一辺が  $L_m$  の正方形領域  $L_m^2(m^2)$  に存在する総亀裂本数( $N_{20m}$ )は、 $P_{20}$  が面積に対して不変であると仮定することで、(3-29)式で与えられるとする。

$$P_{20} = 4 \times 10^6 \cdot L^{-2.2} \text{ (Number / km}^2\text{)} \quad (3-27)$$

$$\int_{L_{min}}^{L_{max}} P_{20} dL = 7653570 \quad (3-28)$$

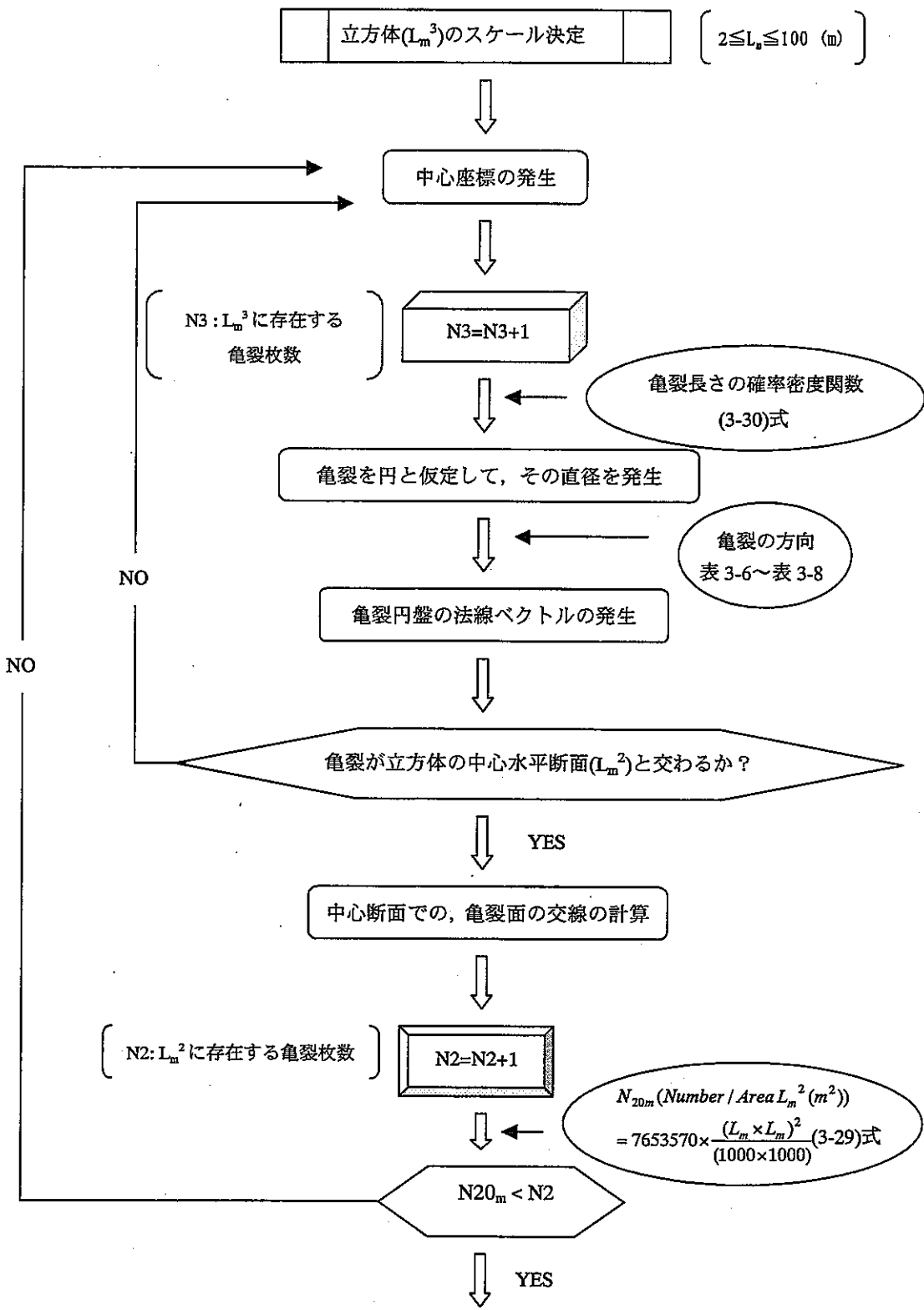
$$N_{20m} \text{ (Number / Area } L_m^2 \text{ (m}^2\text{))} = 7653570 \times \frac{(L_m \times L_m)^2}{(1000 \times 1000)} \quad (3-29)$$

一方、(3-27)、(3-28)式より  $P_{20}$  の確率密度関数は(3-20)式となる。

$$f(L) = \frac{4 \times 10^6}{7653570} L^{-2.2} \quad (3-30)$$

### 3.2.3 亀裂の再現

本研究では、Pixel 法及びクラックテンソルにより、スケール効果を検討する。Pixel 法では二次元的な亀裂の再現、クラックテンソルでは三次元的な亀裂の再現を試み、スケールによる水理・力学的なパラメータのばらつきを検討した。図 3-26 は、各手法での亀裂の再現の手順をフローチャートにしたものである。本研究では、各フォーメーション(Formation1、2、Fault zone)での亀裂分布は均一であるとし、すべてのセット(12 セット)での亀裂情報を用いて、スケール効果を検討した。





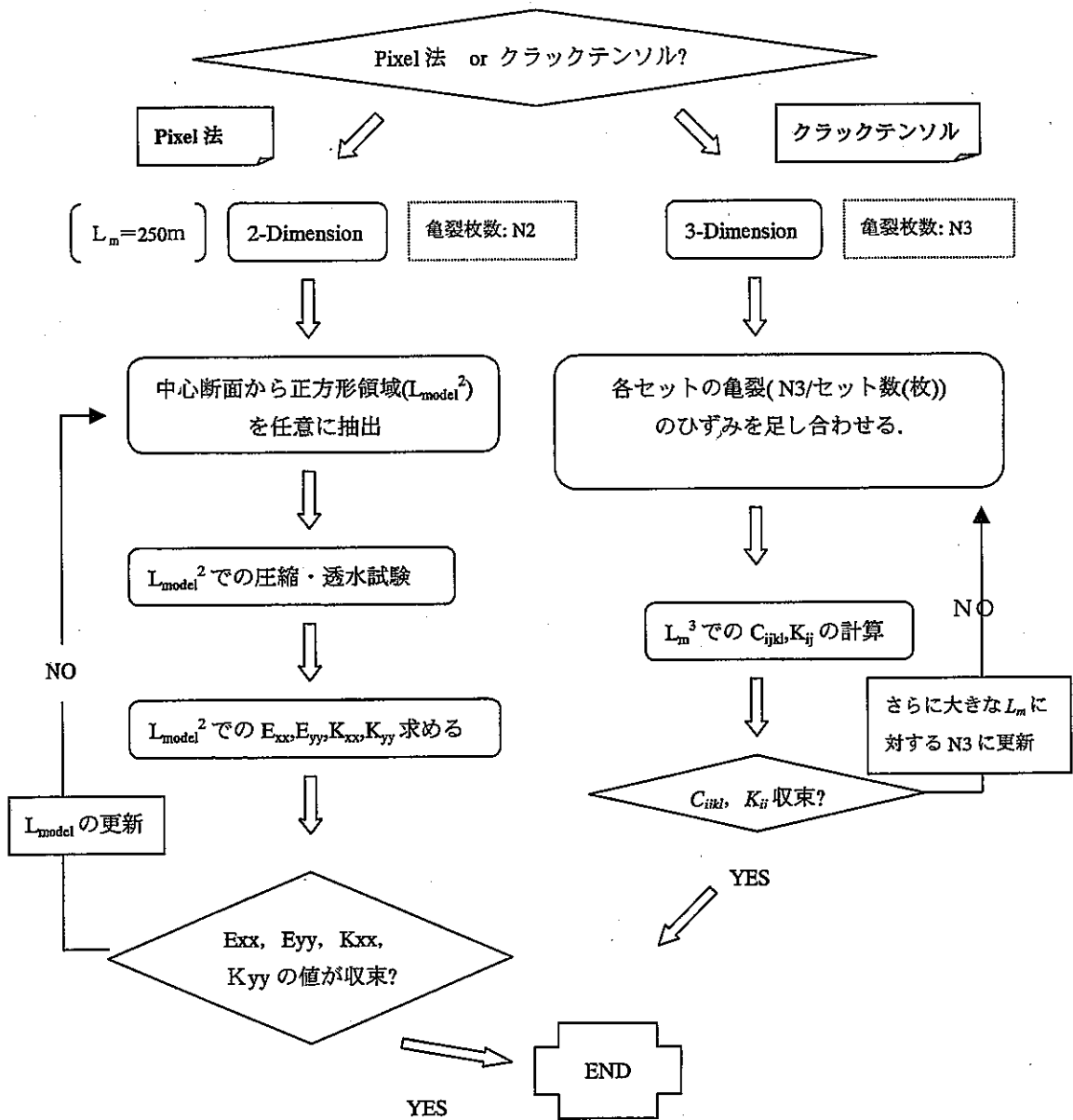


図 3-26 フローチャート

### 3.2.4 Pixel 法

Pixel 法では、最大亀裂長さ 250m を考慮して、一辺 250m の正方形領域を最大の面積とする。そして、計算機容量から 250m 正方形を 1250×1250 に分割し、その一要素 (20cm 四方) を 1 ピクセルとして扱う。

図 3-27 は、一辺 ( $L_n$ ) 250m の立方体の中心水平断面 (要素数 1562500) における亀裂分布である。同図から、一辺長 ( $L_{model}$ ) が 2、5、10、20、35m の正方形領域を任意に抽出する。サンプル数は順に 150、75、30、25、15 個である。

図 3-28、図 3-29、図 3-30 はそれぞれ一辺長 ( $L_{model}$ ) が 10、20、35m の正方形での各 Pixel (20 × 20cm) の亀裂分布 (枚数) である。

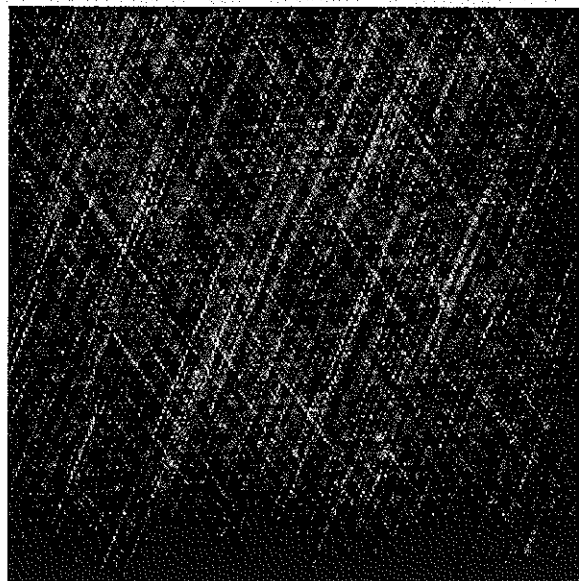


図 3-27 中心断面での亀裂分布

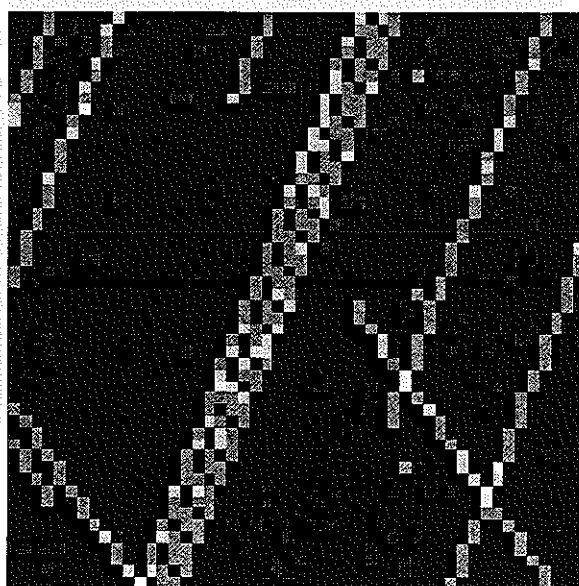


図 3-28 10m モデル例 (50×50 要素)

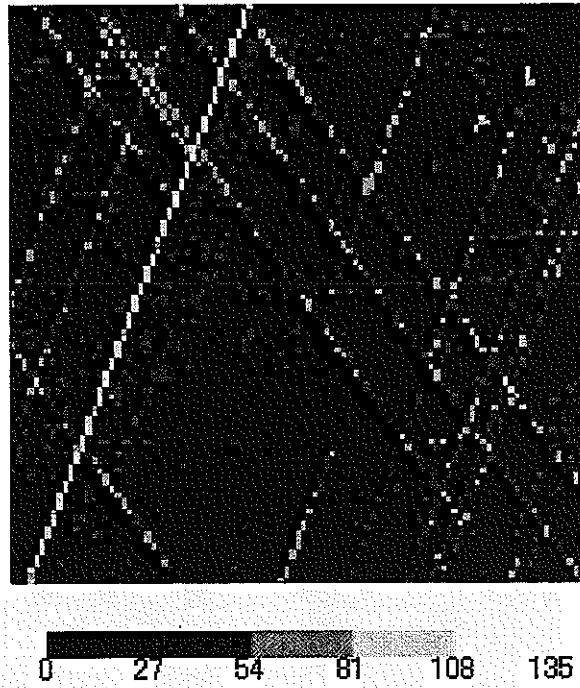


図 3-29 20m モデル例 (100×100 要素)



図 3-30 35m モデル例 (175×175 要素)

(1) 圧縮試験

亀裂が存在する Pixel での変形は、亀裂部のみで起こり周辺の岩体ブロックは変形しないと考

える。亀裂の変形による体積変化は微小であるので、亀裂を含む Pixel では体積ひずみが起こらないと仮定する。この仮定により、弾性係数 ( $E_{pixel}$ ) が(3-31)式で与えられるとする。 $L_{pixel}$  は Pixel の一辺長 (20cm)、 $n$  は Pixel に存在する亀裂本数、 $\nu$  はポアソン比 ( $\nu \approx 0.5$ )、 $K_s$  は(3-32)式で与えられる各セットのせん断剛性である。亀裂面に作用する垂直応力  $\sigma_n$  は全セットで等しく、土被り 500m での垂直応力 (12.7MPa) が作用しているとする。 $\phi_r^I$  は各セットの残留内部摩擦角である。上付き添え字 I はセット番号を指す。また、母岩の弾性係数は、各フォーメーションでの平均値 70.3GPa とする。

以上の仮定に従い、平面ひずみ状態で図 3-31 に示す様に、上下端から载荷する圧縮試験解析を行った。

$$\frac{1}{K_s^1 + K_s^2 + \dots + K_s^n} L_{Pixel} = \frac{E_{Pixel}}{2(1+\nu)} \quad (3-31)$$

$$K_s = \frac{100}{L_{Pixel}} \sigma_n \tan \left[ JRC^I \log_{10} \left( \frac{JCS^I}{\sigma_n} \right) + \phi_r^I \right] \quad (3-32)$$

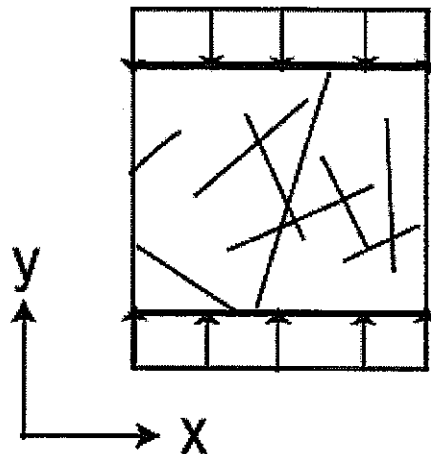


図 3-31 圧縮試験の概要

上下左右の各面の平均変位から場の上下方向及び水平方向のひずみを計算し、平面応力場での弾性係数を求める。

図 3-32 は圧縮試験の結果であり、スケールと弾性係数の平均値との関係と、各スケールでの弾性係数の標準偏差を表している。同図に見られるように、Pixel 法では弾性係数の異方性は、あまり発揮されないことが分かる。

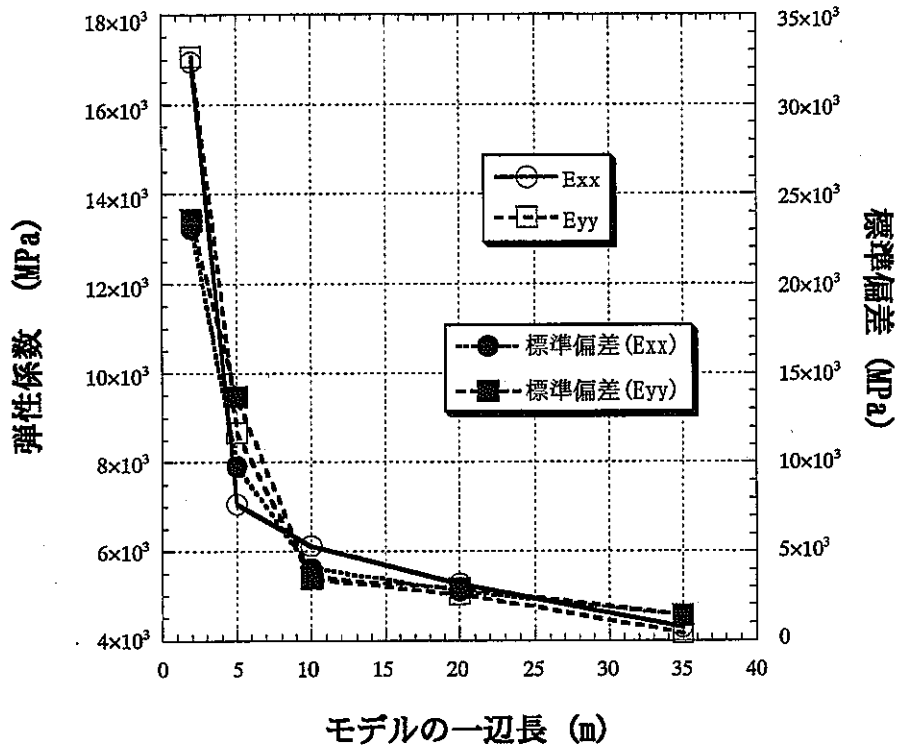


図 3-32 モデルの一辺長と弾性係数及び標準偏差の関係

(2) 透水試験

各 Pixel での透水係数  $K_{pixel}$  は、亀裂の方向を無視して、各亀裂の透水係数を足し合わせたものとする。したがって、三乗則で得られる透水量係数が亀裂枚数に比例して大きくなり、それを 1Pixel の一辺長  $L_{pixel}$  で除することにより、各 Pixel の透水係数  $K_{pixel}$  が(3-33)式で与えられる。 $e$  は水理学的な亀裂幅、 $\mu$  は粘性係数、 $n$  は各 Pixel に存在する亀裂枚数である。本研究では  $e$  は、全セットの初期亀裂幅  $a_j^I$  の平均値とする。また、母岩の透水係数は、各フォーメーションでの平均値  $8.85E-14(m/s)$  とする。以上の仮定に従い、図 3-33 に示す様に、動水勾配が一方向になる様に境界条件を与え、定常浸透解析を行った。そして得られた下流端からの流量を下流長で除することにより、単位長さ当たりの領域の流出量を求め、それを設定した動水勾配で除して透水係数を求める。

$$K_{Pixel} = \frac{\left( \frac{e^3 g}{12\mu} \right)}{L_{Pixel}} \times n \tag{3-33}$$

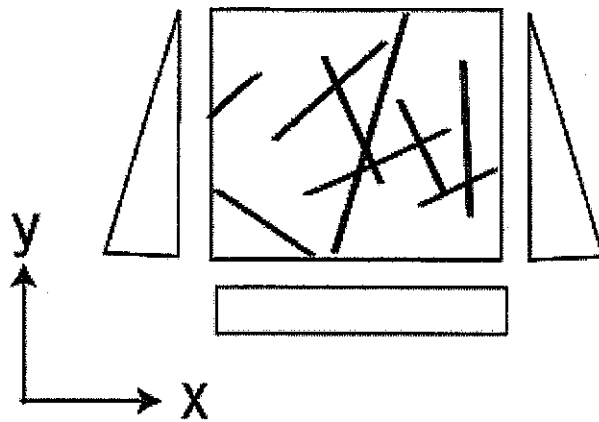


図 3-33 透水試験の概要

図 3-34 は透水試験の結果であり、スケールと透水係数の平均値との関係と、各スケールでの透水係数の標準偏差を表している。同図を図 3-32 と比較すると、透水係数の方が大きな異方性を有していることが分かる。

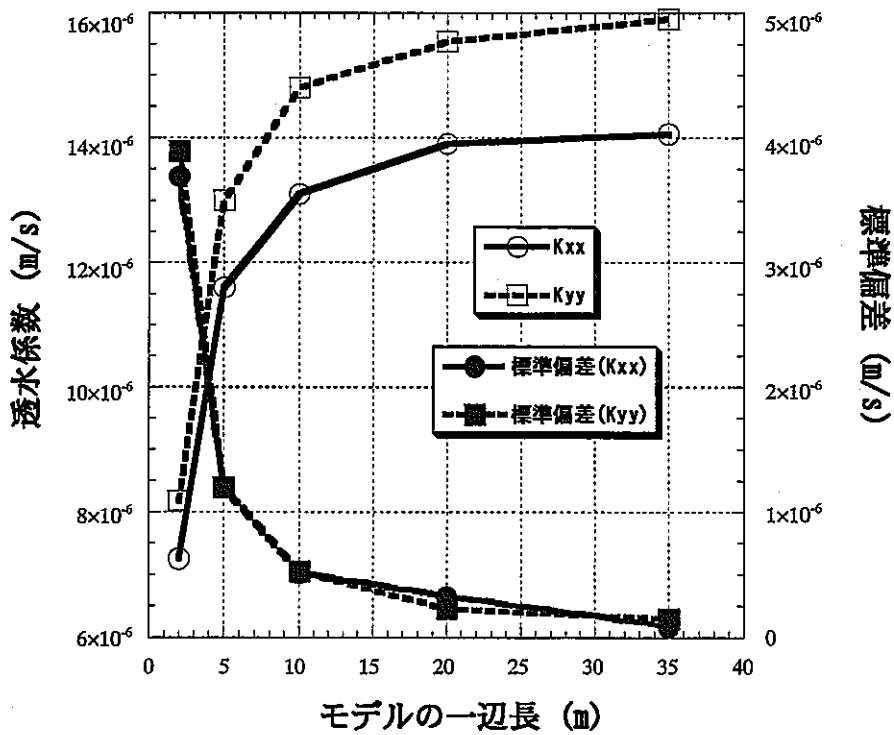


図 3-34 モデル一辺長と透水係数及び標準偏差の関係

## (3) 考察(Pixel 法)

Pixel 法により、水理・力学的パラメータのスケール効果を検討した結果、以下のことが分かった。

- 1) スケールの増加に伴い、弾性係数( $E_{xx}$ ,  $E_{yy}$ )は減少し、透水係数( $K_{xx}$ ,  $K_{yy}$ )は上昇する。
- 2) スケールの増加に伴い、弾性係数及び透水係数の標準偏差は減少し、その異方性は小さい。
- 3) 透水係数の異方性はサイズと伴に大きくなる一方、弾性係数の異方性は極めて小さい。
- 4) 弾性係数及び透水係数は、一辺長が 15~20m の正方形領域より大きくなると、規模依存性が極めて小さくなる。

## 3.2.5 クラックテンソル

クラックテンソルは各亀裂を足しあわせて決定されるが、本研究では、亀裂面方向で区分される各セット毎に設定した水理・力学的特性を足し合わせるにより作成する。以下の説明において上付き添え字 I はセット番号を指す。

昨年までの検討では、クラックテンソルを用いると 200m 以上にならないと安定した物性は得られなかった。しかし、前章の Pixel 法では数 10m 正方以上で安定している。この差は、応力の不均一性及び流路のコネクティビティの影響をクラックテンソルでは表現し得ないことが原因である。しかし、これらの影響をクラックテンソルに事前に考慮することは難しい。そこで本年度では、亀裂剛性のスケール効果に Barton and Bandis モデルを用い、小田が提案した亀裂の剛性が亀裂長さに反比例するという仮定を省略する。また、亀裂長さの分布は考慮せず、そのスケールでの平均値を用いて評価することにする。

亀裂長さ  $L_n$  に相当する  $JRC_n$ 、 $JCS_n$  は、(3-34)、(3-35)式のようなスケール効果をもつ。各セットの  $JRC_{300}^I$ 、 $JCS_{300}^I$  の値は、表 3-6~表 3-8 での値を用いる。

$$JRC_n = JRC_{300}^I \left(\frac{L_n}{300}\right)^{-0.02JRC_{300}^I} \quad (3-34)$$

$$JCS_n = JCS_{300}^I \left(\frac{L_n}{300}\right)^{-0.03JCS_{300}^I} \quad (3-35)$$

初期亀裂幅  $a_j$  は(3-36)式で示される。UCS は一軸圧縮強度であり、本研究では一軸圧縮強度を各フォーメーションでの平均値 108.3MPa と仮定している。

$$a_j = \frac{JRC_n}{5} \left(0.2 \frac{UCS}{JCS_n} - 0.1\right) \quad (3-36)$$

初期垂直剛性  $K_{ni}$  は(3-37)式で与えられる。

$$K_{ni} = -7.15 + 1.75JRC_n + 0.02(JCS_n / a_j) \quad (3-37)$$

垂直剛性  $K_n$ 、せん断剛性  $K_s$  は(3-38)、(3-39)式から得られる。亀裂面に作用する垂直応力  $\sigma_n$  は全セットで等しく、土被り 500m での垂直応力 (12.7MPa) が作用しているとする。 $V_m$  は最大亀裂閉じ幅であり、本研究では初期亀裂幅  $a_j$  と等しいとする。 $\phi_r^I$  は残留内部摩擦角である。(表 3-6～表 3-8)

$$K_n = K_{ni} \left[ 1 - \frac{\sigma_n}{V_m K_{ni} + \sigma_n} \right]^{-2} \quad (3-38)$$

$$K_s = \frac{100}{L_n} \sigma_n \tan \left[ JRC_n \log_{10} \left( \frac{JCS_n}{\sigma_n} \right) + \phi_r^I \right] \quad (3-39)$$

上述のように得られた垂直剛性  $K_n$ 、せん断剛性  $K_s$  は、亀裂長さ  $L_n$  に相当する値である。したがって、本研究では、小田が仮定したこれらの剛性の亀裂長さの反比例特性を省略することができる。弾性コンプライアンスは(3-40)式のようになり、同式の総和は全セットに対して行う。 $K_n^I$ 、 $K_s^I$  は、各セットでの  $K_n$ 、 $K_s$  の平均値である。また、セット I のクラックテンソル  $F_{ijkl}^I$ 、 $F_{ij}^I$ 、 $P_{ij}^I$  は(3-41)、(3-42)、(3-43)式で求まる。 $L^I$  はセット I での平均亀裂長さ、 $n_i$  は亀裂面の法線ベクトル、 $\delta_{ij}$  はクロネッカーデルタである。 $m_v^I$  は各セットでの亀裂枚数であり、本研究では全セットで等しいとする。

$$C_{ijkl} = \sum_I \left( \frac{1}{K_n^I} - \frac{1}{K_s^I} \right) F_{ijkl}^I + \frac{1}{4K_s^I} (\delta_{ik} F_{jl}^I + \delta_{jk} F_{il}^I + \delta_{il} F_{jk}^I + \delta_{jl} F_{ik}^I) \quad (3-40)$$

$$F_{ijkl}^I = \frac{\pi}{4} L^I{}^2 \frac{m_v^I}{V_r} n_i^I n_j^I n_k^I n_l^I \quad (3-41)$$

$$F_{ij}^I = \frac{\pi}{4} L^I{}^2 \frac{m_v^I}{V_r} n_i^I n_j^I \quad (3-42)$$

$$P_{ij}^I = \frac{\pi}{4} L^I{}^2 \frac{m_v^I}{V_r} n_i^I n_j^I \quad (3-43)$$

異方透水テンソル  $K_{ij}$  は水理学的な亀裂幅  $e^I$  を用いて(3-44)式で求まる。 $e^I$  は各セットの初期亀裂幅  $a_j$  の平均値と等しいと仮定する。

$$K_{ij} = \sum_I \frac{1}{12\mu} e^{I3} (P_{kk}^I \delta_{ij} - P_{ij}^I) \quad (3-44)$$



(3-34)~(3-44)式を用いることで、亀裂長さ  $L_n$  による亀裂の力学定数のスケール効果を考慮し、スケール毎の弾性係数及び透水係数を求めることができる。

(1) 三次元亀裂分布

図 3-26 のフローチャートに従って求めた、各スケールでの亀裂枚数 ( $N_3$ ) は図 3-35 で表される。図 3-36 は、スケールと亀裂密度 (亀裂枚数/体積、 $P_{30}$ ) の関係を表している。図 3-37 は各スケールで発生させた亀裂の平均亀裂長さを表している。

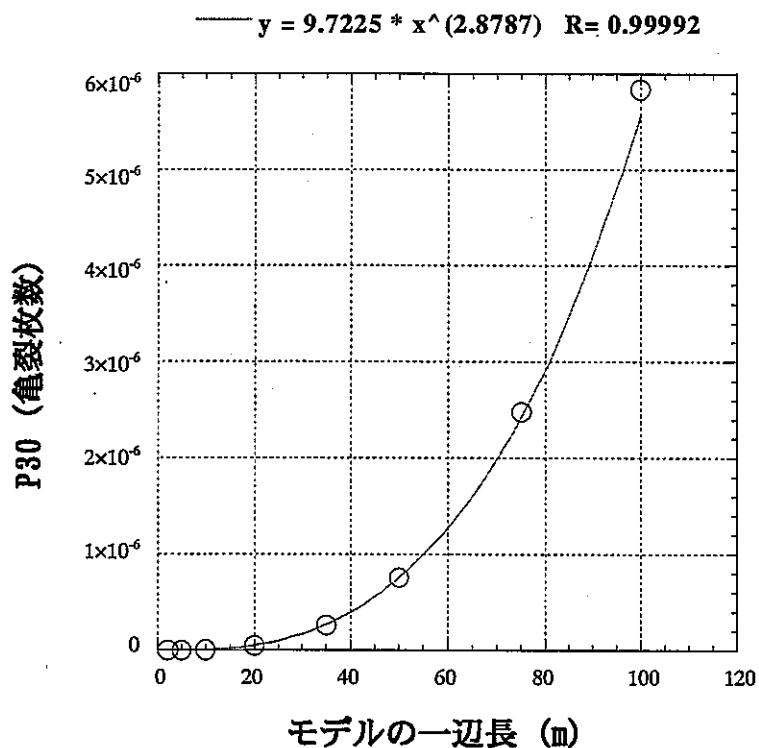


図 3-35 モデルの一辺長と亀裂枚数の関係

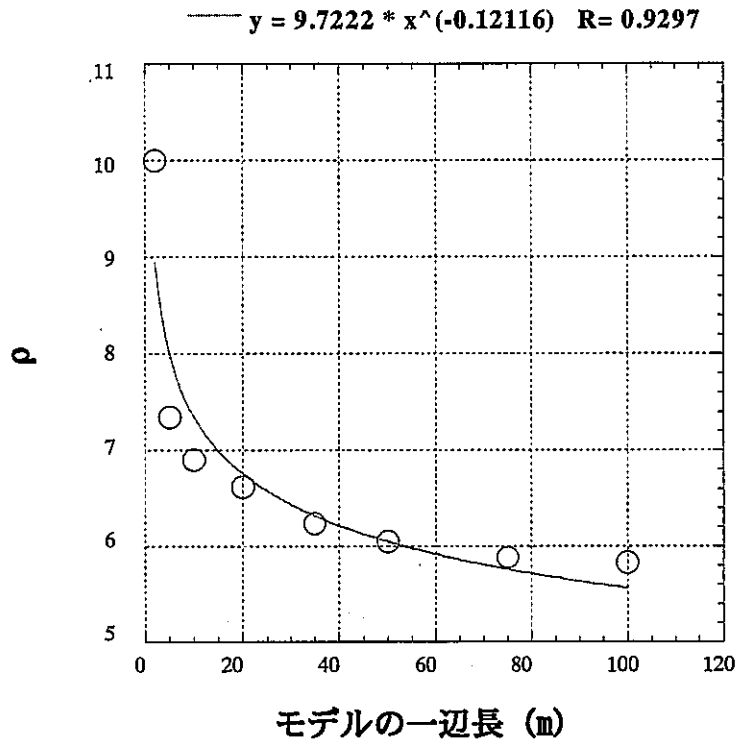


図 3-36 モデルの一辺長と亀裂密度 (亀裂枚数/体積)

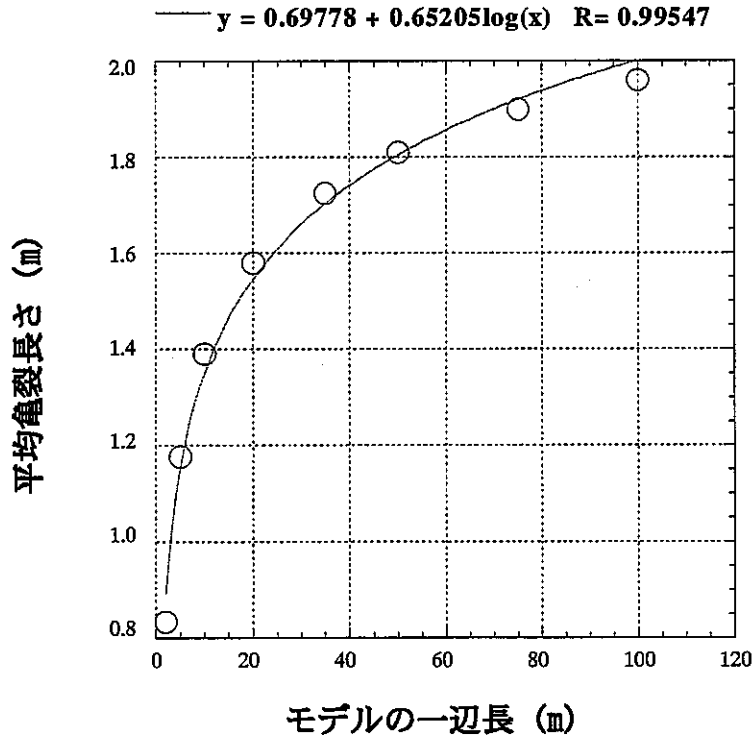


図 3-37 モデルの一辺長と平均亀裂長さ

三次元的な亀裂再現を試みることで、以下のことが分かった。

- ・亀裂密度( $P_{30}$ )はスケールにより異なった値なり、負の指数関数で表される。
- ・各スケールに存在する亀裂の平均亀裂長さは、スケールの増加と共に大きくなる。

(2) 弾性係数 ( $E_{xx}$ ,  $E_{yy}$ )

図 3-38 は、クラックテンソルによるスケールと x、y 方向の平均弾性係数の関係と、各スケールでの弾性係数の標準偏差を表す。図 3-39 は、モデルの一辺長と平均弾性係数 ( $(E_{xx}+E_{yy})/2$ ) の関係を表す。図 3-40 は、モデルの一辺長と弾性係数の平均標準偏差 ( $(\sigma_{E_{xx}}+\sigma_{E_{yy}})/2$ ) の関係を表す。これらから、弾性係数に関しては Pixel 法と同様に異方向性が小さく見積もられていることが分かる。また、Pixel 法と比べるとクラックテンソルで得られる弾性係数は数倍大きく、その標準偏差は小さいことが分かる。図 3-41 は、モデルの一辺長が 2m (サンプル数 150) での  $E_{xx}$  の分布を表す。これより、弾性係数の分布は正規分布に近いことが分かる。

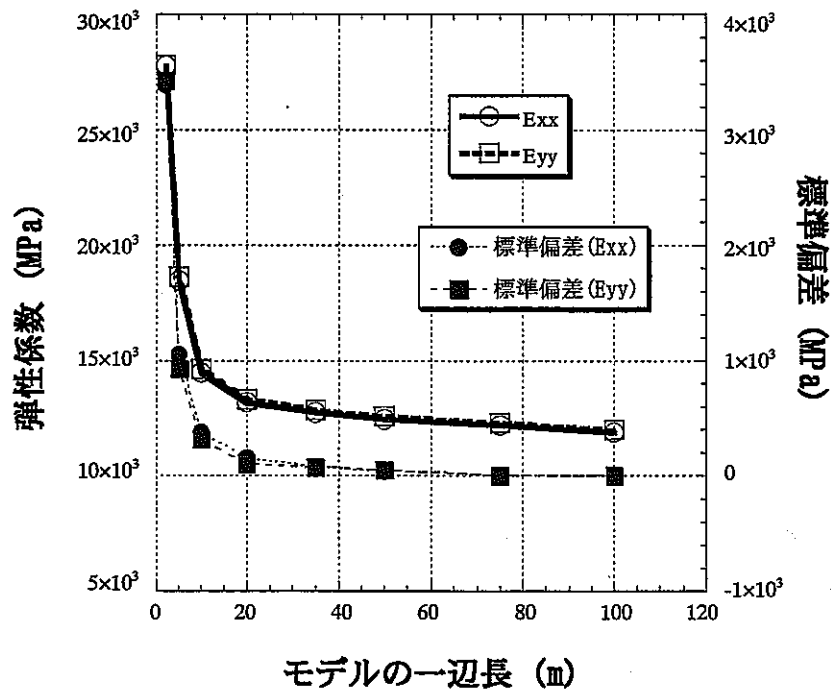


図 3-38 モデルの一辺長と弾性係数及び標準偏差の関係

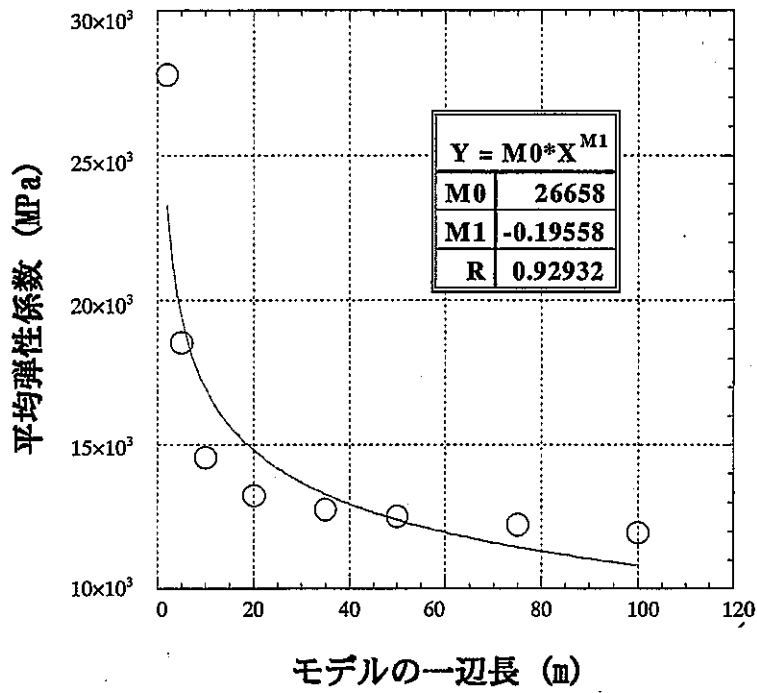


図 3-39 モデルの一辺長と平均弾性係数の関係

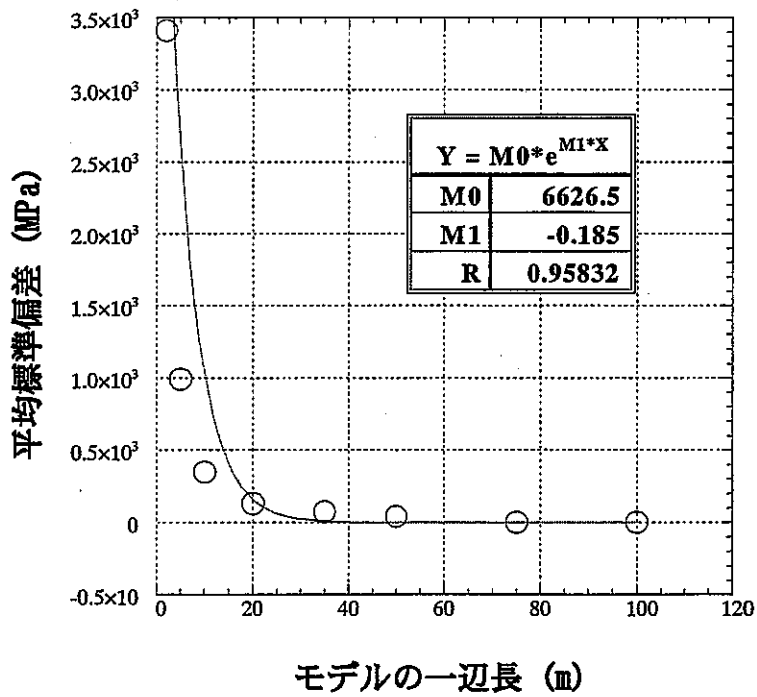


図 3-40 モデルの一辺長と弾性係数の平均標準偏差の関係

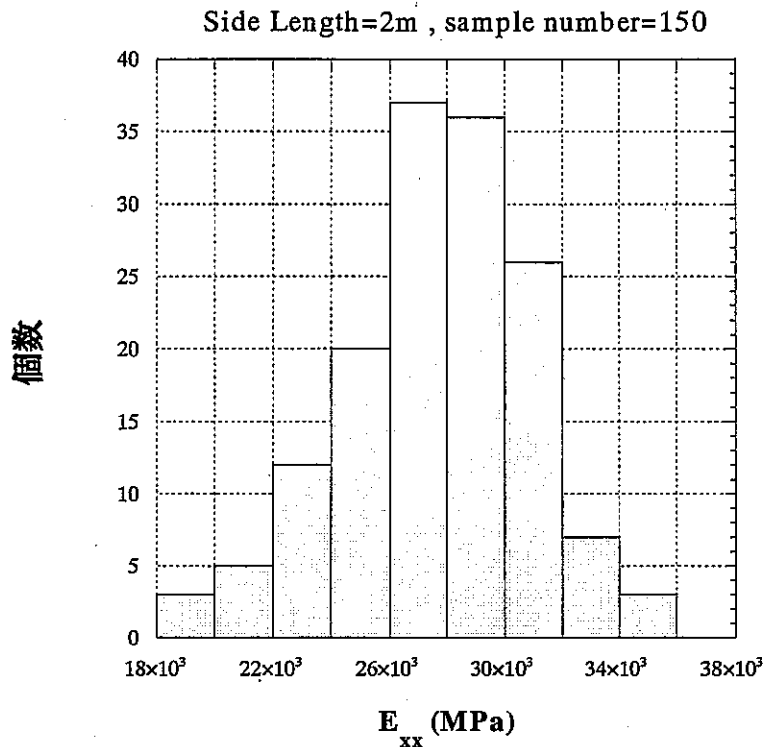


図 3-41 E<sub>xx</sub> の分布 (モデルの一辺長 2m)

クラックテンソルにより、力学的パラメータのスケール効果を検討した結果、以下のことが分かった。

- 1) スケールの増加に伴い弾性係数及び標準偏差は減少する。
- 2) モデルの一辺長が 20m 以上では、スケールによる弾性係数のばらつきが小さい。
- 3) 各スケールでの弾性係数のばらつきは、正規分布で表される。

(3) 透水係数 ( $K_{xx}$ ,  $K_{yy}$ )

図 3-42 は、スケールと透水係数の関係と、各スケールでの x, y 方向の平均透水係数の標準偏差を表す。図 3-43 は、モデルの一辺長と平均透水係数 $((K_{xx}+K_{yy})/2)$ の関係を表す。図 3-44 は、モデルの一辺長と透水係数の平均標準偏差 $((\sigma_{K_{xx}}+\sigma_{K_{yy}})/2)$ の関係を表す。これから透水係数に関しては、Pixel 法と同様に異方性が大きく見積もられていることが分かる。また Pixel 法と比べるとクラックテンソルで得られる透水係数は 1 オーダー大きい。図 3-45 は、モデルの一辺長が 2m(サンプル数 150)での  $K_{xx}$  の分布を表す。これより、透水係数の分布は対数正規分布に近いことが分かる。クラックテンソルにより、水理学的パラメータのスケール効果を検討した結果、以下のことが分かった。

- 1) スケールの増加に伴い透水係数は増加し、標準偏差は減少する。
- 2) モデルの一辺長が 40m 以上では、スケールによる透水係数のばらつきが小さい。
- 3) 各スケールでの透水係数のばらつきは、対数正規分布で表される。

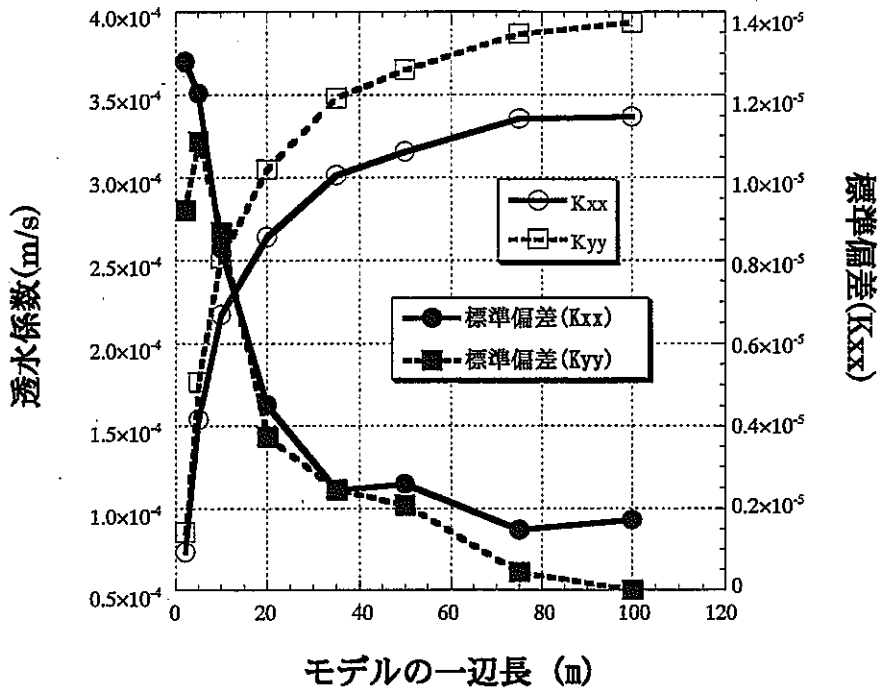


図 3-42 モデルの一辺長と透水係数及び標準偏差の関係

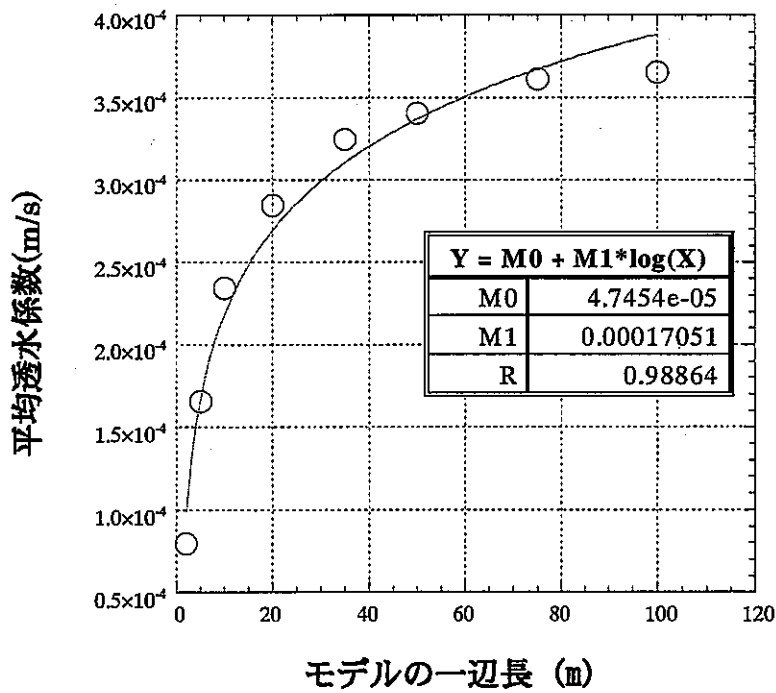


図 3-43 モデルの一辺長と平均透水係数の関係

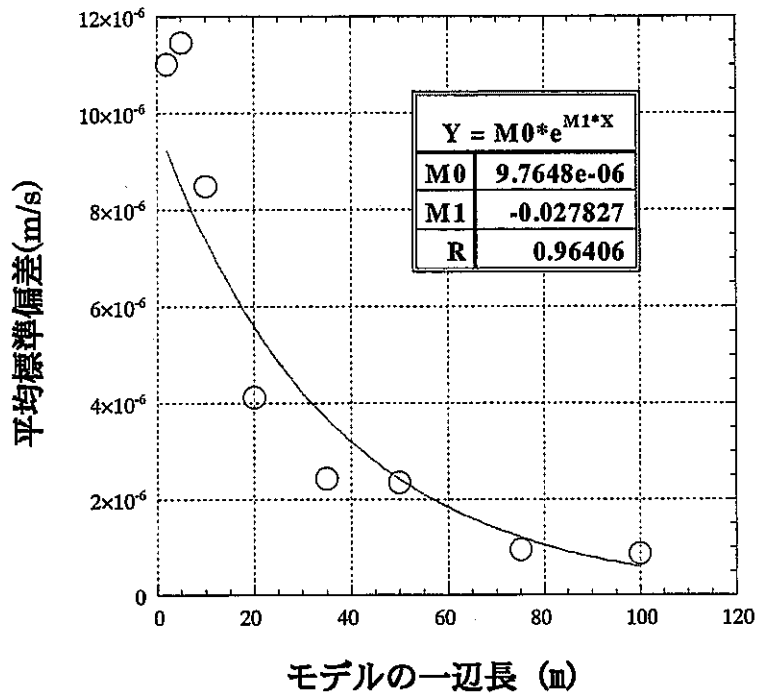


図 3-44 モデルの一辺長と透水係数の平均標準偏差の関係

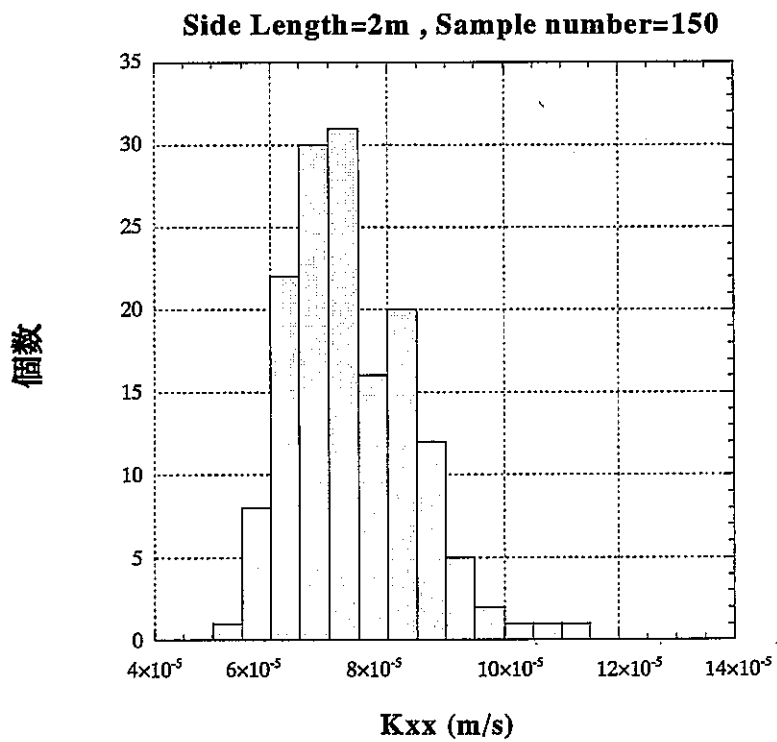


図 3-45  $K_{xx}$  の分布 (モデルの一辺長 2m)

### 3.2.6 まとめ

Pixel 法およびクラックテンソルにより水理・力学的なパラメータの規模依存性を検討した結果、以下のことが分かった。

- 1) スケールによる弾性係数及び透水係数の変化は、両手法でおおよそ一致した。
- 2) スケールに依存しない弾性係数と透水係数を得るには、クラックテンソルでは Pixel 法に比べ、若干大きなスケールを必要とする。
- 3) Pixel 法にかかる労力と時間及び上述の結果から、クラックテンソルを用いてスケール効果を見積もることが、労力及び時間ともに有効であると言える。

## 3.3 DECOVALEX III Task1 の解析

### 3.3.1 試験の概要

#### (1) 概要

FEBEX (Full-scale Engineered Barriers Experiment) は ENRESA (Spain) および NAGRA (Switzerland) のもと 3 カ国 (Spain, France, Germany)、7 機関の協力により実施されているプロジェクトであり、実規模原位置試験および実規模室内試験から構成されている。試験の形態は図 3-46 に示すようなスペインの結晶質岩における処分形態に則って実施されている。すなわち、キャニスターは坑道内に水平に定置されており、キャニスターの周囲は高密度に圧縮されたベントナイトブロックで埋め戻されている。実規模室内試験は“Mock-Up test”と呼ばれており、マドリッドの CIEMAT において実施されている (図 3-47 参照)。一方、実規模原位置試験はスイスのグリムゼルテストサイト (Grimsel Test Site, GTS) において、新規に掘削された試験坑道において実施されている (図 3-48 参照)。

これらの試験の目的は以下の通りである。

- ・人工バリアシステムの実現性のデモンストレーション
- ・ニアフィールドにおける熱-水-応力連成現象の研究
- ・ニアフィールドにおける熱-水-地球化学連成現象の研究

また、ベントナイトはスペイン産であり、その主要物性は以下の通りである。

- ・モンモリロナイト含有率：88%～96%
- ・液性限界：98%～106%
- ・真比重：2.67 から 2.75
- ・膨潤圧：4～6MPa (乾燥密度 1.60g/cm<sup>3</sup>)
- ・飽和透水係数：4.2×10<sup>-14</sup>～7.6×10<sup>-14</sup>m/s (乾燥密度 1.60g/cm<sup>3</sup>)

以下に、各試験の概要および計測項目等について示す。



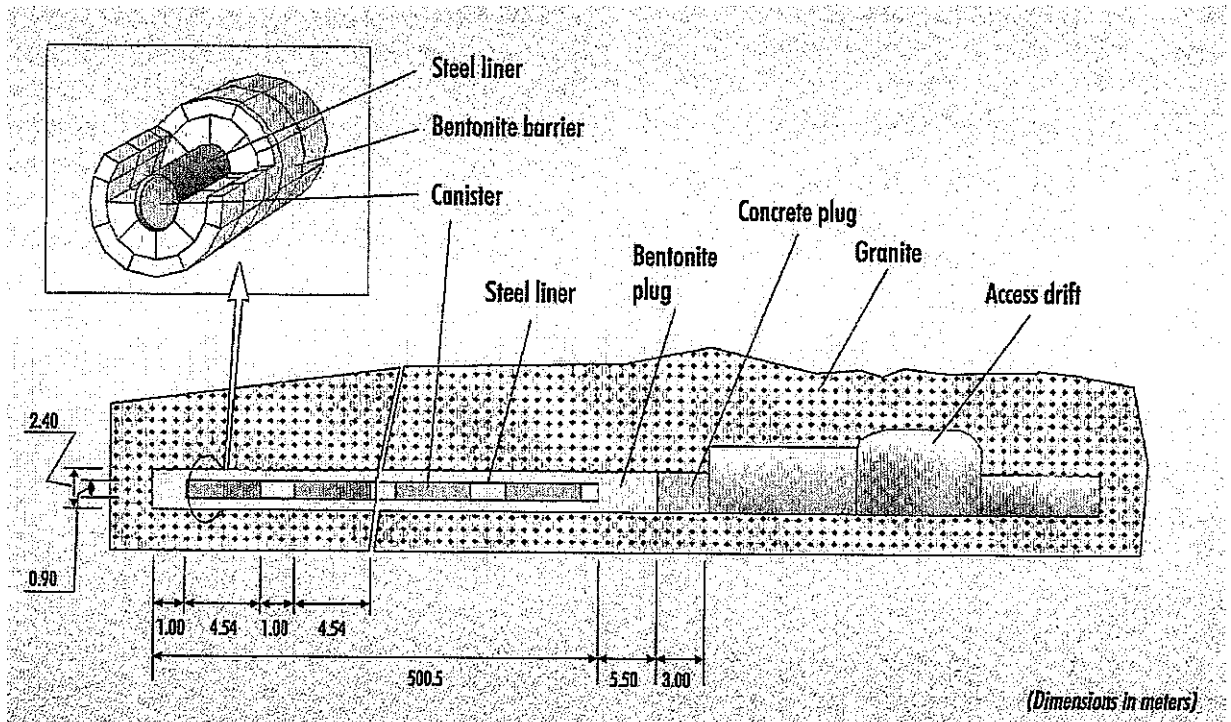


図 3-46 ス페인における処分形態の概要 (結晶質岩系) 3-13)

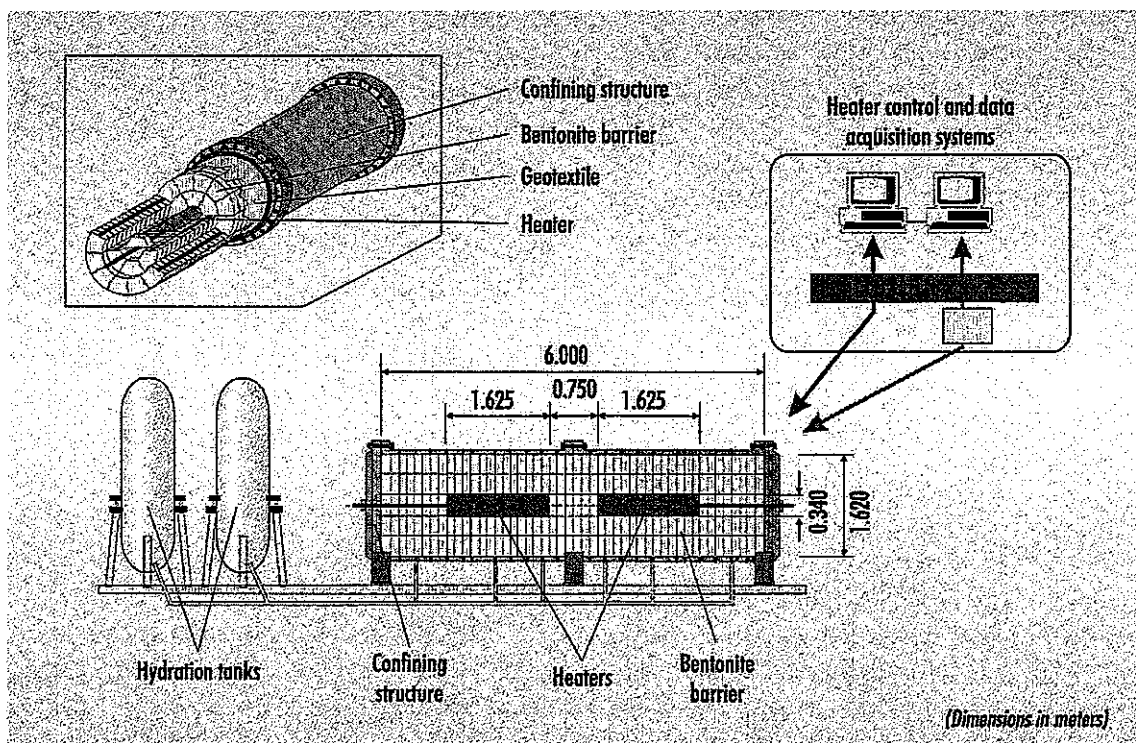


図 3-47 実規模室内試験の概要 3-13)

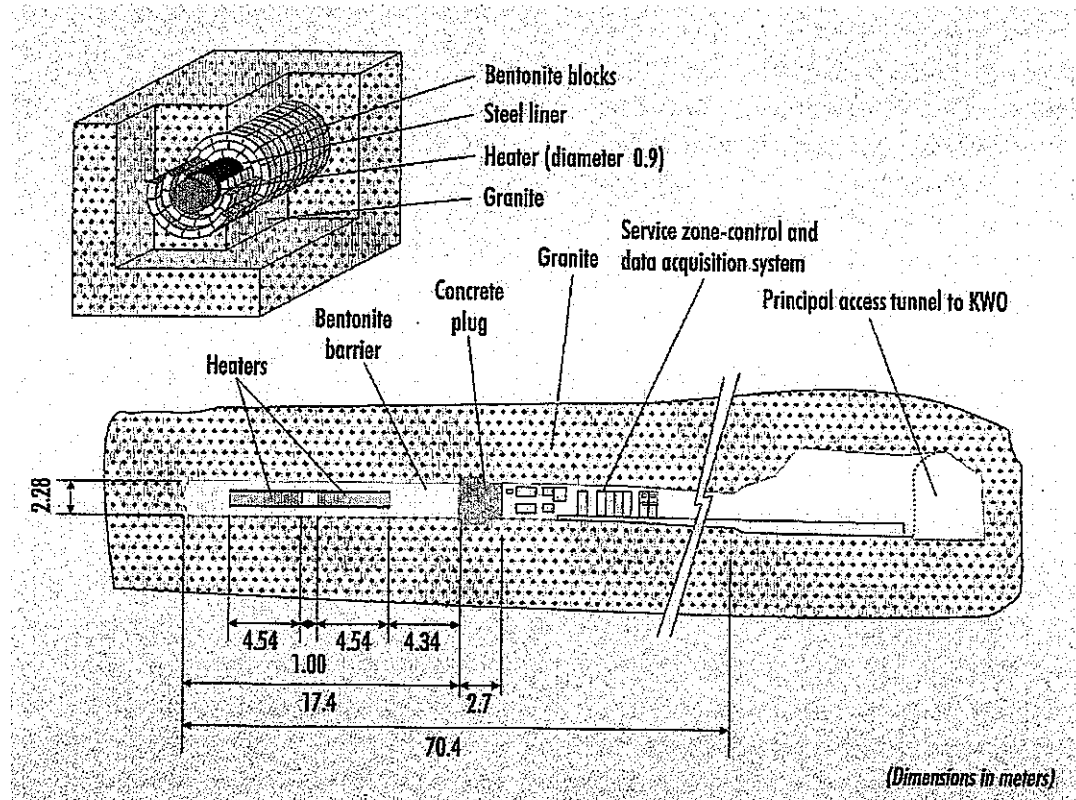


図 3-48 実規模原位置試験の概要<sup>3-13)</sup>

(2) 実規模室内試験の概要

本試験では、原位置試験と異なり周辺岩盤の不均質性等は考慮できないが、周囲からの浸潤をコントロールすることにより境界条件を原位置試験よりは明確に出来るのが特徴である。本試験結果は解析コードの検証 (verification) に使用される。試験装置の概要を図 3-49 に示す。試験は原位置試験と同じ構成で実施されている。キャニスターを模擬した電気ヒーターは 2 個であり、その周囲に厚さ 0.64m のベントナイトが定置されている。試験装置内空の直径は 1.615m、長さは 6.0m であり、装置は厚さ 7.0cm の炭素鋼および厚さ 0.5cm のステンレスで製作されている。

加熱・浸潤試験は 1997 年 2 月から開始されており、約 3 年間継続された。試験中は Heater Control System (HCS) によりヒーターの温度は自動制御されており、設置された約 500 個の計測機器により自動計測がなされている。計測されたデータは Data Acquisition System (DAS) により収集・整理されている。なお、温度はヒーター表面で 100℃ となるように制御されている。また、図 3-50 には人工バリア部分の断面図を示す。左側がヒーターのある部分で、右側がヒーターの無い部分である。製作されたベントナイトブロックは図に示す通りの 4 種類である。ベントナイトブロックの設計乾燥密度は  $1.77\text{g/cm}^3$  である。この密度は、ベントナイト等の設置時に必要な隙間部分がベントナイト膨潤後に埋まった後に、ベントナイトの乾燥密度が  $1.65\text{g/cm}^3$  となるように設定されている。また、ベントナイトの初期含水比は 12.5% から 15.5% の間に設定されている。

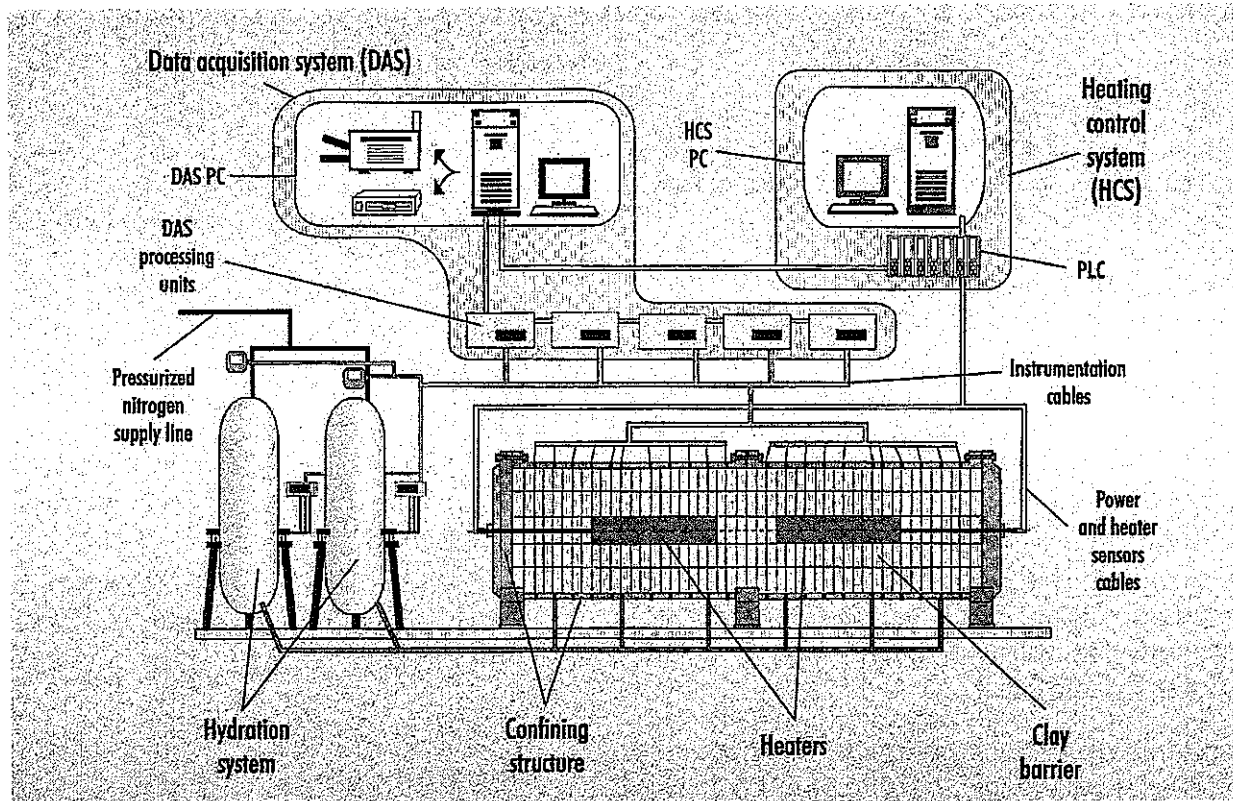


図 3-49 実規模室内試験の詳細図 <sup>3-13)</sup>

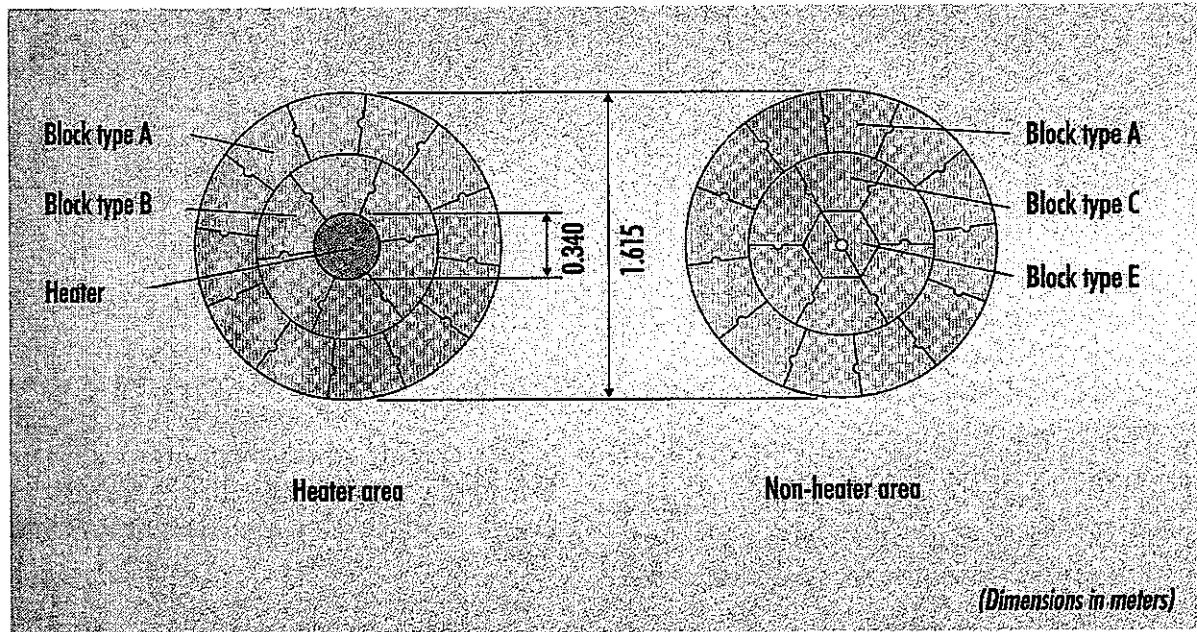


図 3-50 人工バリア部分の断面図 <sup>3-13)</sup>

計測機器を設置する環境が、高圧力下 ( $\geq 5\text{MPa}$ )、高温下 ( $100^\circ\text{C}$  近く) であることから、計測機器はこれらを考慮し選択された。表 3-9 に設置された計測機器のタイプ、数量および設置箇所を示す。設置された計測機器は全部で 507 個であり、これらのうち大半は自動で計測が実施され、19 個 (変形に関する計測機器) のみ手動で計測されている。

表 3-9 実規模室内試験装置内に設置された計測機器

パラメータ	計測機器	設置箇所			計
		ベンチ	CS*	外部	
温度	RTD Pt100	328	20		348
室温	RTD Pt100			1	1
注入水圧 マノメータ	DIGIBAR II				1
水圧	DRUCK 1400PTX		2	1	2
注入水量	MVD 2510			2	2
圧力					
周方向	KULITE BG0234	14			14
接線方向	KULITE BG0234	14			14
軸方向	KULITE BG0234	22			22
間隙水圧	KULITE HKM375	20			20
相対湿度・温度	VAISALA HMP233	40			40
変位（ひずみ計）	HBM		19		19
PLC 値					
温度	RTD Pt100			18	18
平均温度	計算値			2	2
出力（電力）	計算値			2	2
DC 出力				2	2
計		438	41	28	507

CS : Confining Structure (図 3-49 参照)

加熱・浸潤試験終了後、試験装置は解体され、人工バリアの抜取、検査およびサンプリングが実施される。

### (3) 実規模原位置試験

実規模原位置は GTS の地下実験場の北部に新規に掘削された坑道において実施されている(図 3-51 参照)。試験坑道内の配置は図 3-52 に示す通りとなっており、坑道長は 70.4m、坑道径は 2.28m である。ヒーターは 2 個設置されており、鋼製のライナーで支持されている。ヒーターは実際のキャニスターと同サイズである。ヒーターの仕様は以下の通りである。

- ・材質：炭素鋼
- ・外径：0.90m
- ・長さ：4.54m
- ・重量：11ton

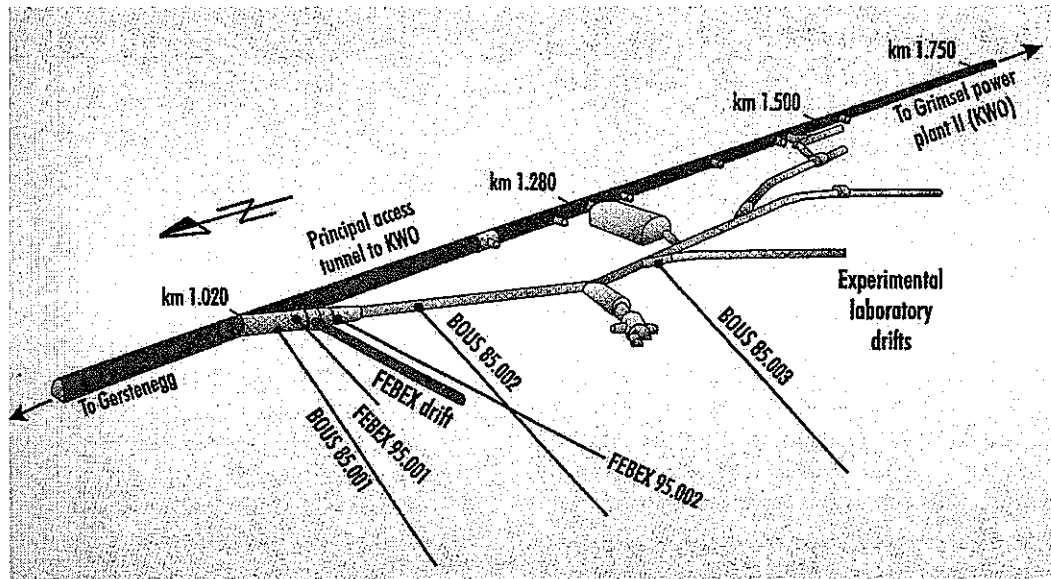


図 3-51 グリムゼル地下試験場<sup>3-13)</sup>

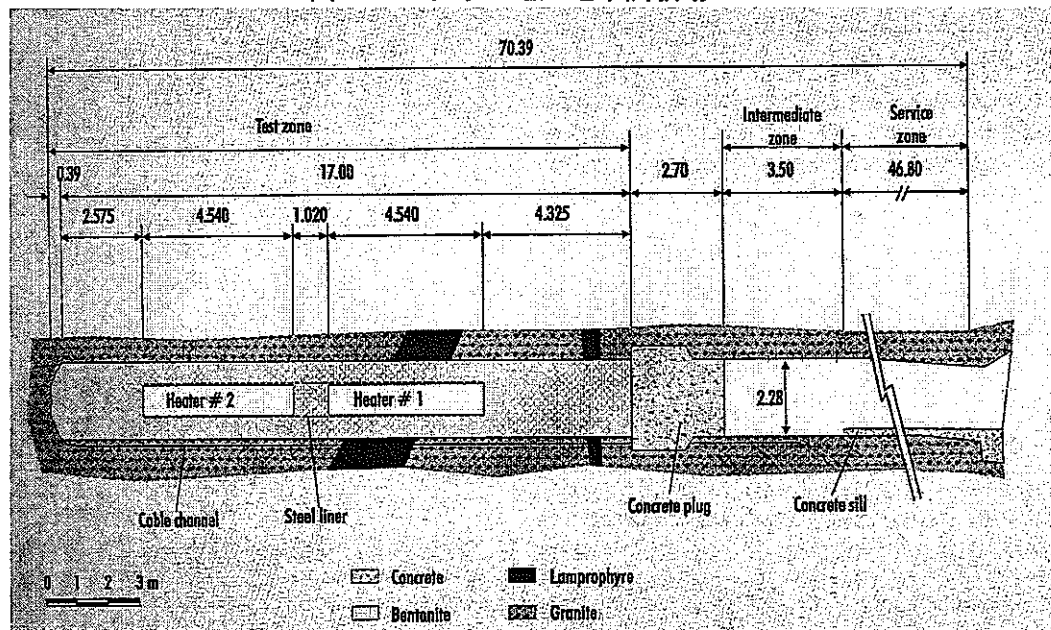


図 3-52 実規模原位置試験の詳細図<sup>3-13)</sup>

緩衝材としては高密度に圧縮されたベントナイトが用いられている。ベントナイトブロックは平均含水比 14.4%、平均乾燥密度  $1.70\text{g/cm}^3$  で製作されている。本仕様のもとでは、隙間充填後の緩衝材の乾燥密度は  $1.60\text{g/cm}^3$  となる。

試験は緩衝材の最高温度が  $100^\circ\text{C}$  となるように制御され実施されている。人工バリア内および周辺岩盤内には計 632 個の計測機器が設置されている。表 3-10 には設置された計測機器の一覧を示す。図 3-53 には人工バリア内において計測機器が設置された断面を示す。また、図 3-54 には断面 F1 における計測機器の配置を示す。図 3-55 には周辺岩盤内に掘削されたボアホール内の計測機器の配置を示す。ここで、図 3-54 および図 3-55 に示す計測機器番号の意味は以下の通りである。

AA-BBn-CC

AA : 計測機器の種類 (表 3-11 参照)

BB：計測機器の設置位置（人工バリア内 or 岩盤内）

n：各設置断面あるいは各ボアホールの番号

CC：各設置断面あるいは各ボアホールごとの計測機器の番号

また、図 3-56 にはベントナイトブロックおよび鋼製ライナーの設置状況を、図 3-57 にはヒーターの設置状況を示す。また、図 3-58 にはヒーター設置後の断面図の概要を示す。

表 3-10 実規模原位置試験において使用された計測機器一覧

パラメータ	計測機器の形式	設置箇所				計
		岩盤	ベントナイト	ヒーター	外部	
温度	熱電対	62	91	36		189
ボアホール内の圧力	振動弦式	4				4
岩盤表面の圧力	振動弦式	30				30
ヒーター表面の圧力	振動弦式		6			6
ボアホール内の水圧	Piezoresistive	62				62
ボアホール内の圧力	Piezoresistive	62				62
ベントナイト内の間隙水圧	Vibrating wire		52			52
含水比	電気容量式		58		1	59
含水比	マイクロメータ	28	48			76
含水比	TDR	4	20			24
岩盤内の伸張	振動弦式	2×3				6
ヒーターの変位	振動弦式		9			9
ベントナイトの膨張	振動弦式		8			8
ベントナイト内の変位	ポテンシオメータ (電位差計)		2×3			6
傾斜	LVDT		6×2			12
クラックメータ	LVDT	1×3				3
ベントナイト内のガス圧	Magnetic		4			4
ガスフロー	手動測定		6			6
大気圧	Piezoresistive				1	1
ベントレーション時の 空気速度	Hot air				1	1
抵抗器の強度	Electric converter				6	6
抵抗器のボルト数	Electric converter				6	6
計		261	320	36	15	632

表 3-11 計測機器の種類に関する記号

記号 (AA)	センサーおよび測定項目
T	温度
P	圧力
Q	水圧
SH	ヒタの変位
SB	ペンナイトブロックの変位
S	変位
3S	クラックメータ
PP	ポアホル内のパッカ-圧
IT	傾斜
GP	ガス圧
GF	ガスフロー
WC	含水比 (電気容量式)
WP	含水比 (サイロメータ)
WT	含水比 (TDR)
AP	大気圧
A	風速計
V	電圧計
C	電流計
$\Omega$	絶縁抵抗計

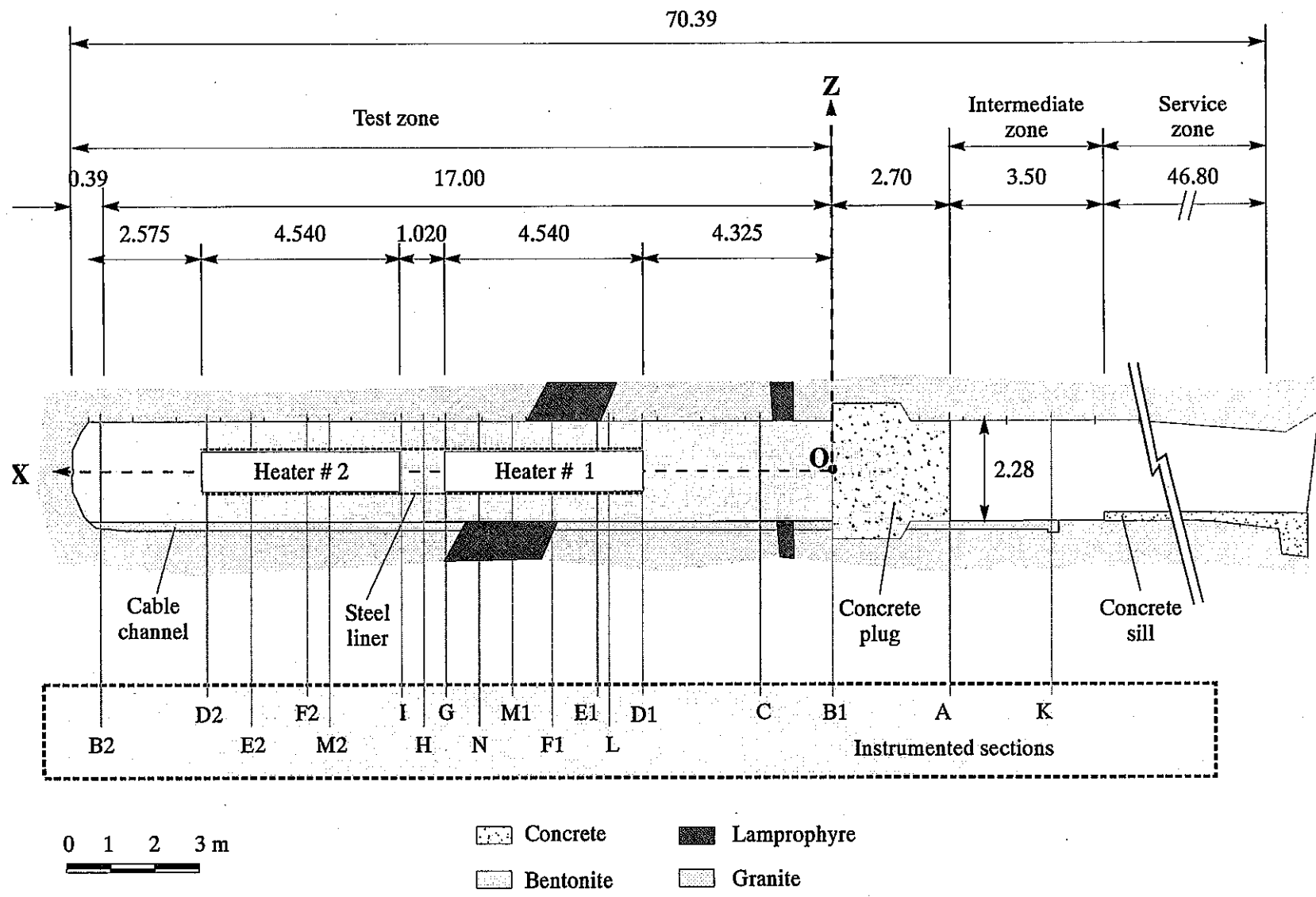
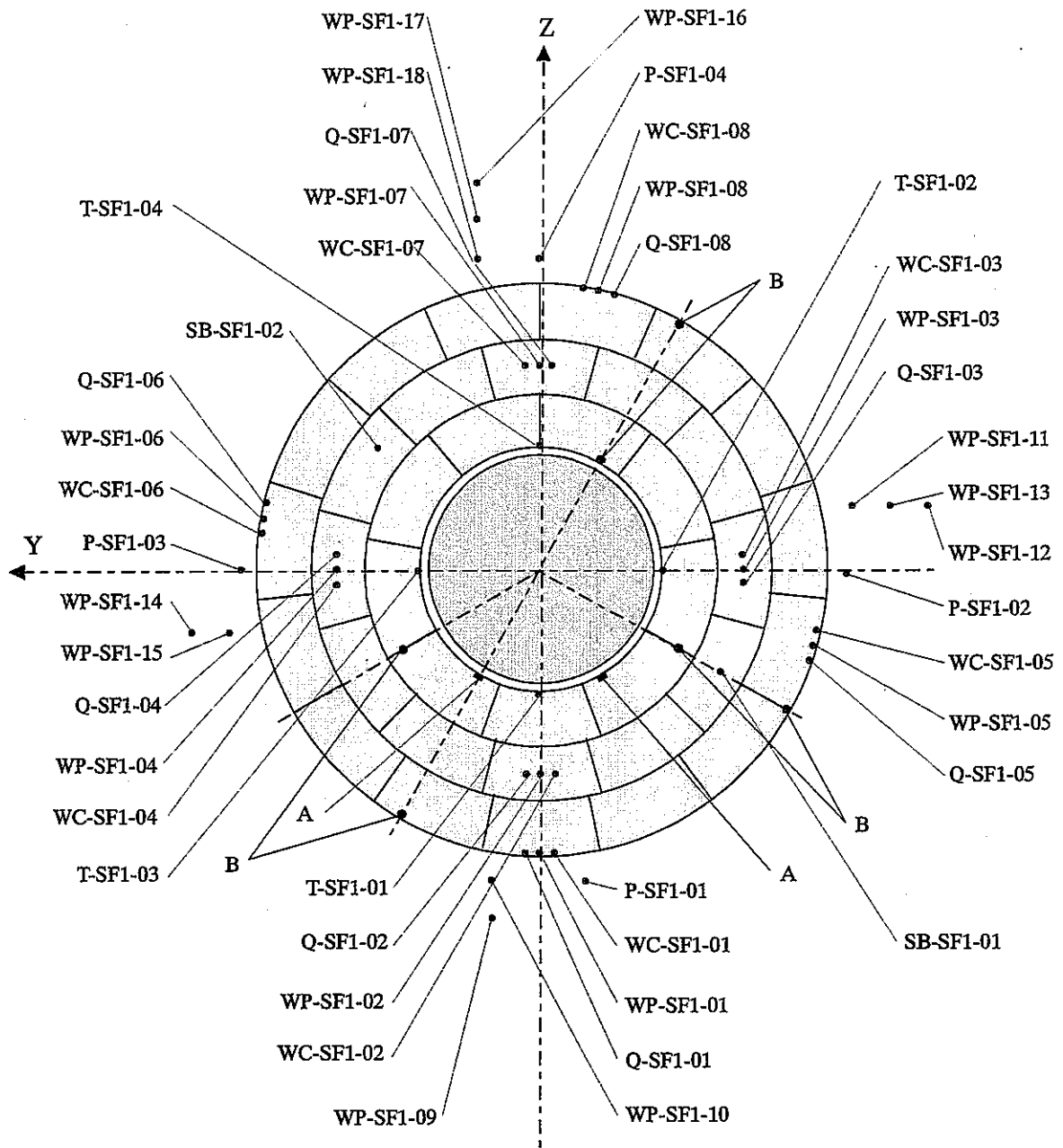


図 3-53 人工バリア内における計測機器設置断面<sup>3-13)</sup>





A: Corrosion specimens  
 B: Gas collecting pipes

図 3-54 人工バリア内断面 F1 における計測機器設置位置<sup>3-13)</sup>

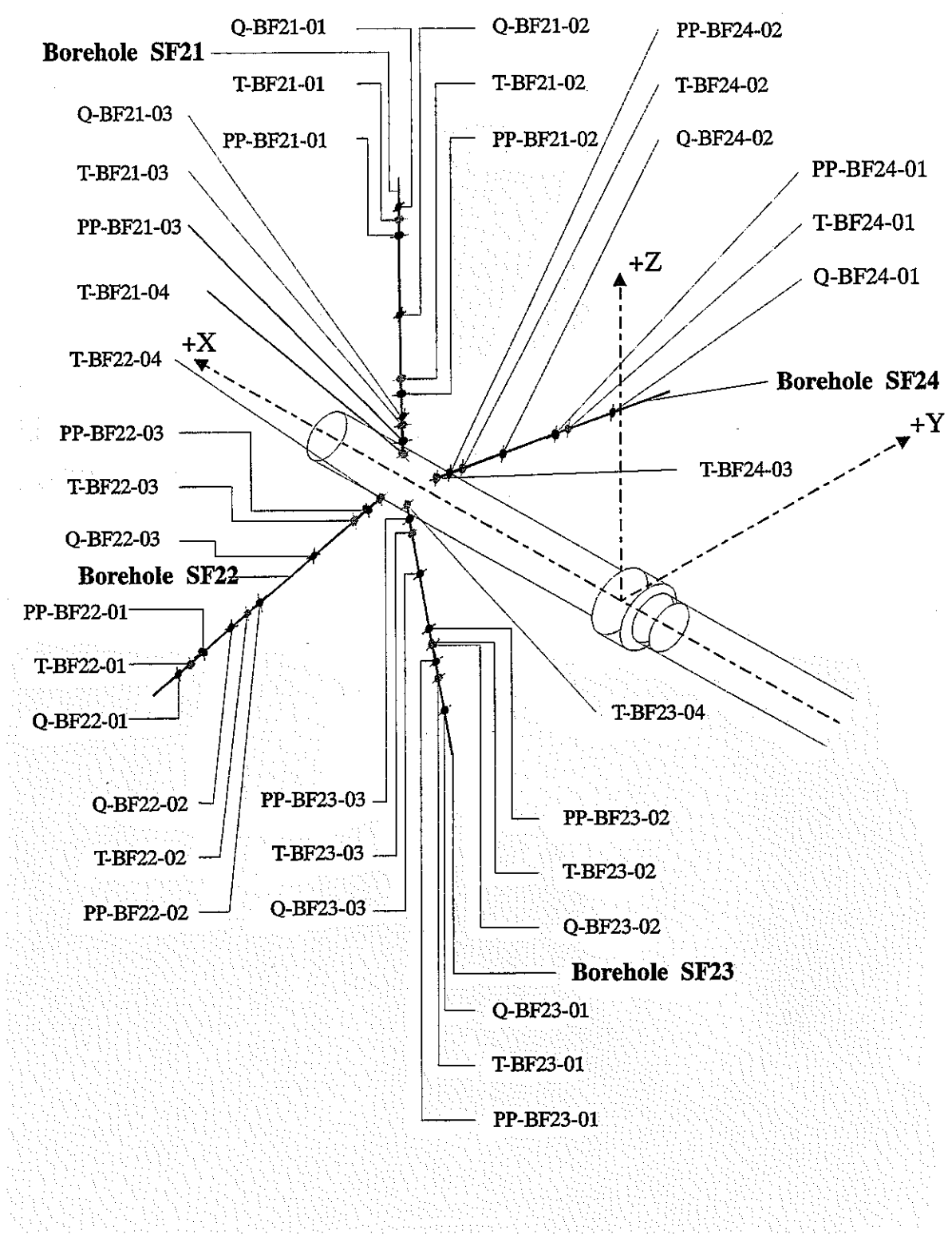


図 3-55 岩盤内における計測機器の設置位置<sup>3-13)</sup>

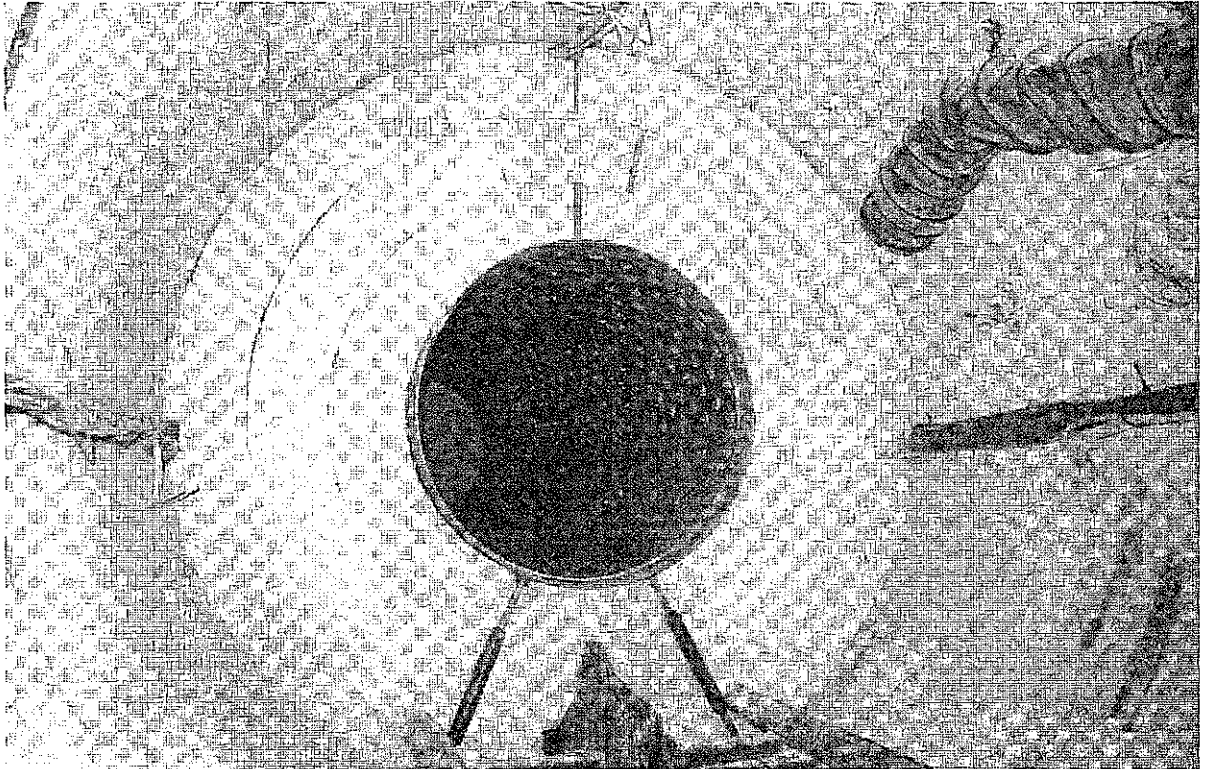


図 3-56 ベントナイトブロックおよび鋼製ライナーの設置状況<sup>3-13)</sup>

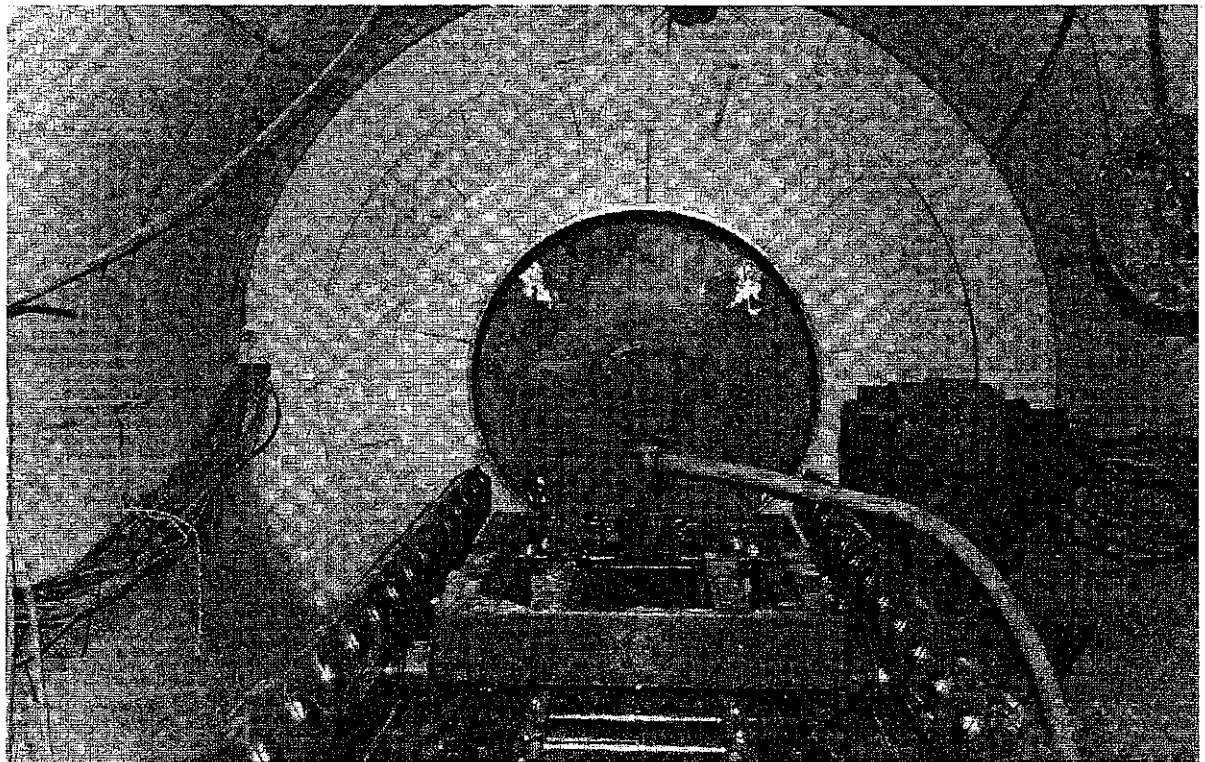


図 3-57 ヒーターの設置状況<sup>3-13)</sup>

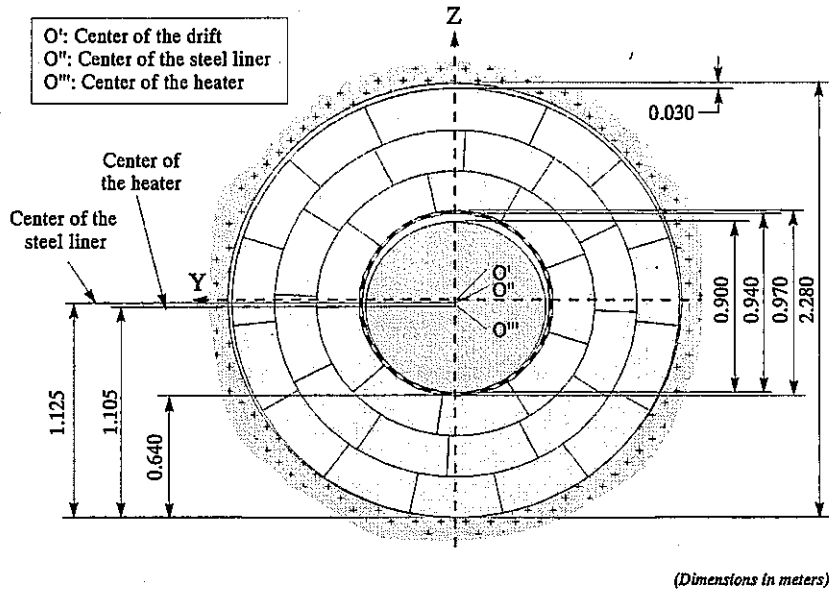


図 3-58 坑道断面図 3-13)

試験ゾーンはコンクリートでプラグされている。ジオメトリーを図 3-59 に示す。プラグは、ベントナイトの膨潤圧に耐えるように設計されている。しかし、水圧やガス圧に対しては特に考慮した設計とはなっていない。コンクリートは無筋であり、2000ton の力に耐えるように設計されている。これはベントナイトの膨潤圧 5MPa に対応している。

試験は下記の通りに実施されている。

- 最初の 20 日間は 1 体のヒーターあたり 1200W の定出力で加熱を行なう。
- その後の 33 日間は 1 体のヒーターあたりの出力を 2000W に上昇して加熱を行なう。そして、スチールライナーの表面温度が 100℃ となるように維持する。
- 53 日以降は温度固定 (100℃) となるようにヒーターを制御し試験を続ける。

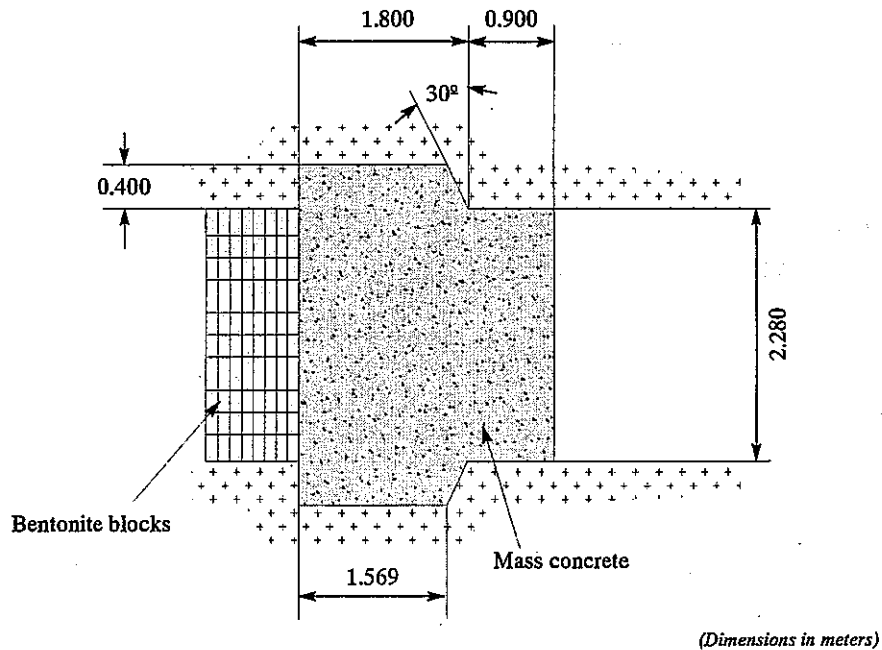


図 3-59 コンクリートプラグの概要 3-13)

3.3.2 FEBEX におけるベントナイトの物理特性<sup>3-14)</sup>

ENRESA では FEBEX の解析に資するためにベントナイトの物理特性の取得を行なっている。ENRESA では主として2種類のベントナイトに関してその基本特性を整理している。1種類目は Bentonite S-2 と呼ばれるもので、これは FEBEX プロジェクトが始まる前に研究が進められていたベントナイトである。その後、新たなベントナイトが選択され、これが FEBEX プロジェクトに使用されることとなった。このベントナイトは FEBEX bentonite と呼ばれている。また試験は、蒸留水 (distilled water)、granitic water、塩水 (saline water) の3種類の水を用いて実施されている。granitic water および saline water の化学組成、pH は以下の通りである。

表 3-12 granitic water、saline water の化学組成 (mg/l) および pH<sup>3-14)</sup>

化学組成および pH	granitic	saline
Cl <sup>-</sup>	13.1	3550.0
SO <sub>4</sub> <sup>2-</sup>	14.4	1440.0
Br <sup>-</sup>	0.1	-
NO <sub>3</sub> <sup>-</sup>	4.8	-
HCO <sub>3</sub> <sup>-</sup>	144.0	-
SiO <sub>2</sub> (aq)	22.2	-
Mg <sup>2+</sup>	9.4	360.0
Ca <sup>2+</sup>	44.9	400.8
Na <sup>+</sup>	11.0	253.9
K <sup>+</sup>	1.0	-
Sr <sup>2+</sup>	0.09	-
pH	8.3	7.0

## (1) 熱物性

## 1) 比熱

比熱は Bentonite S-2 に関してのみ決定されている。比熱は温度の関数として設定されており、45℃から 150℃の間で次式により関数化されている。

$$C_s = 1.38 T + 732.5 \quad (3-45)$$

ここで、 $C_s$  は固相の比熱 (J/kgK)、 $T$  は温度 (°C) である。

緩衝材全体の比熱 $(\rho C)_m$  は固相と液相の体積比率から次式のように設定する。

$$(\rho C)_m = (1-n)\rho_s C_s + nS_r \rho_w C_w \quad (3-46)$$

ここで、 $C_w$  は水の比熱 (J/kgK)、 $n$  は間隙率 (-)、 $S_r$  は飽和度 (-)、 $\rho_s$  は固相の密度 (kg/m<sup>3</sup>)、

$\rho_w$  は水の密度 ( $\text{kg/m}^3$ ) である。

2) 熱伝導率

熱伝導率の測定方法は核燃料サイクル開発機構が実施した方法とほぼ同じである。FEBEX bentonite の熱伝導率は乾燥密度が  $1.6\text{g/cm}^3$  あるいは  $1.7\text{g/cm}^3$  の供試体に関していくつかの含水比状態において取得されている。表 3-13 にその結果を示す。

表 3-13 FEBEX bentonite の熱伝導率<sup>3-13)</sup>

乾燥密度 $\rho_d$ ( $\text{g/cm}^3$ )	含水比 $\omega$ (%)	飽和度 $S_r$ (%)	熱伝導率 $\lambda$ ( $\text{W/m}^\circ\text{C}$ )
$1.57 \pm 0.03$	$1.0 \pm 0.7$	$4 \pm 3$	$0.52 \pm 0.04$
$1.59 \pm 0.04$	$14.5 \pm 1.1$	$56 \pm 4$	$0.75 \pm 0.10$
$1.61 \pm 0.03$	$24.5 \pm 3.0$	$98 \pm 14$	$1.23 \pm 0.12$
$1.68 \pm 0.03$	$0.8 \pm 0.9$	$4 \pm 4$	$0.63 \pm 0.01$
$1.71 \pm 0.03$	$13.8 \pm 1.2$	$64 \pm 5$	$0.89 \pm 0.08$
$1.71 \pm 0.03$	$21.4 \pm 1.0$	$100 \pm 5$	$1.24 \pm 0.08$

また、図 3-60 には Bentonite S-2 および FEBEX bentonite の両者に関して、測定された熱伝導率の値と回帰曲線を示す。(3-47)式には得られた回帰曲線を示す。そして、表 3-14 に各ベントナイトにおける係数の値を示す。

$$\lambda = A_2 + \frac{A_1 - A_2}{1 + e^{(S_r - x_0)/d_x}} \tag{3-47}$$

ここで、 $\lambda$ は熱伝導率 ( $\text{W/m}^\circ\text{C}$ )、 $S_r$ は飽和度である。また、 $A_1$ は  $S_r=0$  の時の熱伝導率、 $A_2$ は  $S_r=1$  の時の熱伝導率の値である。

表 3-14 (3-47)式における各係数の値<sup>3-14)</sup>

	Bentonite S-2	FEBEX bentonite
$A_1$	$0.39 \pm 0.08$	$0.57 \pm 0.02$
$A_2$	$1.34 \pm 0.06$	$1.28 \pm 0.03$
$x_0$	$0.54 \pm 0.03$	$0.65 \pm 0.01$
$d_x$	$0.15 \pm 0.03$	$0.10 \pm 0.02$

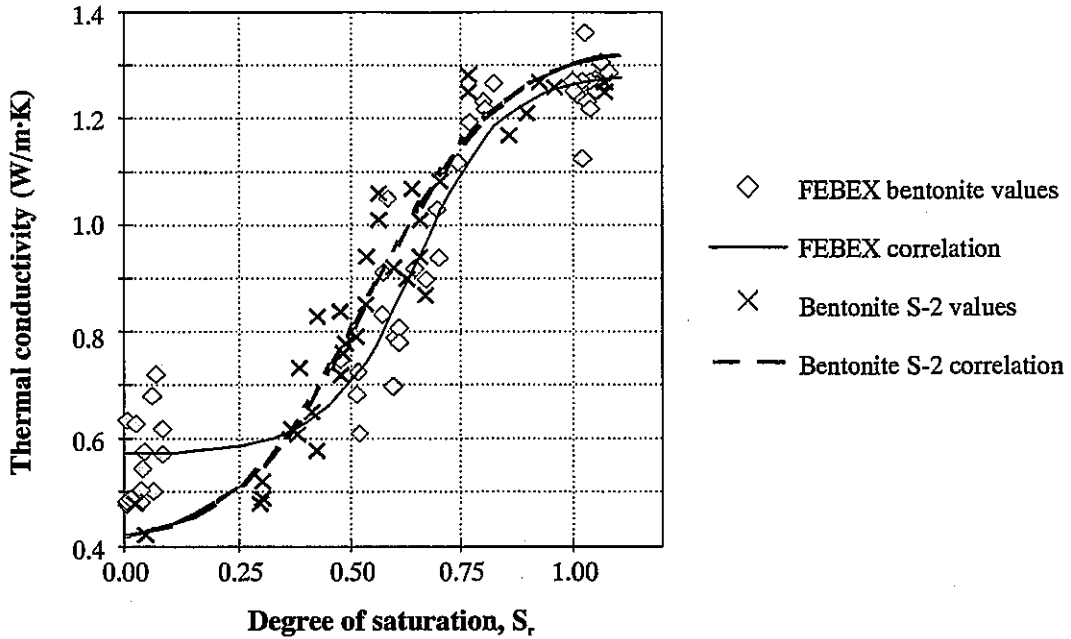


図 3-60 熱伝導率の飽和度依存性<sup>3-14)</sup>

3) 線膨張係数

直径 38mm、高さ 78mm の円筒形の圧縮ベントナイトを供試体としている。供試体は温度を 14℃から 50℃に制御した恒温水の中で暖め、その時のひずみ量から線膨張係数を求めている。

表 3-15 には試験結果を示す。平均値は約  $1.0 \times 10^{-4}/^{\circ}\text{C}$  となっている。

表 3-15 線膨張試験結果

供試体	初期乾燥密度 ( $\text{g}/\text{cm}^3$ )	含水比 (%)	温度変化 ( $^{\circ}\text{C}$ )	線膨張係数 ( $1/^{\circ}\text{C}$ )
1	1.68	14.42	22.6 - 14.8	$5 \times 10^{-5}$
2	1.68	14.42	16.6 - 41	$8 \times 10^{-5}$
3	1.71	12.53	31 - 51	$21 \times 10^{-5}$
4	1.71	12.53	51 - 41	$6 \times 10^{-5}$

(2) 水理特性

1) 飽和透水係数

Bentonite S-2 に関して、次式のように透水係数  $k$  (m/s) と乾燥密度  $\rho_d$  ( $\text{g}/\text{cm}^3$ ) の関係が得られている。

$$\text{Log}(k) = -8.14 \rho_d - 0.72 \quad (\rho_d = 1.1 \sim 1.4 \text{g}/\text{cm}^3)$$

$$\text{Log}(k) = -2.97 \rho_d - 8.29 \quad (\rho_d = 1.4 \sim 1.9 \text{g}/\text{cm}^3) \tag{3-48}$$

一方、FEBEX bentonite に関しては次式のように透水係数  $k$  (m/s) と乾燥密度  $\rho_d$  ( $\text{g}/\text{cm}^3$ ) の関係が得られている。

$$\text{Log}(k) = -6.00 \rho_d - 4.09 \quad (\rho_d = 1.30 \sim 1.47 \text{g/cm}^3)$$

$$\text{Log}(k) = -2.96 \rho_d - 8.57 \quad (\rho_d = 1.47 \sim 1.84 \text{g/cm}^3)$$

(3-49)

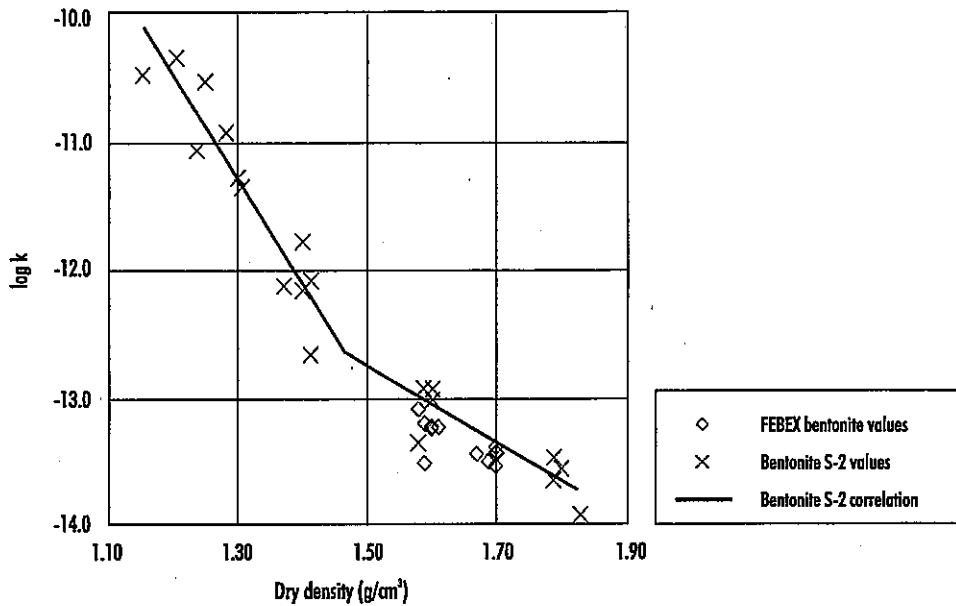


図 3-61 FEBEX Bentonite と Bentonite S-2 との比較<sup>3-13)</sup>

図 3-61 には Bentonite S-2 および FEBEX bentonite の透水係数の比較を示す。同図より、FEBEX bentonite は Bentonite S-2 に比べて若干透水係数が小さいことが分かる。しかし、その差は小さく、乾燥密度が  $1.6 \text{g/cm}^3$  および  $1.7 \text{g/cm}^3$  の時の Bentonite S-2 の透水係数の FEBEX bentonite の透水係数に対する比はそれぞれ 1.4 および 1.5 である。

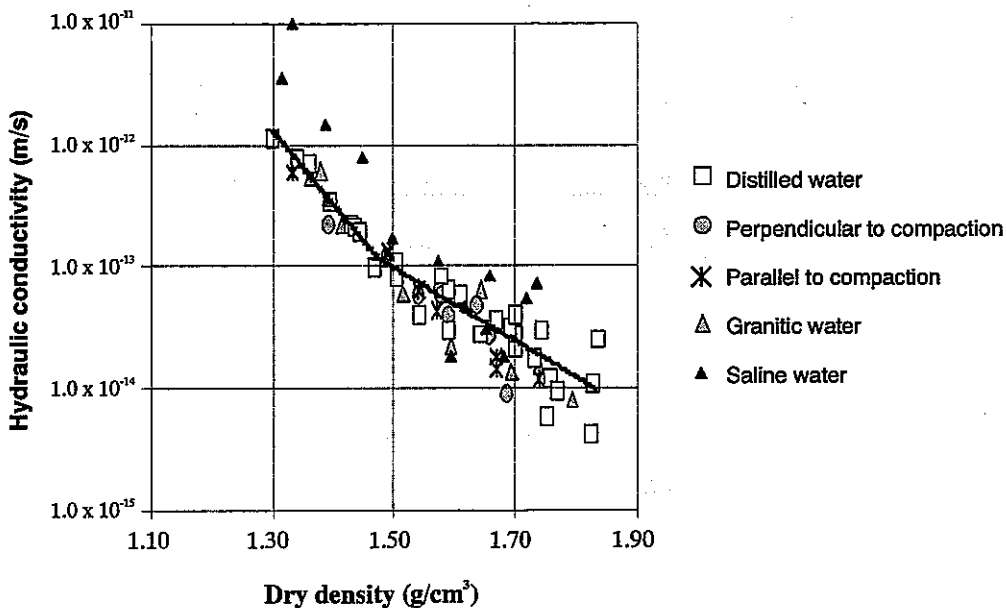


図 3-62 異なる浸透水により得られた透水係数の値の比較 (FEBEX Bentonite)<sup>3-14)</sup>



図 3-62 には、異なる浸透水により求められた透水係数の値 (FEBEX Bentonite) の比較を示す。これより塩水により求められた透水係数は他に比べ大きいことが分かる。

## 2) 比透水係数

不飽和透水係数 ( $k_{uns}$ ) は飽和度に大きく依存する。また、不飽和透水係数は比透水係数 ( $k_r$ ) と飽和透水係数 ( $k_{sat}$ ) の積として表されることが多い。ENRESA では、飽和度依存性を次式のように比透水係数を飽和度の関数とすることにより表現している。

$$k_r = S_r^m \quad (3-50)$$

定数  $m$  の値については、CIEMAT により実施された浸潤試験 (図 3-63 参照) 結果の逆解析により同定している。この試験により得られた固有透過度  $K$  および  $m$  の値は以下の通りである。

$$K = 2.95 \times 10^{-21} \text{m}^2 \text{ (間隙率 } n=0.4) \quad (3-51)$$

$$m = 4.64 \quad (3-52)$$

同様な浸潤試験が UPC-DIT においても実施されている。ここでは、ベントナイトと接している岩盤部分の排水現象の可能性についての検討を行なうため、図 3-64 に示すように水圧は岩石 (花崗岩) を介してベントナイトに負荷されている。試験は封圧を 0.8MPa に設定した三軸セルを用いて実施されている。ベントナイト供試体の初期乾燥密度は  $1.76\text{g/cm}^3$  であり、初期含水比は 13% である。試験中に岩石内での含水比の変化は見られなかった。この試験により得られたベントナイト内の浸潤分布の逆解析により得られた  $m$  の値は CIEMAT により得られた値と異なる結果となった。図 3-65 には浸潤分布の計測値と解析値との比較を示す。また、熱-水試験 (後述) 結果からも不飽和透水係数の値の同定が行われたが、この場合も上記の試験結果から得られた  $m$  の値とは異なる値を示した。表 3-16 にはこれらの試験結果から同定された  $m$  の値の一覧を示す。

表 3-16 異なる試験結果から同定された  $m$  の値の比較<sup>3-14)</sup>

試験	$m$ の値
浸潤試験 (CIEMAT)	4.64
浸潤試験 (UPC-DIT)	3.50
熱-水連成試験 1	3.06
熱-水連成試験 2	1.10
熱-水連成試験 3	1.68

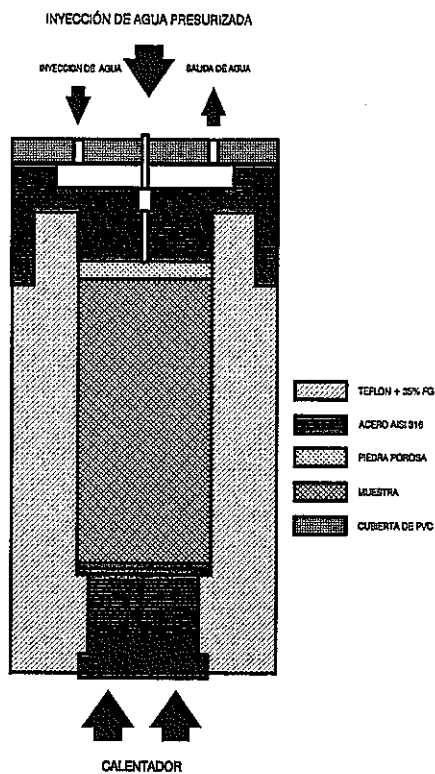


図 3-63 浸潤試験 (CIEMAT) の概要 3-14)

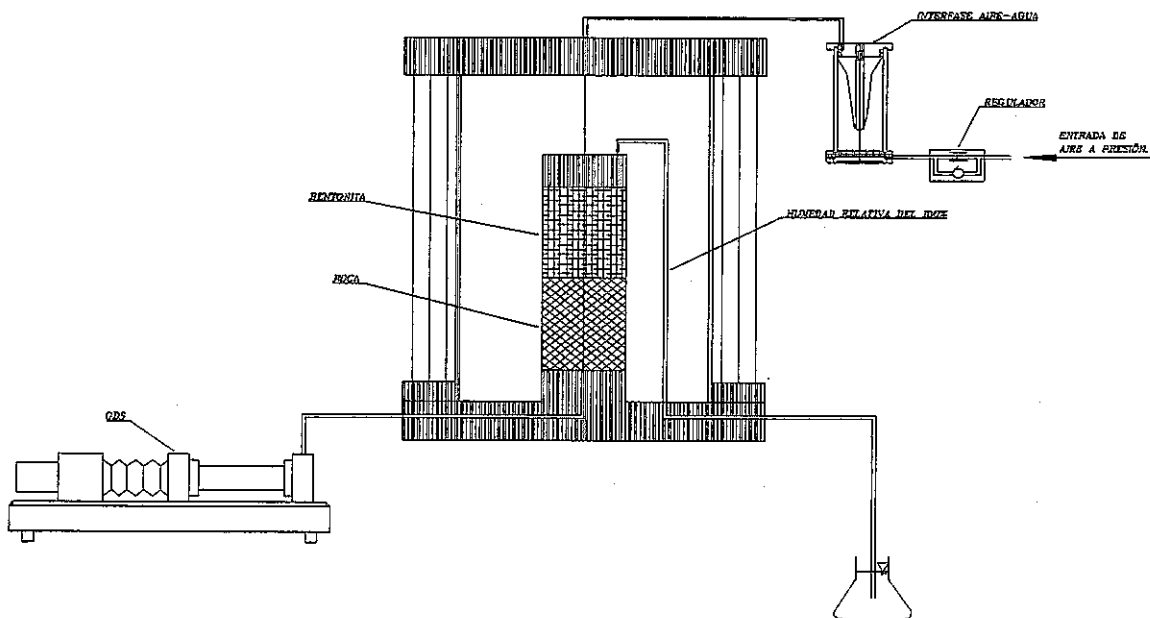


図 3-64 浸潤試験 (UPC-DIT) の概要 3-14)

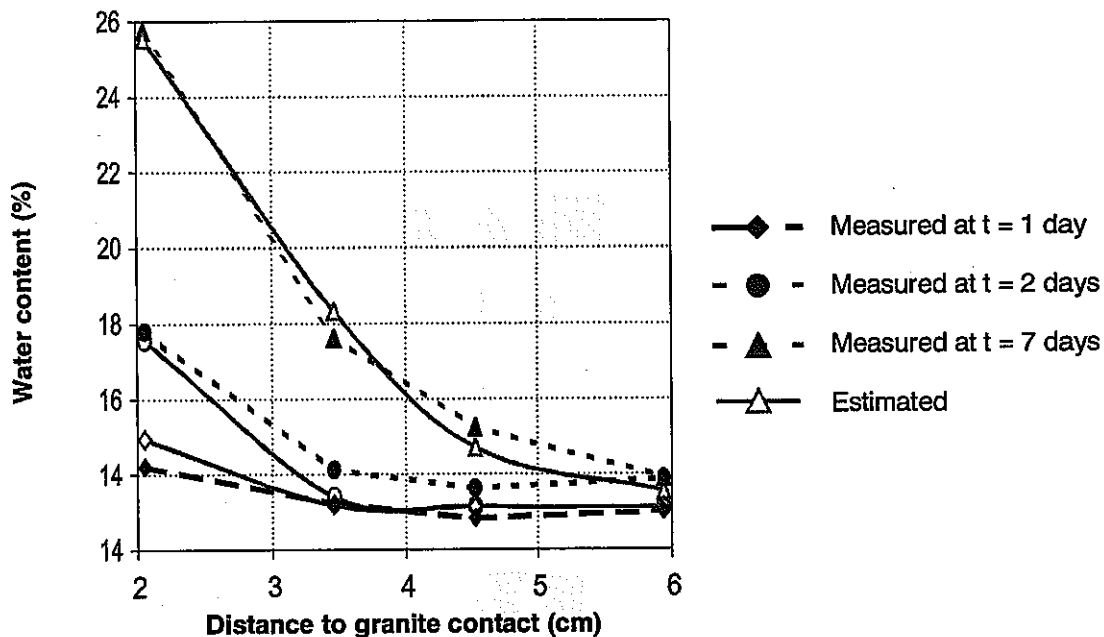


図 3-65 浸潤試験 (UPC-DIT) により得られたベントナイト内の浸潤分布の実測値と解析値との比較<sup>3-14)</sup>

### 3) 水分特性曲線 (サクシオンと含水比の関係)

サクシオンの測定は蒸気圧法により行われている。すなわち、所定の乾燥密度に圧縮成型したベントナイト供試体をデシケータ内に入れ、デシケータ内の相対湿度を塩飽和溶液を用いて任意の値に制御し、平衡になった時点の供試体の含水比を測定するというものである。供試体の初期含水比は10%であり、温度は20℃で一定とした。ここで、相対湿度とサクシオンの関係は以下のようにになっている。

$$s = \rho_w \frac{RT}{M} \ln(h_r) \tag{3-53}$$

ここで、 $s$  はサクシオン (MPa)、 $\rho_w$  は水の密度 ( $\text{kg/m}^3$ )、 $R$  は気体定数 ( $8.31\text{J/mol K}$ )、 $M$  は水の分子量 ( $0.018\text{kg/mol}$ )、 $T$  は絶対温度 (K)、 $h_r$  は相対湿度 (-) である。

図 3-66 に、FEBEX Bentonite に関する試験の結果得られた含水比とサクシオンの関係を示す。試験結果は初期乾燥密度 ( $\rho_{d0}$  ( $\text{g/cm}^3$ )) でグループ分けされている。初期乾燥密度が  $1.67\text{g/cm}^3$  と  $1.75\text{g/cm}^3$  の試験は CIEMAT で実施されたものであり、 $1.64\text{g/cm}^3$  の試験は UPC-DIT で実施されたものである。ここで、サクシオン  $s$  (MPa) と含水比  $\omega$  (%) の関係は次式のように得られている<sup>3-14)</sup>。

$$\omega = (45.1\rho_{d0} - 39.2) - (18.8\rho_{d0} - 20.34) \log(s) \tag{3-54}$$

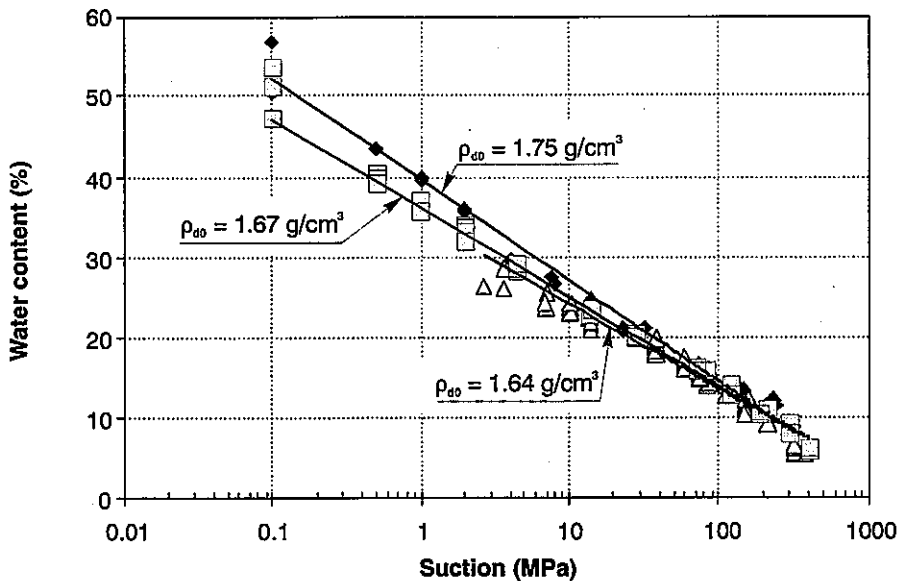


図 3-66 水分特性曲線の乾燥密度依存性<sup>3-14)</sup>

サクシヨンの変化に伴う体積変化も重要である。図 3-67 に、各初期乾燥密度における乾燥密度とサクシヨンの関係を示す。サクシヨンが 400.0MPa から 0.1MPa の範囲内における乾燥密度は次式で表されている<sup>3-14)</sup>。

$$\rho_d = 1.15s^{0.13\rho_{d0}-0.15} \tag{3-55}$$

また Bentonite S-2 に関しては、サクシヨンが 2.0MPa から 385.0MPa の間で次式のような関係が得られている<sup>3-14)</sup>。

$$\omega = 36.1 - 12.0 \log(s) \tag{3-56}$$

ここでは、初期乾燥密度依存性は考慮していない。図 3-68 に、CIEMAT および UPC-DIT により取得された各ベントナイトのサクシヨン-含水比関係のプロットと(3-54)式および(3-56)式により計算される水分特性曲線を示す。同図より、2 種類のベントナイトの水分特性曲線の差は小さいことが分かる。

サクシヨンの値が小さい範囲では、温度が 72℃の時の含水比の値は温度が 20℃の時より高くなる<sup>3-14)</sup>。すなわち、同一含水比の場合、温度が高いほうが、サクシヨンの値は大きくなる。しかしながら、これに関する試験は限られた範囲でしか実施されていないため、今後更なる検討が必要である。

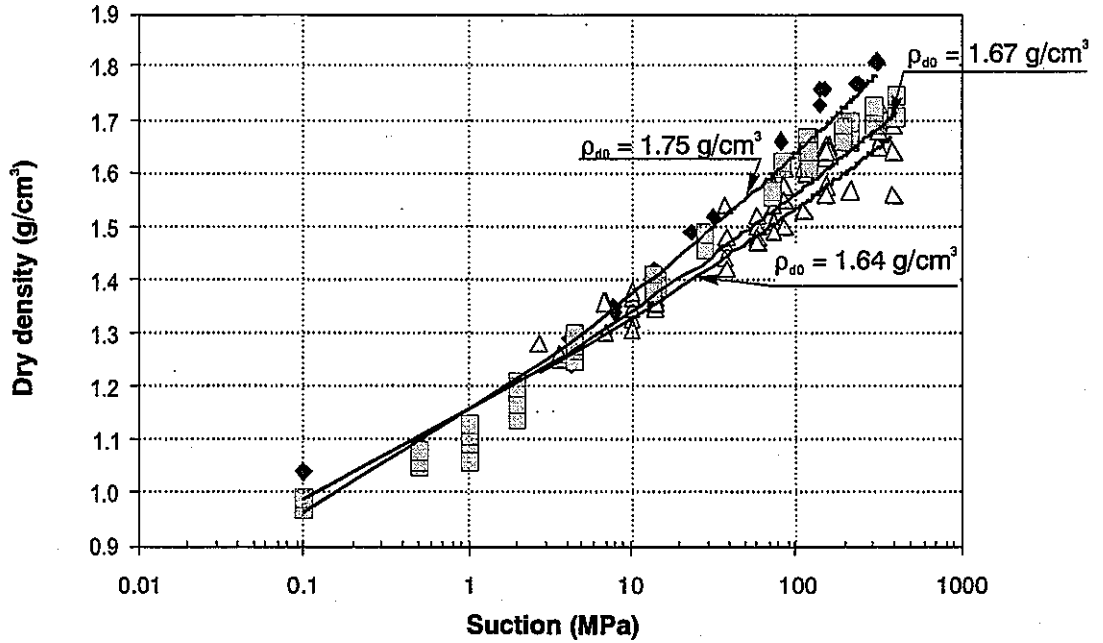


図 3-67 乾燥密度とサクシヨンの関係<sup>3-14)</sup>

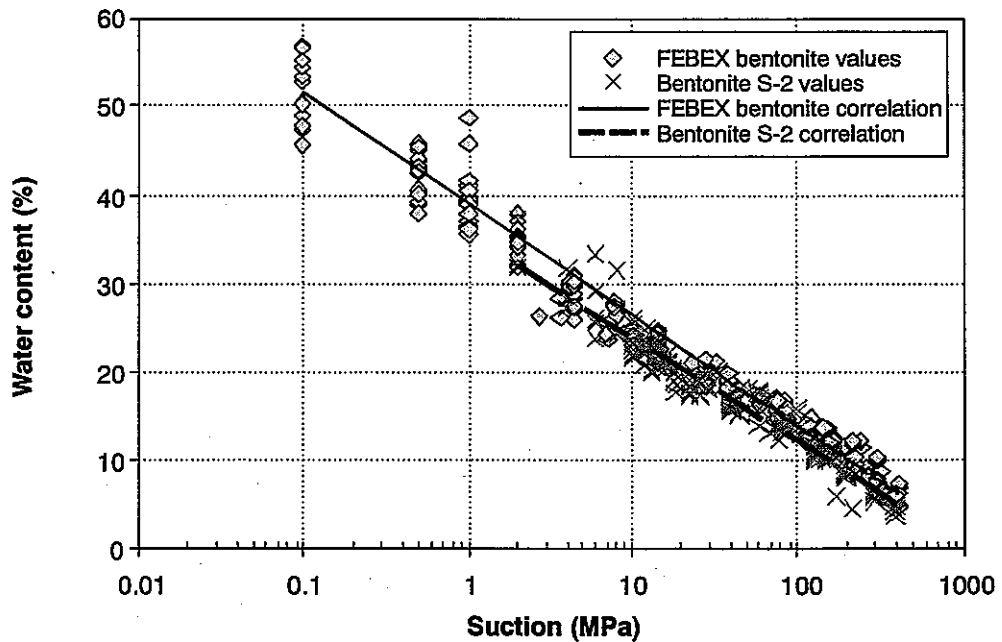


図 3-68 2種類のベントナイトの水分特性曲線の比較<sup>3-14)</sup>

数値計算等には、一定乾燥密度状態における含水比とサクシヨンの関係(飽和度-サクシヨン関係あるいは体積含水率-サクシヨン関係)が必要である。この関係を得るために、2種類の試験が実施された。CIEMATは、サクシヨン制御の可能な圧密試験装置(oedometer)を用い、加圧により体積変化が生じないようにして試験を実施した。UPCは、焼結フィルター製の容器に供試体を入れ、体積変化が生じないようにして試験を実施した。どちらも蒸気圧法により試験を実施している<sup>3-14)</sup>。

水分特性曲線は次式で示す van Genuchten 式の係数を同定することにより求められている。

$$\frac{S_r - S_{r \min}}{S_{r \max} - S_{r \min}} = \left[ 1 + (s/P_0)^{\frac{1}{1-\lambda}} \right]^{-\lambda} \quad (3-57)$$

また、次式に示す(3-57)式の修正版はサクシヨンの値が大きい場合に有効である。

$$\frac{S_r - S_{r \min}}{S_{r \max} - S_{r \min}} = \left[ 1 + (s/P_0)^{\frac{1}{1-\lambda}} \right]^{-\lambda} [1 - s/P_s]^{\lambda_s} \quad (3-58)$$

ここで、 $S_{r \min}$ 、 $S_{r \max}$ は最小および最大飽和度、 $P_0$ 、 $P_s$ 、 $\lambda$ 、 $\lambda_s$ は材料パラメータである。

表 3-17 に浸潤過程において測定されたサクシヨンと飽和度の関係から同定された各パラメータの値を示す。図 3-69 に、測定値および関数式により得られる水分特性曲線を示す。また、表 3-18 に、一度飽和させた試料を排水・再浸潤させた時に測定されたサクシヨンと飽和度の関係から同定された各パラメータの値を、図 3-70 に測定値および関数式により得られる水分特性曲線を示す。

表 3-17 浸潤過程における測定値から同定されたパラメータの値<sup>3-14)</sup>

乾燥密度 $\rho_d$ (g/cm <sup>3</sup> )	関数式 (番号は図 3-69 に対応)	$P_0$ (MPa)	$\lambda$	$S_{r \min}$	$S_{r \max}$	$P_s$ (MPa)	$\lambda_s$
1.70-1.75	van Genuchten (1)	90	0.45	0.00	1.00	-	-
1.70-1.75	modified van Genuchten (2)	100	0.45	0.01	1.00	1500	0.05
1.60-1.65	van Genuchten (3)	30	0.32	0.10	1.00	-	-
1.60-1.65	modified van Genuchten (4)	35	0.30	0.01	1.00	4000	1.5
1.58-1.59	van Genuchten (5)	4.5	0.17	0.00	1.00	-	-
1.58-1.59	modified van Genuchten (6)	2.0	0.10	0.01	0.99	1000	1.3

表 3-18 排水・再浸潤過程における測定値から同定されたパラメータの値<sup>3-14)</sup>

乾燥密度 $\rho_d$ (g/cm <sup>3</sup> )	関数式 (番号は図 3-70 に対応)	$P_0$ (MPa)	$\lambda$	$S_{r \min}$	$S_{r \max}$	$P_s$ (MPa)	$\lambda_s$
1.70-1.75	van Genuchten (1)	180	0.62	0.00	1.00	-	-
1.70-1.75	modified van Genuchten (2)	100	0.45	0.01	1.00	1500	0.05
1.58-1.59	van Genuchten (3)	30.0	0.15	0.00	1.00	-	-
1.58-1.59	modified van Genuchten (4)	2.0	0.10	0.01	0.99	1000	1.3

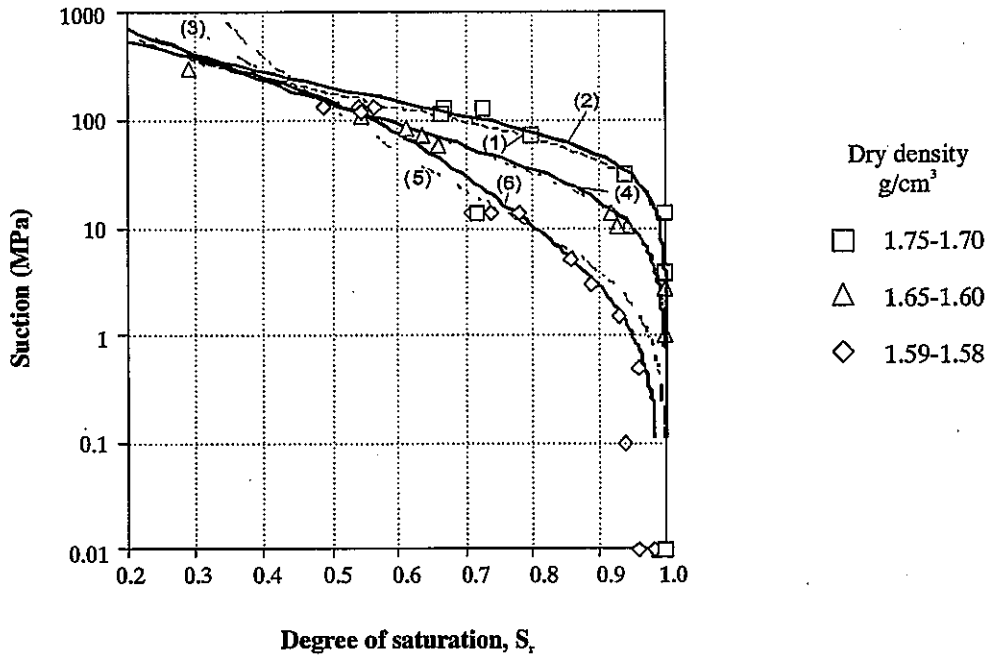


図 3-69 浸潤過程における水分特性曲線<sup>3-14)</sup>

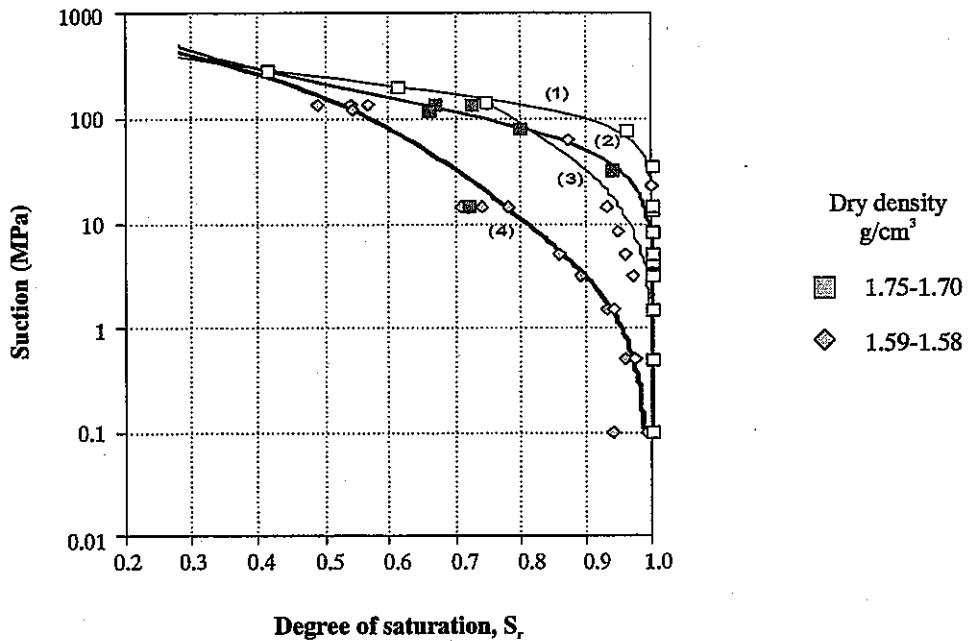


図 3-70 排水・再浸潤過程における水分特性曲線<sup>3-14)</sup>

4) ガス透気係数

圧縮バントナイトの透気係数は、窒素ガスを低圧で注入する試験で求められている。供試体の乾燥密度は  $1.50 \sim 1.70/\text{cm}^3$  で、異なる含水比の供試体を用いて試験が実施されている。測定結果を図 3-71 に示す。また、同図にはフィッティングにより得られた曲線も示している。この曲線の式は以下の通りで、飽和度 25~80%の供試体を用いた試験結果より得られている<sup>3-14)</sup>。

$$K_g = 3.164 \times 10^{-6} [e(1 - S_r)]^{4.3} \tag{3-59}$$

ここで、 $K_g$  (m/s) はガス透気係数、 $e$  (-) は間隙比、 $S_r$  (-) は飽和度である。同一飽和度におけるガス透気係数は乾燥密度の関数であり、同一乾燥密度においては、飽和度の上昇とともに減少する。

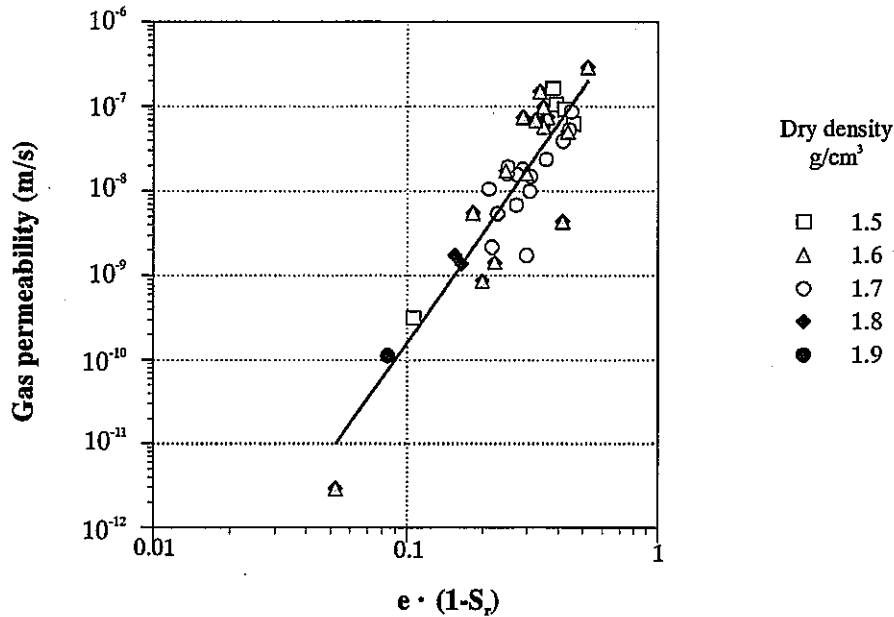


図 3-71 ガス透気係数の測定値<sup>3-14)</sup>

(3) 力学物性

1) 一軸圧縮試験および三軸圧縮試験の結果

この試験は、Bentonite S-2 についてのみ実施されている。得られた一軸圧縮強度は、自然含水比状態で乾燥密度が  $1.70\text{g/cm}^3$  の供試体で  $2.5\text{MPa}$  であった。また、乾燥密度が増加すると指数的に一軸圧縮強度は増加するという結果も得られている。また、種々の試験条件で三軸圧縮試験が実施されており、その結果を表 3-19 に示す。

表 3-19 三軸圧縮試験結果<sup>3-14)</sup>

乾燥密度 ( $\text{g/cm}^3$ )	初期飽和度 (%)	$\sigma_3$ の範囲 (MPa)	粘着力 (MPa)	内部摩擦角 (degrees)
1.6	41-47	0.5-3.0	0.7	25
1.6	41-47	3.0-10.0	2.8	14
1.6	41-47	10.0-30.0	4.4	14
1.7	49-60	0.5-3.0	0.8	30
1.7	49-60	3.0-10.0	1.0	26
1.7	49-60	10.0-30.0	3.5	16
1.8	53-59	3.0-10.0	4.3	16
1.8	53-59	10.0-30.0	3.6	18
1.9	65-79	3.0-10.0	4.5	19

2) 圧密試験

Bentonite S-2 に関して、圧密試験 (Oedometric test) が実施されている。供試体の初期乾燥密度



は  $1.40\text{g/cm}^3$  と  $1.60\text{g/cm}^3$  である。表 3-20 に試験の結果を示す。

表 3-20 圧密試験結果<sup>3-14)</sup>

乾燥密度 $\rho_d$ ( $\text{g/cm}^3$ )	圧縮指数 $C_c$	膨潤指数 $C_s$	圧縮係数 $a_v$ ( $\text{m}^2/\text{kN}$ )	体積圧縮係数 $m_v$ ( $\text{m}^2/\text{kN}$ )	透水係数 $k$ ( $\text{m/s}$ )
1.40	0.38	0.20	$2.5 \times 10^{-5}$	$1.7 \times 10^{-5}$	$4.7 \times 10^{-12}$
1.60	0.38	0.33	$2.3 \times 10^{-5}$	$1.4 \times 10^{-5}$	$1.3 \times 10^{-13}$

また、FEBEX bentonite に関しては、乾燥密度  $1.63\text{g/cm}^3$ 、含水比 11.7% の供試体に対してサクシオンをコントロールした圧密試験を実施し、以下のような関係を導いている。

$$e = 0.8169 - 0.1268 \log(\sigma - p_a) - 0.04968 \log(s + p_{atm}) + 0.05409 \log(\sigma - p_a) \log(s + p_{atm}) \quad (3-60)$$

ここで、 $e$  は空隙比、 $\sigma$  は垂直応力 (MPa)、 $s$  はサクシオン (MPa)、 $p_a$  は空気圧 (MPa)、 $p_{atm}$  は大気圧 (MPa) である。

### 3) 膨潤試験

Bentonite S-2 に関して、膨潤圧  $P_s$  (MPa) と乾燥密度  $\rho_d$  ( $\text{g/cm}^3$ ) の関係が図 3-72 のように得られている。また、実験式は以下のようにになっている。

$$P_s = \exp(5.9\rho_d - 7.9) \quad (3-61)$$

同様に、FEBEX bentonite に関しても、膨潤圧  $P_s$  (MPa) と乾燥密度  $\rho_d$  ( $\text{g/cm}^3$ ) の関係は得られており、図 3-72 に示している。また、実験式は以下のようにになっている。

$$P_s = \exp(6.77\rho_d - 9.07) \quad (3-62)$$

FEBEX bentonite の膨潤圧は Bentonite S-2 に比べて若干高い値となっている。

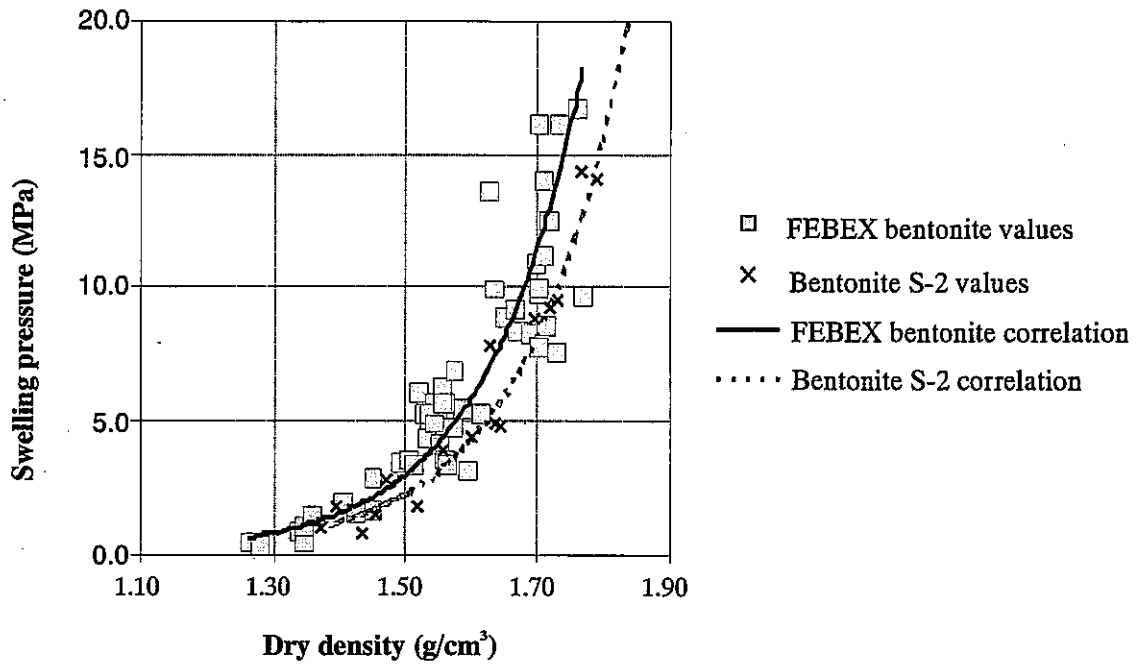


図 3-72 膨潤圧と乾燥密度の関係<sup>3-14)</sup>

4) 加圧下での膨潤試験

乾燥密度 1.60g/cm<sup>3</sup> の FEBEX bentonite に関して、oedometer を用い試験が実施されている。試験は7ケースであり、4ケースは載荷圧 0.5MPa で、3ケースは載荷圧 0.9MPa で実施されている。また、試験水としては蒸留水が用いられた。結果を表 3-21 に示す。

表 3-21 加圧下での膨潤試験結果<sup>3-14)</sup>

載荷圧 0.5MPa				載荷圧 0.9MPa			
初期乾燥密度 (g/cm <sup>3</sup> )	初期含水比 (%)	最終含水比 (%)	膨潤率 (%)	初期乾燥密度 (g/cm <sup>3</sup> )	初期含水比 (%)	最終含水比 (%)	膨潤率 (%)
1.61±0.01	13.9±0.6	39.2±0.7	17.5±0.3	1.60±0.01	14.3±0.6	36.8±0.3	14.7±1.3

また、表 3-12 に示す granitic water および saline water を用い試験が実施されている。載荷圧は 0.1~3.0MPa である。供試体の乾燥密度は、granitic water で飽和させた供試体が 1.50、1.60、1.70g/cm<sup>3</sup> で、saline water で飽和させた供試体が 1.60、1.70g/cm<sup>3</sup> である。図 3-73 に乾燥密度 1.60g/cm<sup>3</sup> の供試体に関して、異なる試験水で飽和させた時の膨潤ひずみの値を示す。膨潤ひずみの値は試験水の違いによる差はそれほど大きくないが、蒸留水の場合が最も大きいことが分かる。

載荷圧  $\sigma$  (MPa) と膨潤ひずみ  $\varepsilon$  (%) の関係は以下の通りとなっている。

$$\varepsilon = -9.4 + 15.9 \log(\sigma) \quad \text{for granite water} \quad (3-63)$$

$$\varepsilon = -11.4 + 14.4 \log(\sigma) \quad \text{for saline water} \quad (3-64)$$

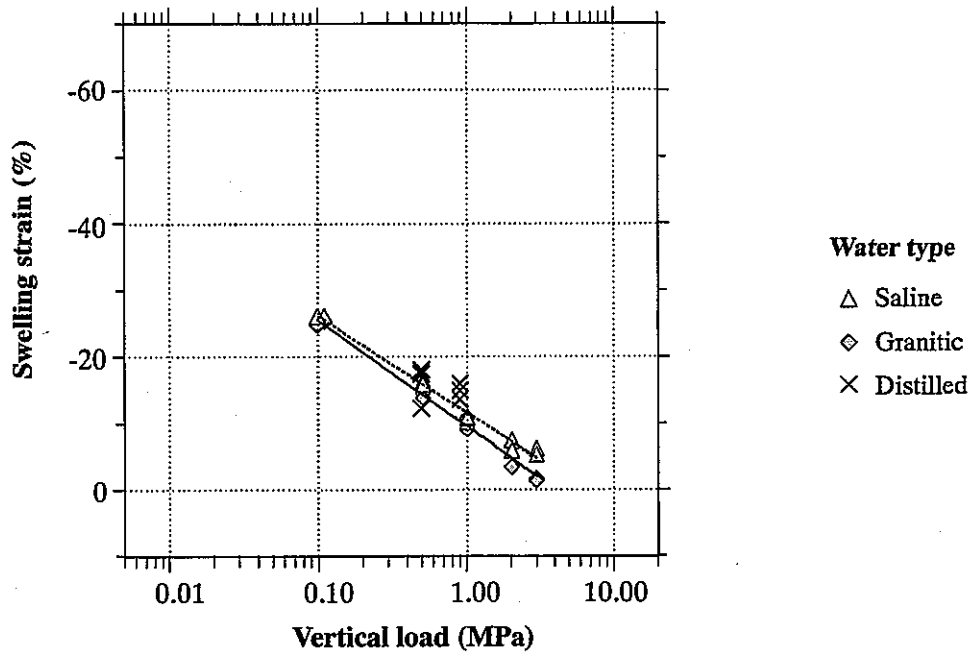


図 3-73 乾燥密度 1.60g/cm<sup>3</sup> の供試体における膨潤ひずみの値<sup>3-14)</sup>

また、UPC-DIT は以下に示すような種々の条件での試験も実施している。

初期乾燥密度：1.57g/cm<sup>3</sup>～1.87g/cm<sup>3</sup>

初期含水比：11.7%

載荷圧：0.01MPa～10.00MPa

その結果、膨潤ひずみ $\varepsilon$  (%) に関して、(3-65)式のような関係が得られている。

$$\varepsilon = -46.93 - 19.35 \log \sigma + 36.59 \rho_d \quad (3-65)$$

ここで、 $\sigma$ は垂直応力 (MPa)、 $\rho_d$ は乾燥密度 (g/cm<sup>3</sup>) である。

また、図 3-74 に、各乾燥密度における垂直応力と膨潤ひずみの関係を示す。

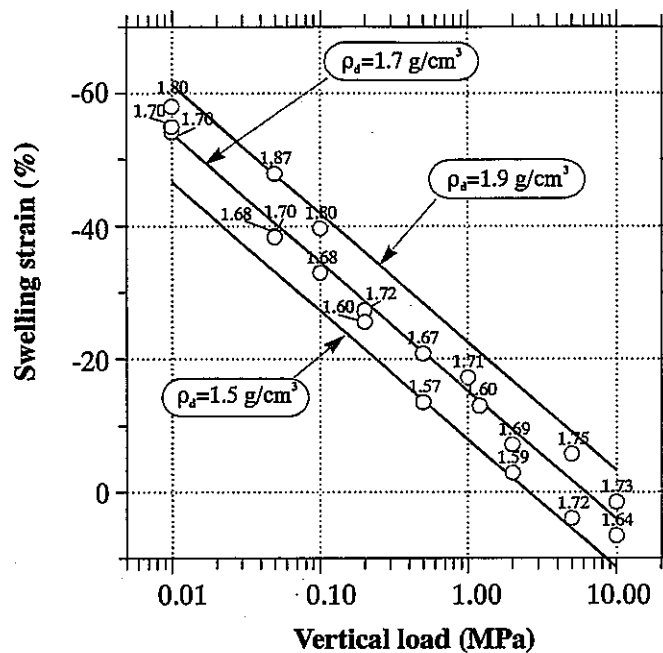


図 3-74 垂直応力と膨潤ひずみの関係<sup>3-14)</sup>

5) せん断弾性係数

FEDEX bentonite に関してはせん断弾性係数  $G$  が得られている。結果を表 3-22 および図 3-75 に示す。

表 3-22 ベントナイトのせん断弾性係数<sup>3-14)</sup>

乾燥密度 ( $g/cm^3$ )	含水比 (%)	飽和度 (%)	間隙比	せん断弾性係数 $G$ (MPa)				
				$\sigma_3=0.01MPa$	$\sigma_3=0.1MPa$	$\sigma_3=0.2MPa$	$\sigma_3=0.4MPa$	$\sigma_3=0.8MPa$
1.58	14.7	54	0.757	140	207	245	300	370
1.66	13.6	57	0.668	211	223	270		
1.54	3.4	12	0.802	78	106	174	208	326
1.56	2.8	10	0.777	89	106	138		
1.62	24.6	95	0.717	240	270		331	336
1.66	21.3	87	0.677	252	296	370	429	502
1.65	4.7	19	0.685	74	90	137	190	310
1.72	10.4	47	0.615	200	219	293	381	429
1.68	3.7	16	0.652	61	89	141	200	290
1.62	12.7	50	0.713	122	180	240	299	387

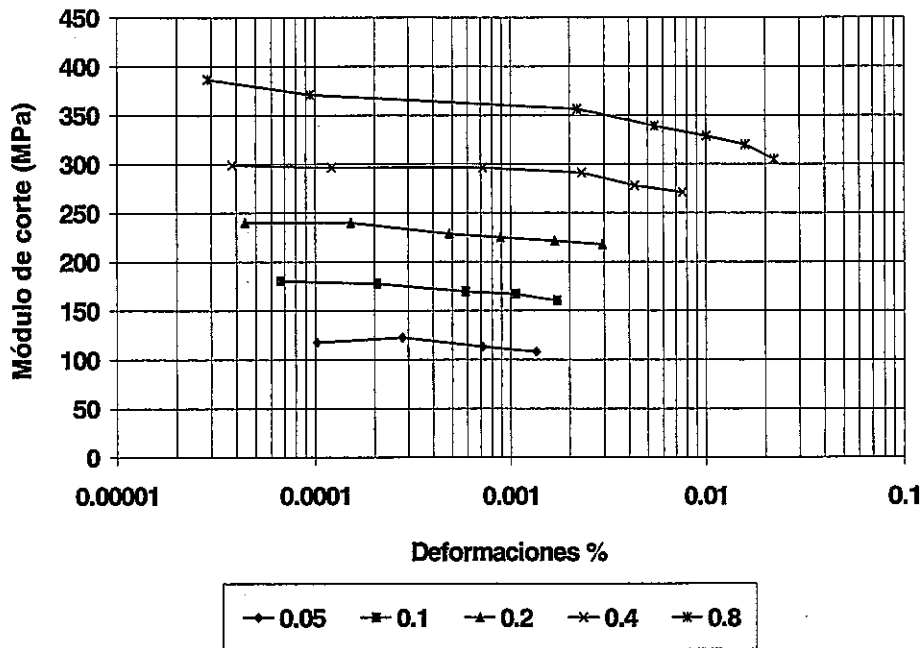


図 3-75 飽和度 50%の供試体におけるせん断弾性剛性と変位との関係<sup>3-14)</sup>

6) ジョイント部の剛性

FEBEX bentonite に関しては、一軸圧縮試験によりベントナイトブロックのジョイント部における垂直応力と変位の関係が得られている。図 3-76 には各飽和度における垂直応力と変位との関係を示す。

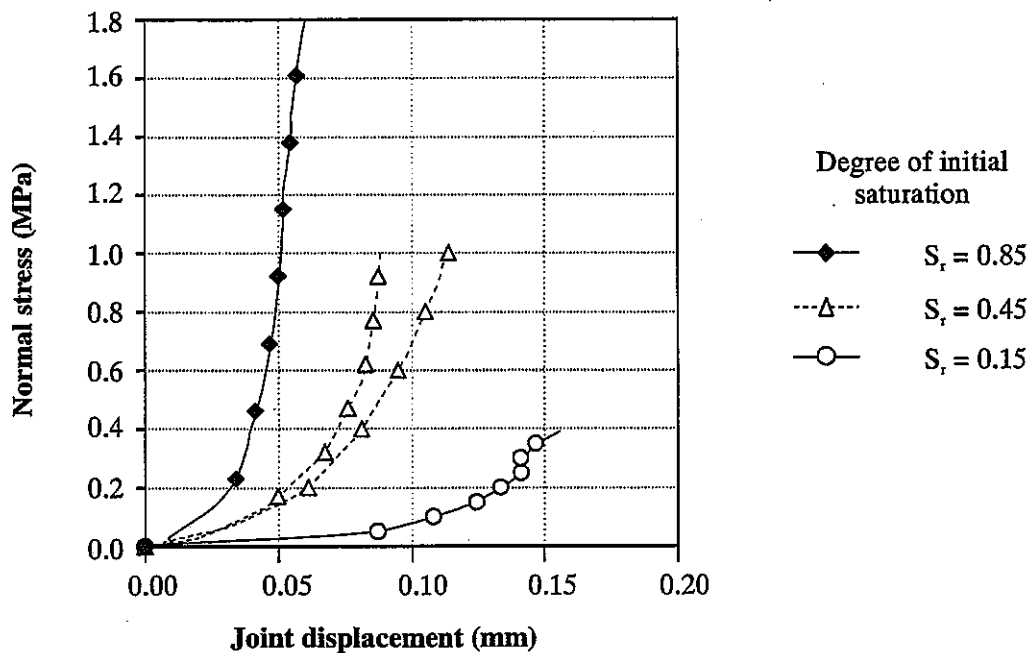


図 3-76 各飽和度における垂直応力と変位の関係<sup>3-14)</sup>

3.3.3 実験室における熱-水-応力連成試験

(1) 逆解析によるモデルのキャリブレーションのための熱-水連成試験

ベントナイトの熱-水連成挙動に関する室内試験を実施し、その結果（温度分布、含水比分布）を用いて解析用の入力データ（熱物性および水理物性）のキャリブレーションが行われている。解析コードとしては有限要素解析コード CODE-BRIGHT(V2.0)が用いられている。

熱-水連成試験装置の概要を図 3-77 に示す。円筒形の供試体（直径 38mm、長さ 76mm）の片面に一定の熱量を与え、反対の面の温度を固定できるようになっている。供試体の周囲には 5.5cm の厚さの断熱材が巻いてある。また、供試体への熱量の負荷を確実にするために、2つの供試体がヒーターを挟んで対称に設置されている。ヒーターは銅製の円筒形で、直径 38mm、長さ 50mm で内部に 5 個の小型の電気抵抗体を配備している。試験では 2.6W の定容量の熱量が負荷され、供試体の熱負荷側の温度は 70~80°C で一定となった。低温側は、水循環により 30°C に固定した。解析コード CODE-BRIGHT により側方への温度ロスが計算されている。その結果、温度ロスは全熱負荷量の 60% であった。これより、2次元軸対称解析の必要性が示唆されている。

試験中は供試体の両端で温度の経時変化が計測されている。また、供試体内部においても 3 点で温度の経時変化が計測されている。試験終了後は、供試体の数点で直径の変位が計測されている。そして、最後に供試体は 6 分割され、各部分の含水比が得られている。

供試体の乾燥密度は 1.68g/cm<sup>3</sup> で、含水比は 15.3、16.9、17.1% の 3 種類に対して試験が実施されている。温度の経時変化の計測例を図 3-78 に示す。温度は試験開始から約 10 時間後にほぼ定常となっている。

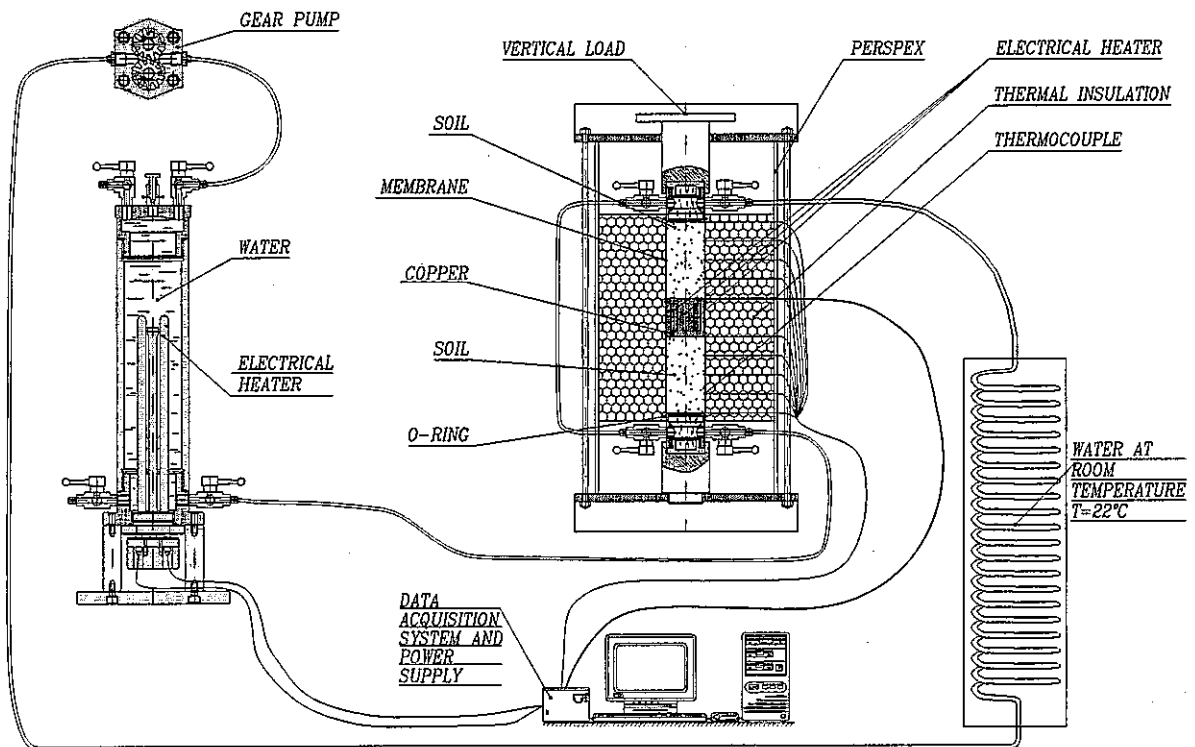


図 3-77 熱-水連成試験装置の概要 3-14)

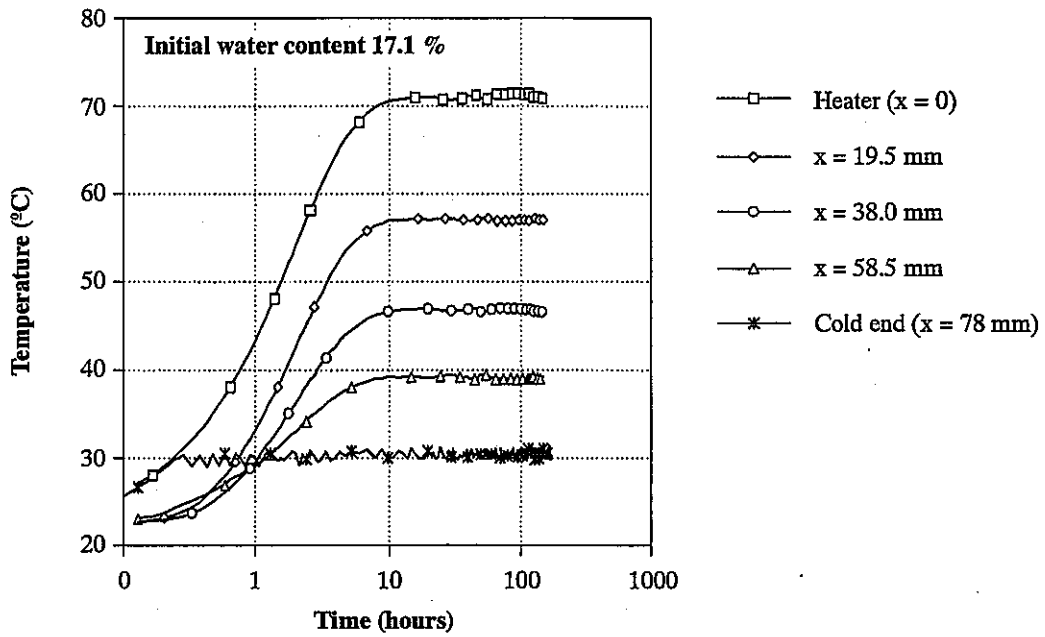


図 3-78 熱-水連成試験における温度の経時変化<sup>3-14)</sup>

定常時の温度分布および試験終了時の含水比分布を用いてモデルのキャリブレーションがなされている。各試験において3種類のパラメータに関してキャリブレーションが行われている。キャリブレーションがなされたパラメータは以下の通りである。

- ・飽和状態における熱伝導率  $\lambda_{sat}$
- ・屈曲率  $\tau$
- ・比透水係数に関する係数  $m$

飽和状態の熱伝導率 $\lambda_{sat}$ を用い、次式により不飽和時における熱伝導率 $\lambda$ を飽和度 $S_r$ の関数として計算している。

$$\lambda = (\lambda_{sat})^{S_r} (\lambda_{dry})^{(1-S_r)} \tag{3-66}$$

ここで、乾燥状態における熱伝導率 $\lambda_{dry}$ は0.47W/m°Cで固定としている。

また、屈曲率 $\tau$ は拡散係数に関するパラメータである。また、定数  $m$  を用い次式により比透水係数 $k_r$ を算出している。

$$k_r = (S_r)^m \tag{3-67}$$

含水比の異なる3回の試験により同定された各パラメータの値は、ほぼ同じような値であるが表 3-23 に示すように若干異なっている。

表 3-23 熱-水連成試験結果を用いて同定されたパラメータの値<sup>3-14)</sup>

試験	初期含水比	$m$	$\tau$	$\lambda_{sat}$ (W/m°C)
1	15.5	3.06	0.56	1.19
2	16.9	1.10	0.74	1.31
3	17.1	1.08	0.90	1.18

同じ目的関数（含水比）の値となるパラメータ  $m$  と  $\tau$  の組み合わせは幾つか存在する。これは、測定された含水比が包括的な値であり、液状水移動分（パラメータ  $m$  により支配）と蒸気拡散分（パラメータ  $\tau$  により支配）とを完全に分離することが難しいからである。図 3-79 には、試験 1 における目的関数とパラメータ  $m$  および  $\tau$  の関係を示す。同図におけるコンター線は同一の目的関数値を示しており、この図より、同一目的関数値となる  $m$  と  $\tau$  の組み合わせが多く存在することが分かる。逆解析により同定されたパラメータは、目的関数値が最小となる位置に存在している。同図には、熱-水連成試験の他のケースにより同定されたパラメータの位置も示している。また、前述した浸潤試験により同定されたパラメータ（この場合、 $m$  のみ）も示している。これらより、各試験により同定されたパラメータの値はほぼ同じ位置に存在していることが分かる。これらの結果を参考にして、表 3-24 に示すパラメータを代表値として選択し、CODE-BRIGHT による解析に用いている。

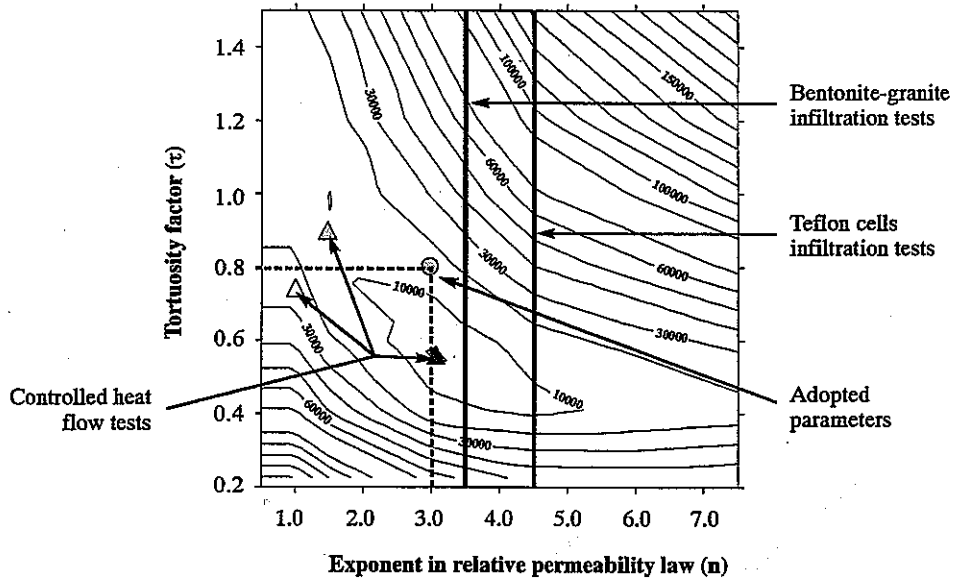


図 3-79 目的関数分布図<sup>3-14)</sup>

表 3-24 解析に用いたパラメータの値<sup>3-14)</sup>

パラメータ	値
$k_{sat}$ (porosity=0.4)	$2 \times 10^{-21} \text{m}^2$
$k_r$	$S_r^3$
$\tau$	0.8
$\lambda$ (W/m°C)	$1.15^{S_r}, 0.47^{(1-S_r)}$



表 3-24 に示すパラメータを用い、浸潤試験、熱-水連成試験等の解析が CODE-BRIGHT を用い実施され、実測値との比較が行われている。図 3-80~図 3-83 に、比較結果を示す。

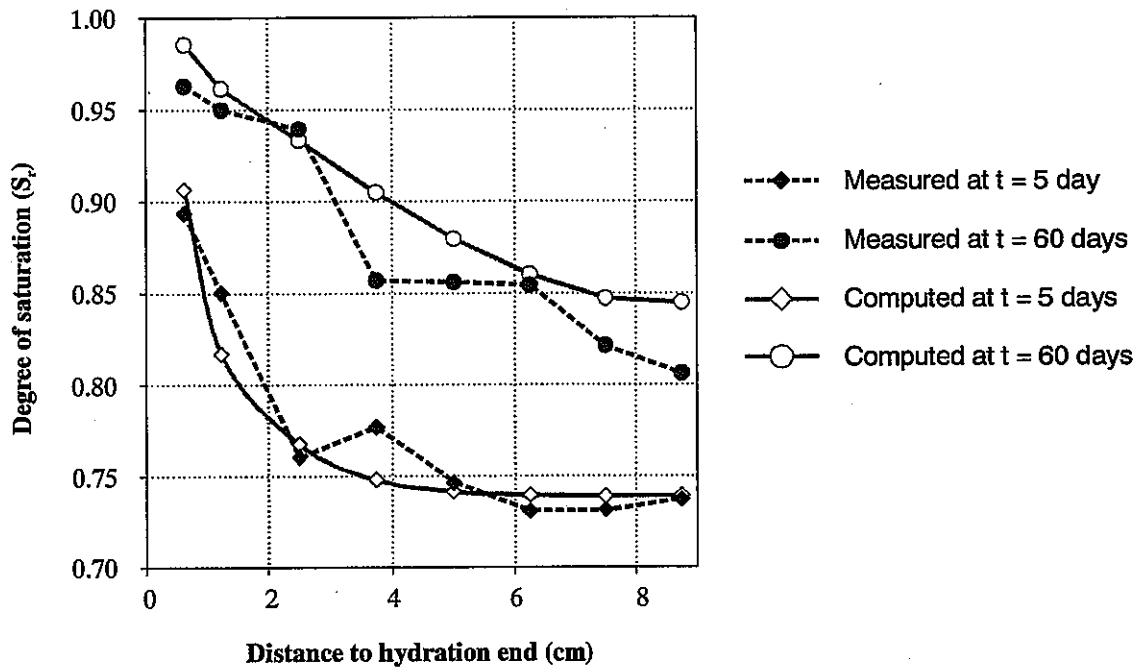


図 3-80 CIEMAT により実施された浸潤試験結果と表 3-24 に示すパラメータを用いて実施された解析結果との比較<sup>3-14)</sup>

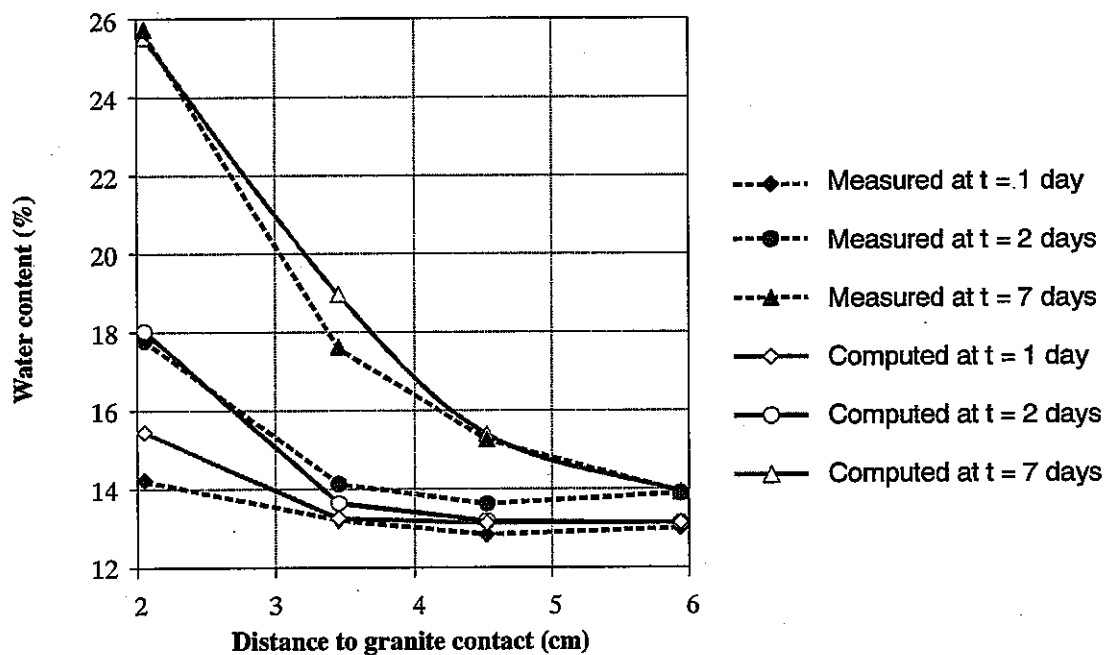


図 3-81 UPC により実施された浸潤試験結果と表 3-24 に示すパラメータを用いて実施された解析結果との比較<sup>3-14)</sup>

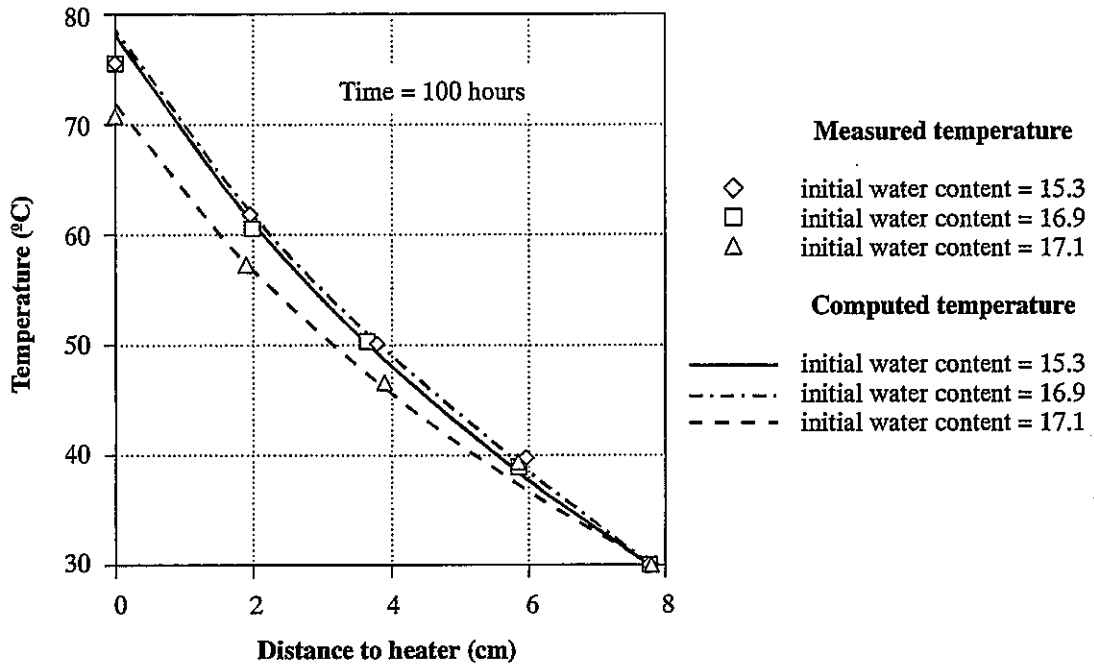


図 3-82 熱-水連成試験結果 (温度) と表 3-24 に示すパラメータを用いて実施された解析結果との比較<sup>3-14)</sup>

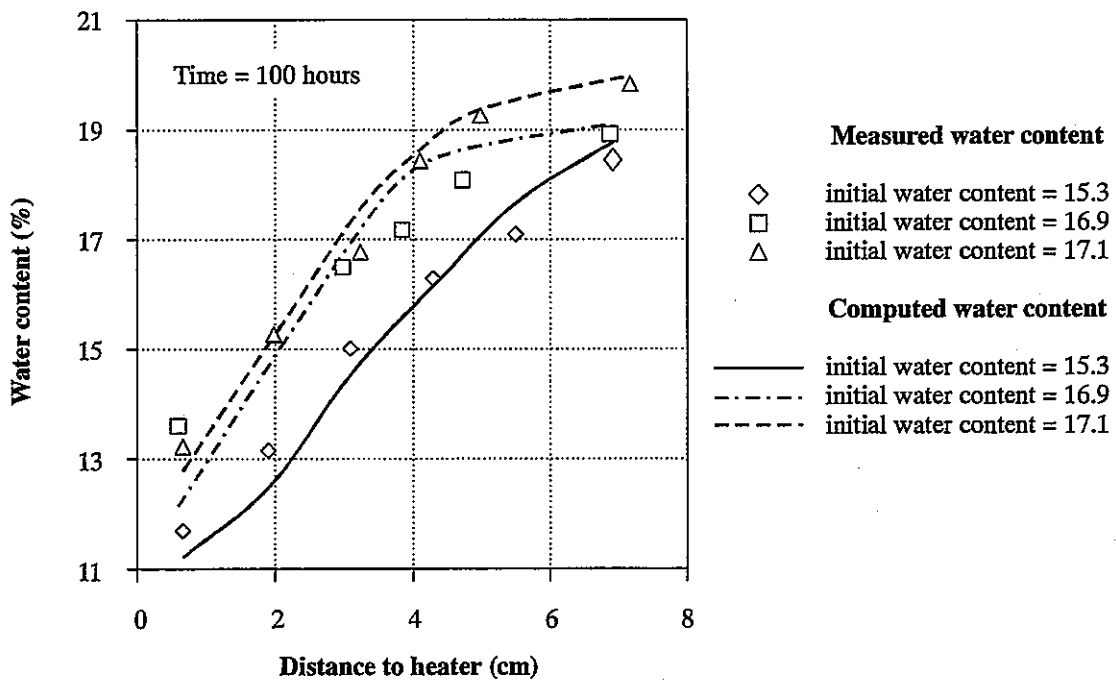


図 3-83 熱-水連成試験結果 (含水比) と表 3-24 に示すパラメータを用いて実施された解析結果との比較<sup>3-14)</sup>

(2) 力学物性 (Oedometric tests with controlled suction)

CIEMAT (24 試験) および UPC (5 試験) において、サクシオンコントロール状態における圧密試験が実施されている。試験に供する圧縮ベントナイトの密度はそれぞれ  $1.7\text{g/cm}^3$  および  $1.65\text{g/cm}^3$  であり、含水比は自然状態(実験室環境に平衡)である。試験は3種類実施されている。第1番目は、ヒーター近傍の状況を考慮したもので、初期乾燥状態から荷重していくもので、最終的にはベントナイトは飽和となる。第2番目は、外部境界(岩盤近傍)近傍を考慮したもので、荷重とともにサクシオンが減少していくものである。第3番目は、膨潤試験を表現する目的で実施されたものであり、荷重過程中的サクシオン減少時において供試体の高さを一定にしたものである。サクシオンは、供試体周囲の相対湿度を硫酸や塩溶液を用い制御することにより 0~14MPa の範囲でコントロールされている。

図 3-84 に、CIEMAT により実施された2ケース (EDS3\_9 および EDS5\_5) の結果を示す。荷重荷重が小さい場合の方が、飽和過程における鉛直方向のひずみは小さくなっている。図 3-85 に異なる荷重荷重状態におけるサクシオン減少過程(浸潤過程)時の試験結果を、図 3-86 に異なるサクシオン値状態における荷重過程時の試験結果を示す。

ベントナイトの構成則における水理および力学パラメータを求めるために、試験結果の解析が解析コード CODE-BRIGHT を用いて実施されている。試行錯誤により前述の膨潤試験および加圧下での膨潤試験の解析が行われている。図 3-87 に、CIEMAT および UPC により実施された試験の結果得られた膨潤ひずみと解析結果との比較を示す。また、膨潤試験により得られたパラメータを用い、サクシオンコントロール圧密試験の解析も行われている。図 3-88 に、異なる荷重荷重状態における浸潤過程時の試験結果とその解析結果を示す。

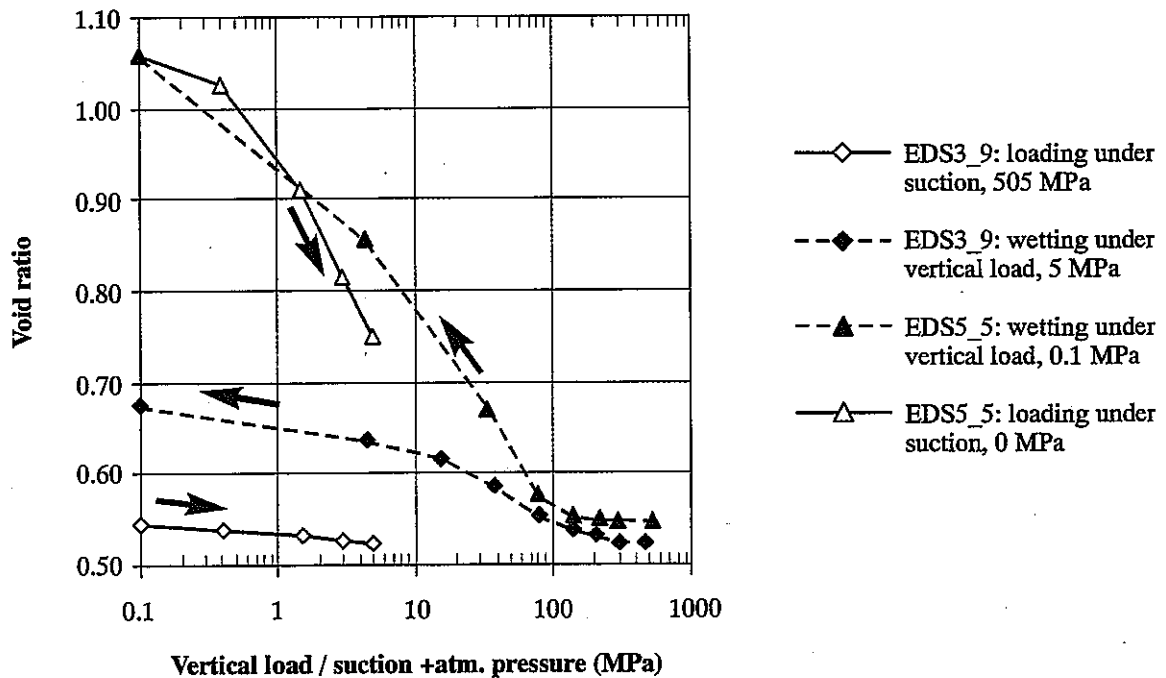


図 3-84 初期乾燥密度  $1.7\text{g/cm}^3$  の供試体におけるサクシオンコントロール圧密試験の結果<sup>3-14)</sup>

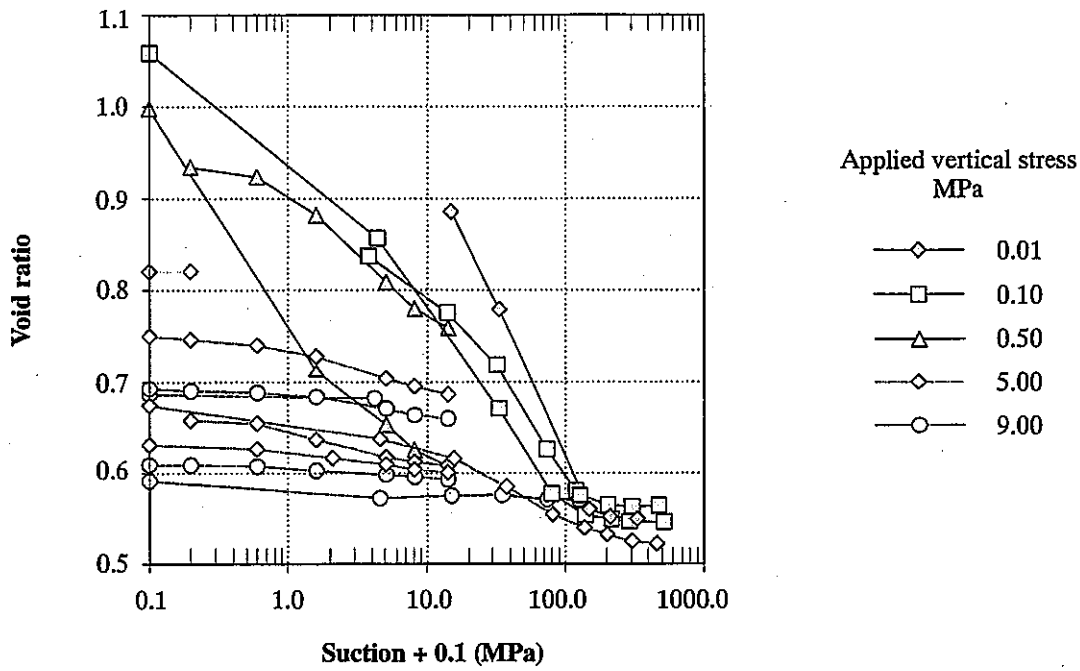


図 3-85 サクシオンコントロール圧密試験における体積変化<sup>3-14)</sup>  
(初期乾燥密度 1.7g/cm<sup>3</sup>、異なる載荷荷重状態における浸潤過程での結果)

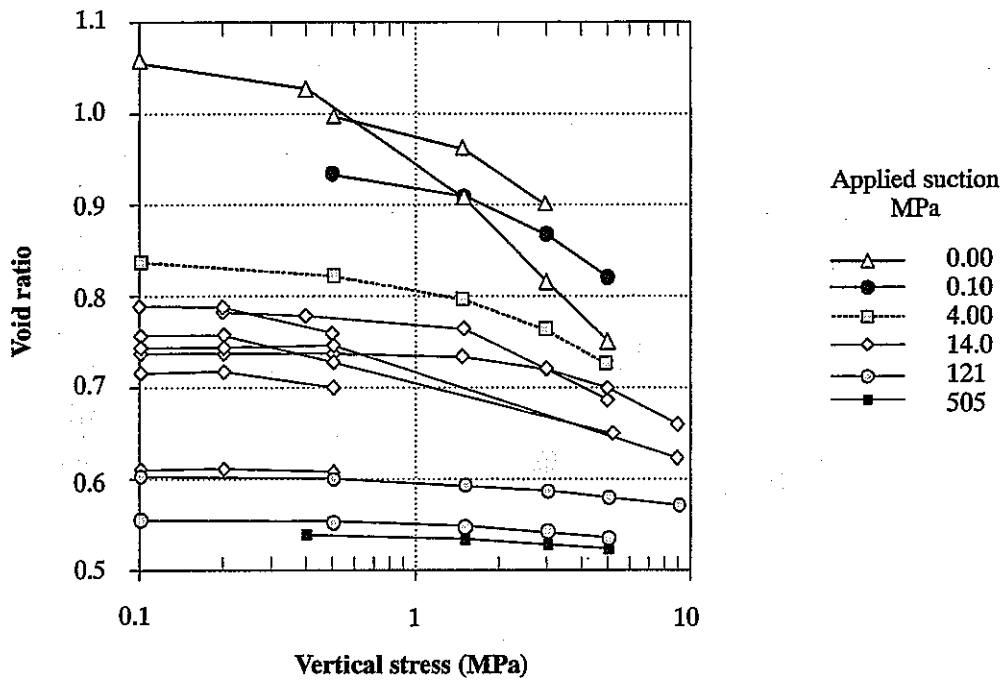


図 3-86 サクシオンコントロール圧密試験における体積変化<sup>3-14)</sup>  
(初期乾燥密度 1.7g/cm<sup>3</sup>、異なるサクシオン状態における載荷過程での結果)

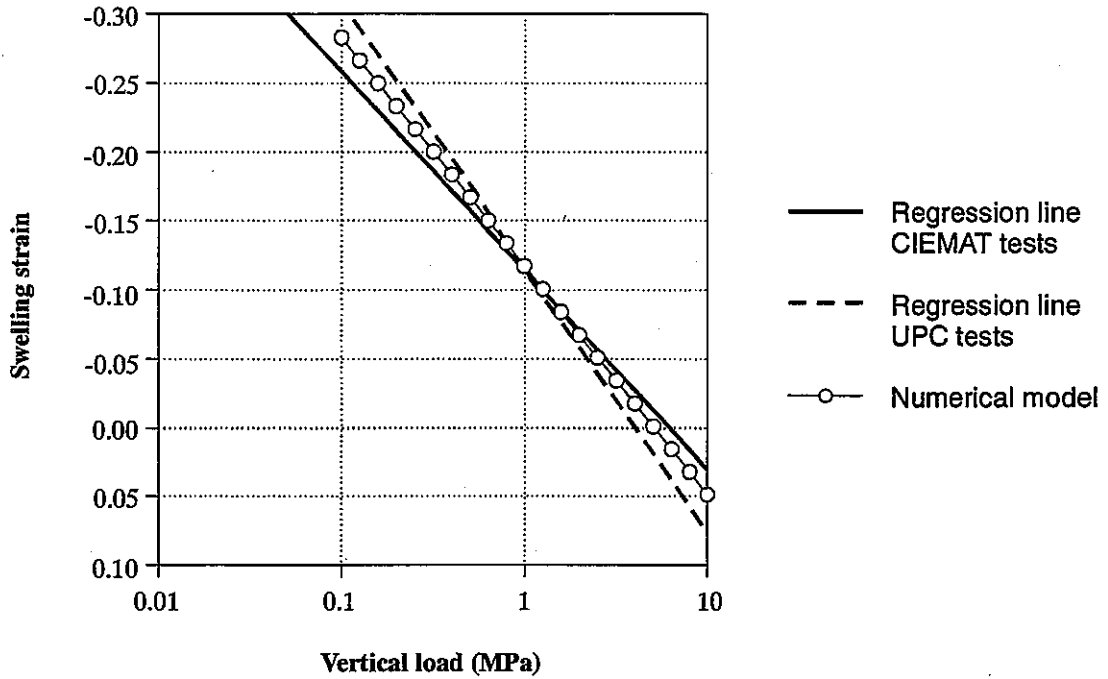


図 3-87 CIEMAT および UPC により実施された膨潤試験の結果得られた膨潤ひずみと解析値との比較 (初期乾燥密度  $1.6\text{g/cm}^3$ )<sup>3-14)</sup>

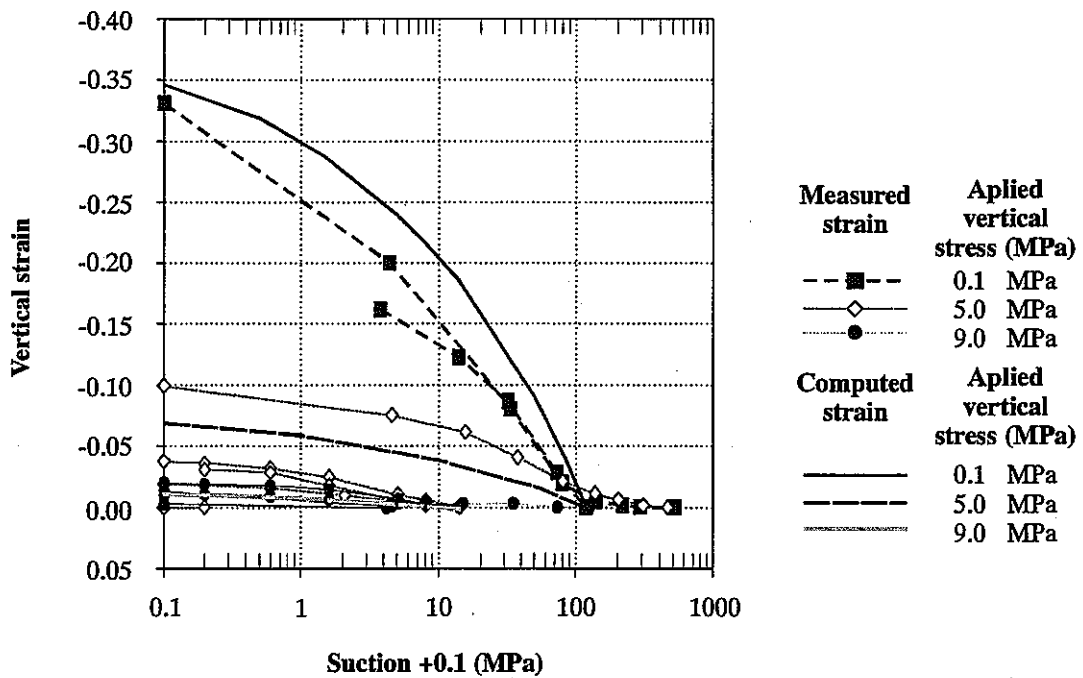


図 3-88 CIEMAT により実施されたサクションコントロール圧密試験における膨潤ひずみと解析値との比較<sup>3-14)</sup>

上記の試験より得られた知見は以下の通りである。

- ・試験装置の限界から、供試体の成形圧（約 20MPa）より高い値での荷重は出来なかった。試験における最大荷重圧は 9MPa であった。そして、荷重圧が最大時の試験の際には、幾つかの供試体にサクシオンが 15 から 5MPa に減少する条件の場合に若干破壊が生じた。
- ・荷重圧が小さい場合、サクシオン減少過程（浸潤過程）において大きな膨潤ひずみが観察された。浸潤プロセスによりベントナイトの構造骨格が開き（間隙の増加）、その結果として非可逆性の膨潤ひずみが発生した。そして、その後、荷重荷重が負荷された際には、剛性の増加が観察された。これらのケースでは、荷重過程における降伏点は比較的小さな荷重状態において観察されている。
- ・120MPa のサクシオンで制御した供試体の乾燥では、供試体に有意な体積減少は見られなかった。そして、この値より大きなサクシオンで制御した際には、荷重により供試体に有意な圧密は生じず、供試体は非常に剛であった。乾燥/浸潤過程を繰り返した後も粘土に発生する膨潤圧の値はそれほど変わらなかった。すなわち、サクシオン増加過程に発生する塑性ひずみは小さいものと考えられる。

### (3) 膨潤性粘土の THM 挙動に関するその他の試験

#### 1) ジョイント部における水理試験

粘土バリアにおけるジョイントの存在による水理的な影響を把握することを目的に、ジョイントのある供試体に対しての水理試験が CIEMAT により実施されている。評価は透水量に関するジョイントの影響、ジョイント部のシーリング能力（図 3-89 参照）等に関して行われ、透水係数を増加する方向で物性値の修正がなされている。供試体は 4 つの圧縮ベントナイトから成っており、最終的な乾燥密度は  $1.61 \sim 1.23 \text{g/cm}^3$  の範囲で、初期の含水比は 15.0~11.7% の範囲である。これらの試験より得られた知見は以下の通りである。

- ・ある一定水圧下で供試体に注入する場合は、いくらそれが小さな値でもあっても浸潤量および粘土内部における浸潤分布はジョイントの存在、その量および形状等により支配される。
- ・供試体においては、ベントナイトブロック表面部およびジョイント部の両者から浸潤する。図 3-90 には 2 種類の試験における最終的な含水比の分布を示す。同図は、4 つの供試体の半断面を積み重ねたものであり、上部から浸潤させている。
- ・初期の浸潤量は注入圧に依存する。
- ・浸潤によりジョイント部がシールされた後は、浸潤量は注入圧に依存せず、粘土の乾燥密度に依存する。
- ・浸潤開始 24 時間後のジョイント部は、5MPa 以上の水圧に耐えうるものとなる。

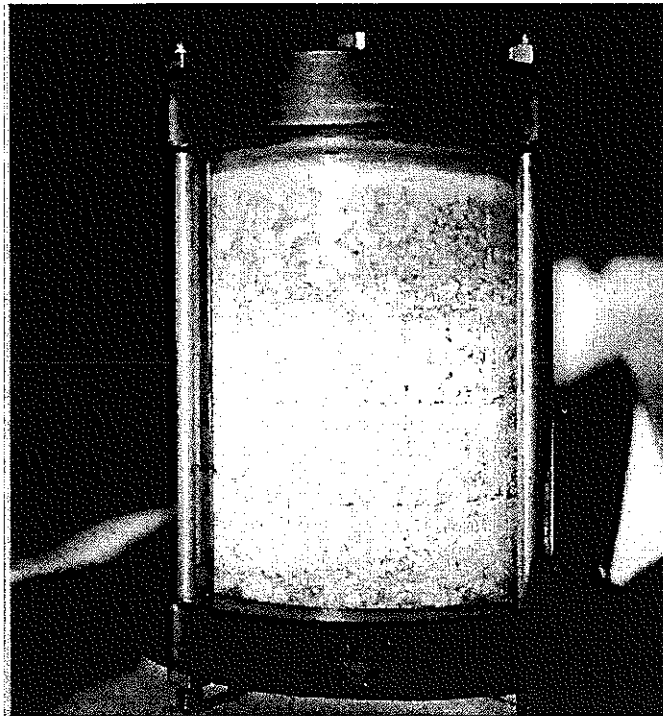


図 3-89 ジョイント部のシール試験<sup>3-14)</sup>

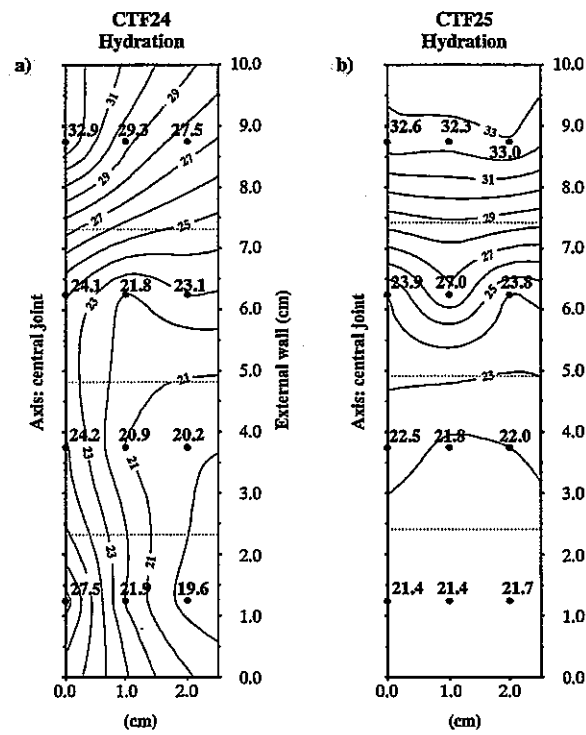


図 3-90 シール試験終了時における含水比分布 (注入圧 0.5MPa)<sup>3-14)</sup>

a) 1日後、b) 7日後

2) サクションおよび温度制御下における圧密試験

温度制御下における圧密試験が CIEMAT において実施されている。図 3-91 に試験結果を示す。これは、低サクション値 (14MPa) から試験を開始した荷重圧 5MPa での試験の結果と、高サクション値 (120~450MPa) から試験を開始した荷重圧 0.1MPa での試験の結果である。図 3-92 には、サクションおよび温度の異なる試験の結果の比較を示す。

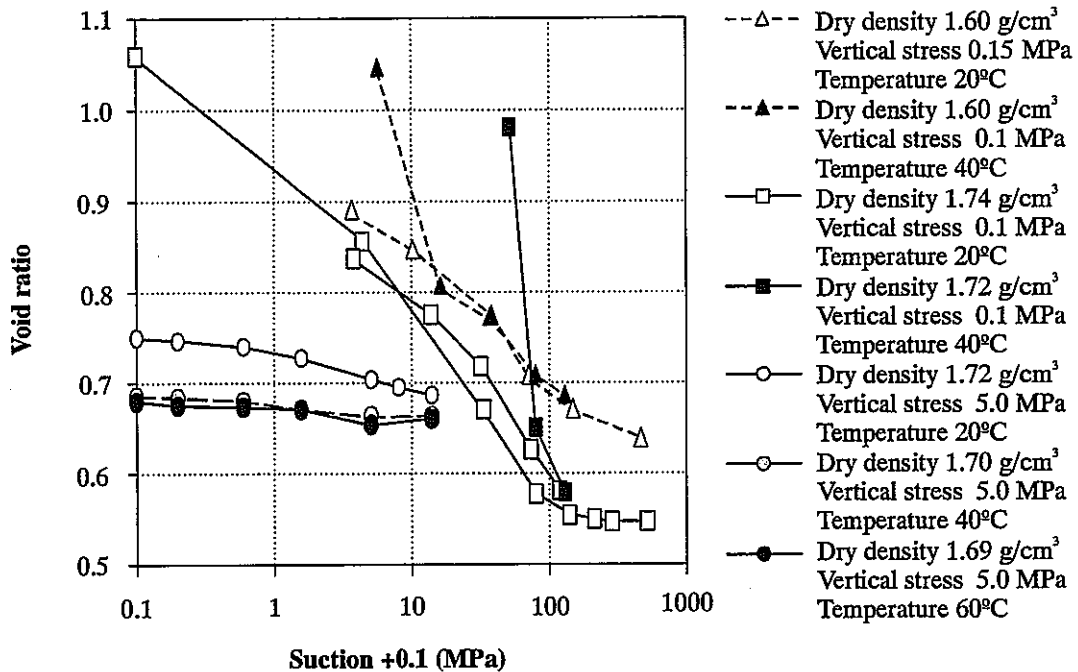


図 3-91 サクションおよび温度制御下における圧密試験結果<sup>3-14)</sup>

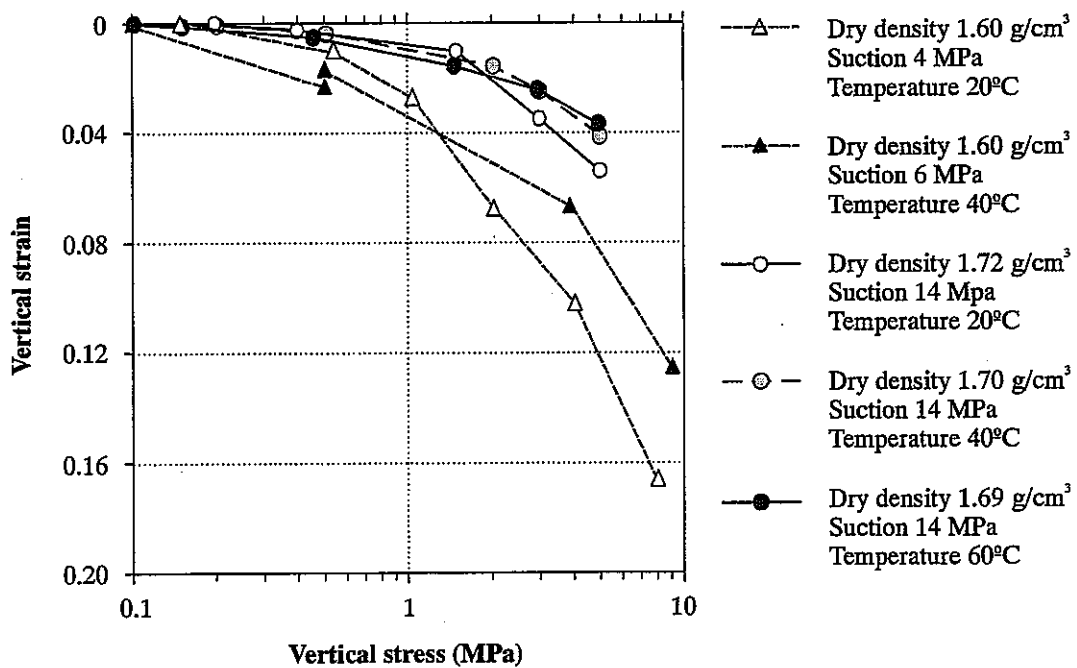


図 3-92 サクションおよび温度制御下における圧密試験の結果得られた  
応力-ひずみ曲線<sup>3-14)</sup>



### 3) 熱-水連成試験

この試験の目的は、ベントナイトの物性を評価すること、および、実際に処分場に近い条件下で生じる現象を解析評価することである。そのため、供試体の逆方向からそれぞれ、熱および水圧を負荷する。試験は、異なる大きさの円筒形の密封容器を用い実施された。

- Large cell ;

ベントナイトの厚みとベントナイト内に生じる温度勾配は実際の処分場とほぼ同じであり、試験期間は0.5、1、2年である。まだ、試験結果は得られていない。

- Intermediate cell ;

Large cell による試験では、ベントナイトは飽和に達しないものと考えられる。したがって、中規模のセル (Intermediate cell) を用いて試験を実施する。この試験におけるベントナイト供試体の大きさは、高さが13cmで、直径が15cmである。そして、供試体の上端面に100℃の温度を負荷する。そして、同時に下端部から注入圧1MPaで蒸留水あるいは granitic water を注入する。試験の概要を図3-93に示す。供試体の初期乾燥密度および初期含水比は、それぞれ、 $1.65\text{g/cm}^3$ 、14%である。試験終了後は図3-94に示すように供試体は分割される。そして、搾り出しによりベントナイト間隙水が抽出される。そして、土の物理特性、地球化学特性 (乾燥密度、含水比、陽イオン交換量等) が測定される。試験が、温度のみを負荷するケース、水圧のみを負荷するケース、両者を負荷するケースと順次実施される。試験は一部実施されており、次節において一部示す。この試験により得られたデータは、THGモデルのキャリブレーションに用いられる。

- small cell ;

ここでは、図3-95に示すような厚さ2.5cm、直径5.0cmのベントナイト供試体を用いて試験が行われる。1MPaで注入した場合、試験開始から数日で供試体は飽和となる。したがって、異なる試験条件で数多くの試験を実施することが出来る。供試体の初期乾燥密度は $1.65\text{g/cm}^3$ で、初期含水比は実験室の相対湿度に平衡状態である(約14%)。温度は2条件(60~35℃および100~60℃)で加熱側に負荷され、供試体の反対側における注入圧は加熱の影響が確認できるように調整されている。そして、注入水の化学的な影響を把握するために、2種類の水 (granitic water および saline water) が使用された。試験期間は飽和に達する時間に関係する。飽和に達するのに必要な時間は事前に検証され、温度が低いケースは約16日で、温度が高いケースは約10日であった。

試験終了後、加熱面に平行な各断面においてベントナイトの鉱物組成、物理特性、地球化学特性等が計測された。ベントナイトの物理-化学特性、水理-力学特性 (透水係数、膨潤能力等) の加熱および (あるいは) 浸潤による影響が試験された。

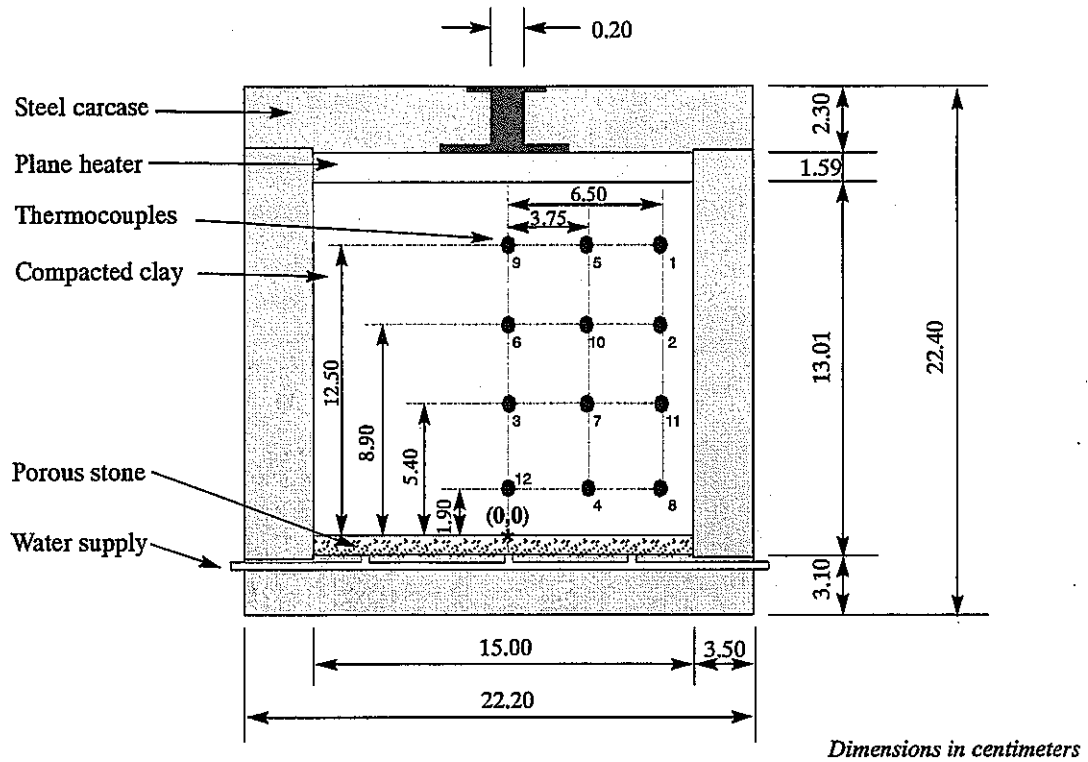


図 3-93 THG 試験のための中規模セル (Intermediate cell) の概要<sup>3-14)</sup>

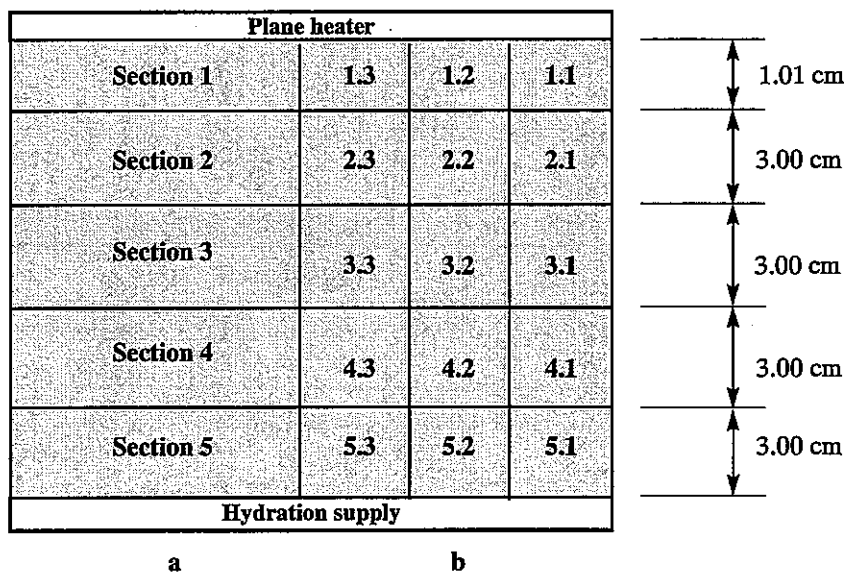


図 3-94 中規模セル (Intermediate cell) における試験終了後のサンプリング概要<sup>3-14)</sup>

- a) 搾り出しによる間隙水抽出用
- b) 土の物理および地球化学特性測定用

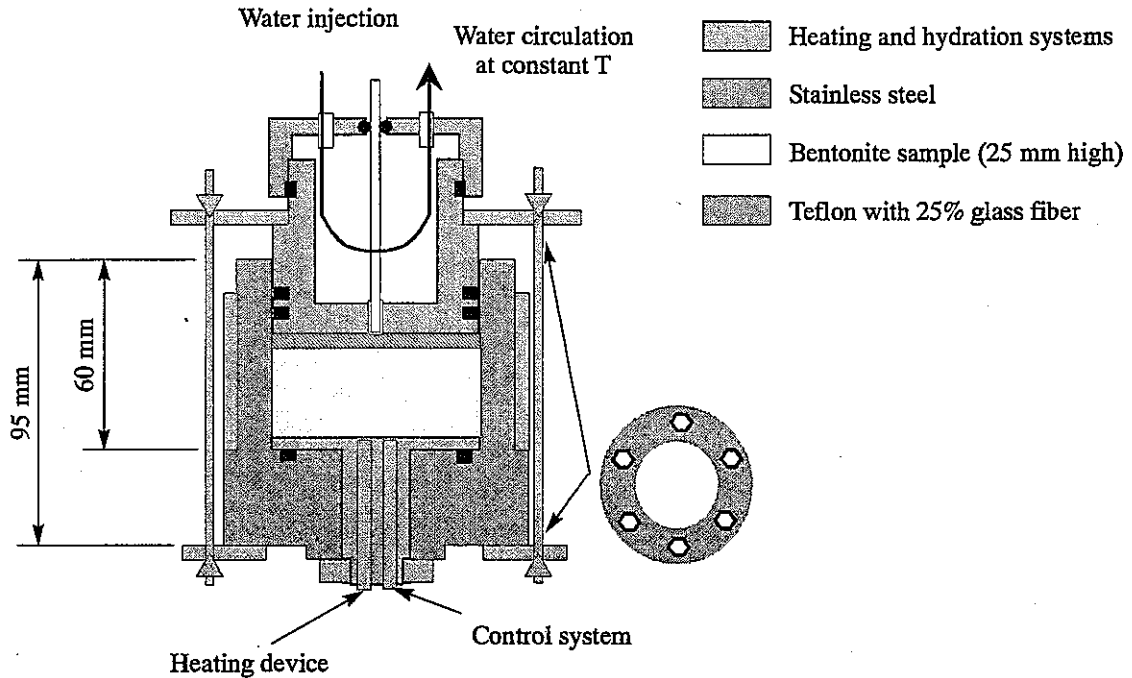


図 3-95 THG 試験のための小規模セル (Small cell) の概要<sup>3-14)</sup>

(a) Intermediate cell による試験結果の例

この試験の主な目的は、加熱および浸潤時に圧縮ベントナイトに生じる水分移動、溶質移行等に関する基本的なメカニズムを把握することである。また、ベントナイト間隙水内の化学変化やシステム内に生じる水理-地球化学プロセス（溶解/沈殿、陽イオン交換反応）も研究対象である。

各条件で試験が実施されており、一部はまだ試験中である。表 3-25 に結果の一例を示す。

表 3-25 Intermediate cell による試験結果の一例<sup>3-14)</sup>

試験番号	試験条件	試験期間 (日)	初期条件				浸潤量 (cm <sup>3</sup> )
			量 (g)	$\rho_d$ (g/cm <sup>3</sup> )	含水比 (%)	飽和度 (%)	
CT-22	heating+hydration	26	4298	1.65	13.4	56.7	275
CT-23	heating+hydration	183	4294	1.65	13.3	56.4	486
CT-24	heating	168	4690	1.62	26.5	100	---
CT-26	heating	147	4285	1.65	13.1	55.4	---
CT-27	hydration	148	4247	1.65	13.1	55.4	390
CT-28	heating+hydration	302	4315	1.65	13.9	58.8	in progress
CT-30	hydration	302	4278	1.65	13.9	58.8	in progress

図 3-96 および図 3-97 には各試験における温度および含水比の分布を示す。加熱は供試体の上部から行い、これがグラフの右端に対応する。一方、注入は供試体の下部から行い、これがグラフの左端に対応している。

浸潤側においては顕著な乾燥密度の変化（すなわち間隙率の変化）が観察された。これは、ベ

ントナイトの膨潤によるものと思われ、これにより、図 3-97 に示すように、初期の乾燥密度状態 (1.65g/cm<sup>3</sup>) における最大含水比 (23.6%) より大きな含水比の値を浸潤側では示している。

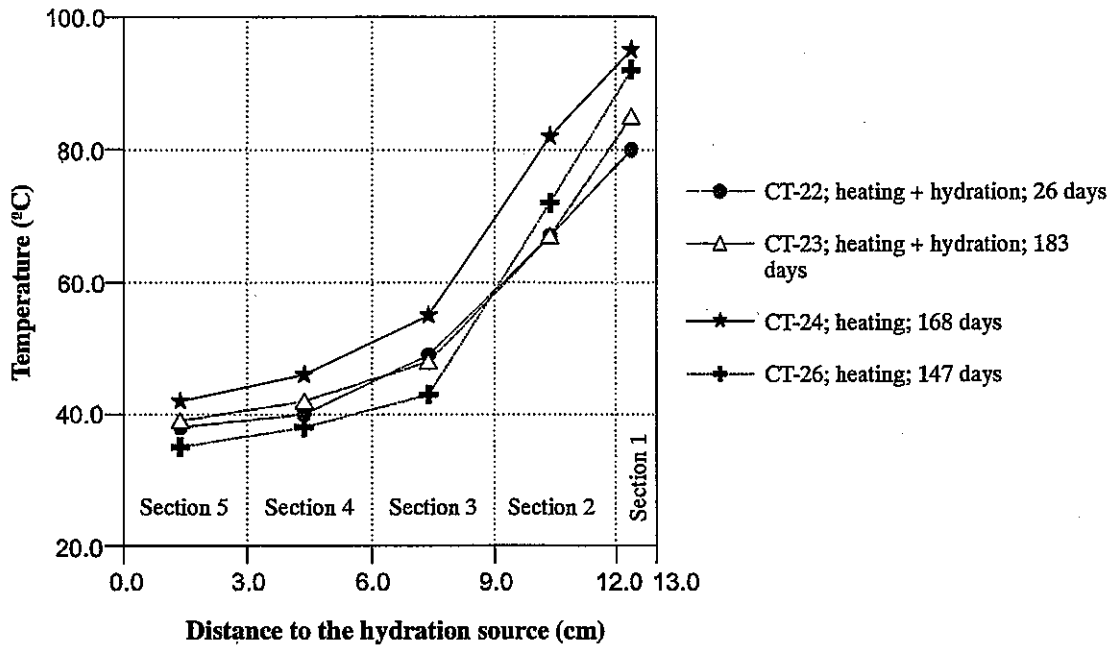


図 3-96 Intermediate cell による試験における最終的な供試体内の温度分布<sup>3-14)</sup>

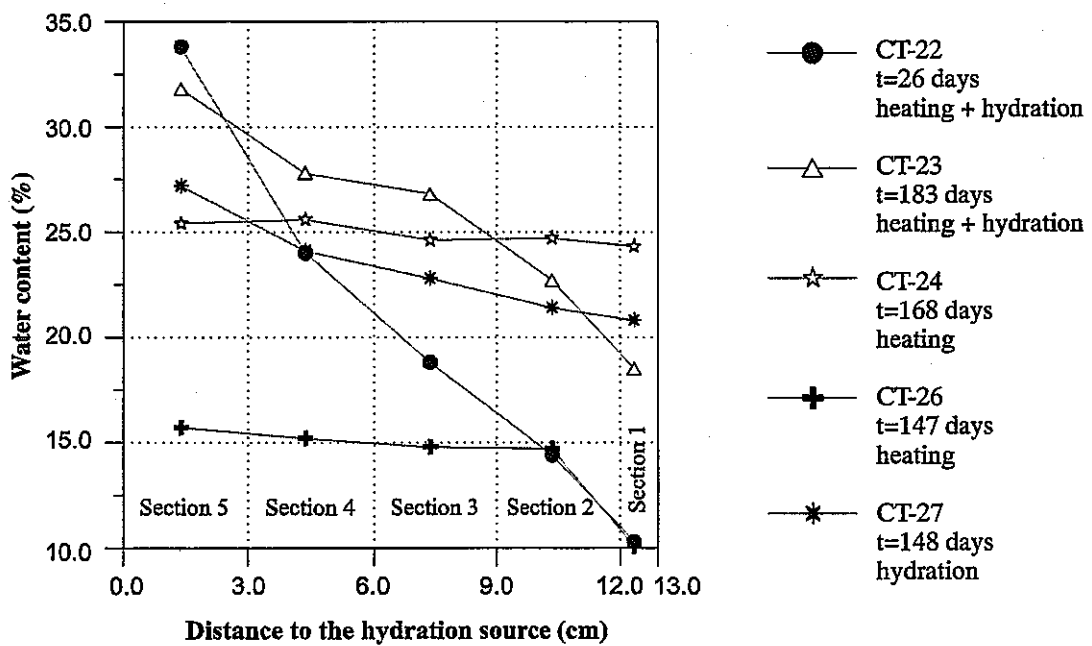


図 3-97 Intermediate cell による試験における最終的な供試体内の含水比分布<sup>3-14)</sup>

### 3.3.4 検討課題

#### (1) Task 1 の課題概要

Task 1 の解析課題は以下の 3 パートに別れている。

- ・ Part A ; 岩盤の水理-力学連成解析

FEBEX Tunnel の掘削に伴う周辺岩盤における水圧変化、トンネル内への湧水量の解析評価を行なう。

- ・ Part B ; ベントナイトの熱-水-応力連成解析

FEBEX Tunnel 内に粘土およびヒーターを設置した後の加熱試験時のベントナイト内における熱-水-応力連成挙動の解析評価を行なう。要求される解析出力値は温度、相対湿度、間隙水圧、応力、変位、ヒーターのトータル出力量である。

- ・ Part C ; 岩盤の熱-水-応力連成解析

FEBEX Tunnel 内に粘土およびヒーターを設置した後の加熱試験時の周辺岩盤内における熱-水-応力連成挙動の解析評価を行なう。要求される解析出力値は温度、間隙水圧、応力、変位である。

本報告書では、Part B の解析結果について示す。

#### (2) Part B の解析課題

Part B における解析課題は以下の通りである。

- (a) ヒーター出力の経時変化
- (b) 緩衝材内の相対湿度の分布および経時変化
- (c) 緩衝材内の温度の分布および経時変化
- (d) 緩衝材内の全応力の経時変化

##### 1) ヒーター出力の経時変化

3.3.1 節で述べたように、試験は以下のように実施される。

- ・最初の 20 日間は 1 体のヒーターあたり 1200W の定出力で加熱を行なう。
- ・その後の 33 日間は 1 体のヒーターあたりの出力を 2000W に上昇して加熱を行なう。そして、スチールライナーの表面温度が 100℃となるように維持する。
- ・53 日以降は温度固定 (100℃) となるようにヒーターを制御し試験を続ける。

解析による要求課題は 53 日以降のヒーター出力値である。解析予測は 1000 日後まで実施する。

## 2) 緩衝材内の相対湿度の分布および経時変化

### (a) 半径方向の分布

緩衝材内における半径方向の相対湿度の分布が解析課題である。解析対象は3断面である。解析対象の3断面は以下に示す通りであり、図 3-53 における断面図に位置が示してある。

- ・断面 E1 :  $x=5.53\text{m}$  (at Heater 1)
- ・断面 H :  $x=9.50\text{m}$  (2つのヒーターの中間点)
- ・断面 E2 :  $x=13.44\text{m}$  (at Heater 2)

また、出力時間および出力ラインは以下の通りである。

#### ・出力時間

$t_1: t = 90 \text{ days}$

$t_2: t = 180 \text{ days}$

$t_3: t = 300 \text{ days}$

$t_4: t = 1000 \text{ days}$

#### ・出力ライン

RD1: along positive axis Z (+z)

RD2: along negative axis Z (-z)

RD3: along positive axis Y (+y)

RD4: along negative axis Y (-y)

軸の方向は図 3-53～図 3-55 に示す通りである。

### (b) 長軸方向の分布

図 3-53 に示す  $x$  軸に沿った 2 側線における相対湿度の分布が解析課題である。出力ラインは以下の通りである。

Line LG1:  $z = 0; y = -1.08 \text{ m}$

Line RC1:  $z = 0; y = -0.81 \text{ m}$

また、出力時間は以下の通りである。

#### ・出力時間

$t_1: t = 90 \text{ days}$

$t_4: t = 1000 \text{ days}$

### (c) 経時変化

相対湿度の経時変化 (0～1000 日後) は以下に示す各点について求める。

- ・断面 E1 :  $x=5.53\text{m}$  (at Heater 1)
  - Point E1H: coordinates  $x = 5.53\text{ m}; y = -0.52\text{ m}; z = 0.00\text{ m}$
  - Point E1C: coordinates  $x = 5.53\text{ m}; y = -0.81\text{ m}; z = 0.07\text{ m}$
  - Point E1G: coordinates  $x = 5.53\text{ m}; y = -1.10\text{ m}; z = -0.17\text{ m}$
  
- ・断面 H :  $x=9.50\text{m}$  (2つのヒーターの中間点)
  - Point HH: coordinates  $x = 9.50\text{ m}; y = -0.52\text{ m}; z = 0.05\text{ m}$
  - Point HC: coordinates  $x = 9.50\text{ m}; y = -0.81\text{ m}; z = 0.05\text{ m}$
  - Point HG: coordinates  $x = 9.50\text{ m}; y = -1.07\text{ m}; z = -0.16\text{ m}$

### 3) 緩衝材内の温度の分布および経時変化

#### (a) 半径方向の分布

緩衝材内における半径方向の温度の分布が解析課題である。解析対象は2断面である。解析対象の2断面は以下に示す通りであり、図 3-53 における断面図に位置が示してある。

- ・断面 D1 :  $x=4.42\text{m}$  (Heater 1 のコンクリートプラグ側の端部)
- ・断面 G :  $x=8.91\text{m}$  (Heater 1 の Heater 2 側の端部)

また、出力時間および出力ラインは以下の通りである。

- ・出力時間
  - $t_1: t = 90\text{ days}$
  - $t_4: t = 1000\text{ days}$
- ・出力ライン
  - RD3: along positive axis Y (+y)
  - RD4: along negative axis Y (-y)

#### (b) 長軸方向の分布

図 3-53 に示す  $x$  軸に沿った2側線における温度の分布が解析課題である。出力ラインは以下の通りである。

- Line LG1:  $z = 0; y = -1.14\text{ m}$
- Line RC1:  $z = 0; y = -0.81\text{ m}$

また、出力時間は以下の通りである。

- ・出力時間
  - $t_1: t = 90\text{ days}$
  - $t_4: t = 1000\text{ days}$

(c) 経時変化

温度の経時変化 (0~1000 日後) は以下に示す各点について求める。

- ・ 断面 D1 :  $x=4.42\text{m}$  (Heater 1 のコンクリートプラグ側の端部)  
Point D1G: coordinates  $x = 4.42\text{ m}; y = -1.14\text{ m}; z = 0.00\text{ m}$
- ・ 断面 G :  $x=8.91\text{m}$  (Heater 1 の Heater 2 側の端部)  
Point GG: coordinates  $x = 8.91\text{ m}; y = -1.14\text{ m}; z = 0.00\text{ m}$

4) 緩衝材内の全応力の経時変化

全応力の経時変化 (0~1000 日後) は以下に示す各点について求める。

- ・ 断面 E2、 Point E2G1 ( $x = 13.45\text{ m}; y = -0.28\text{ m}; z = -1.19\text{ m}$ ). Radial stress ( $\sigma_r$ )
- ・ 断面 E2、 Point E2H1 ( $x = 13.28\text{ m}; y = 0.00\text{ m}; z = -0.48\text{ m}$ ). Radial stress ( $\sigma_r$ )
- ・ 断面 E2、 Point E2G2 ( $x = 13.46\text{ m}; y = -1.19\text{ m}; z = 0.00\text{ m}$ ). Radial stress ( $\sigma_r$ )
- ・ 断面 B2、 Point B2G ( $x = 17.32\text{ m}; y = 0.26\text{ m}; z = 0.76\text{ m}$ ). Axial stress ( $\sigma_x$ )

図 3-98 には長軸方向の断面図における各出力断面の位置を、図 3-99~図 3-101 には半径方向断面図における相対湿度、温度、応力の出力地点の位置を示す。



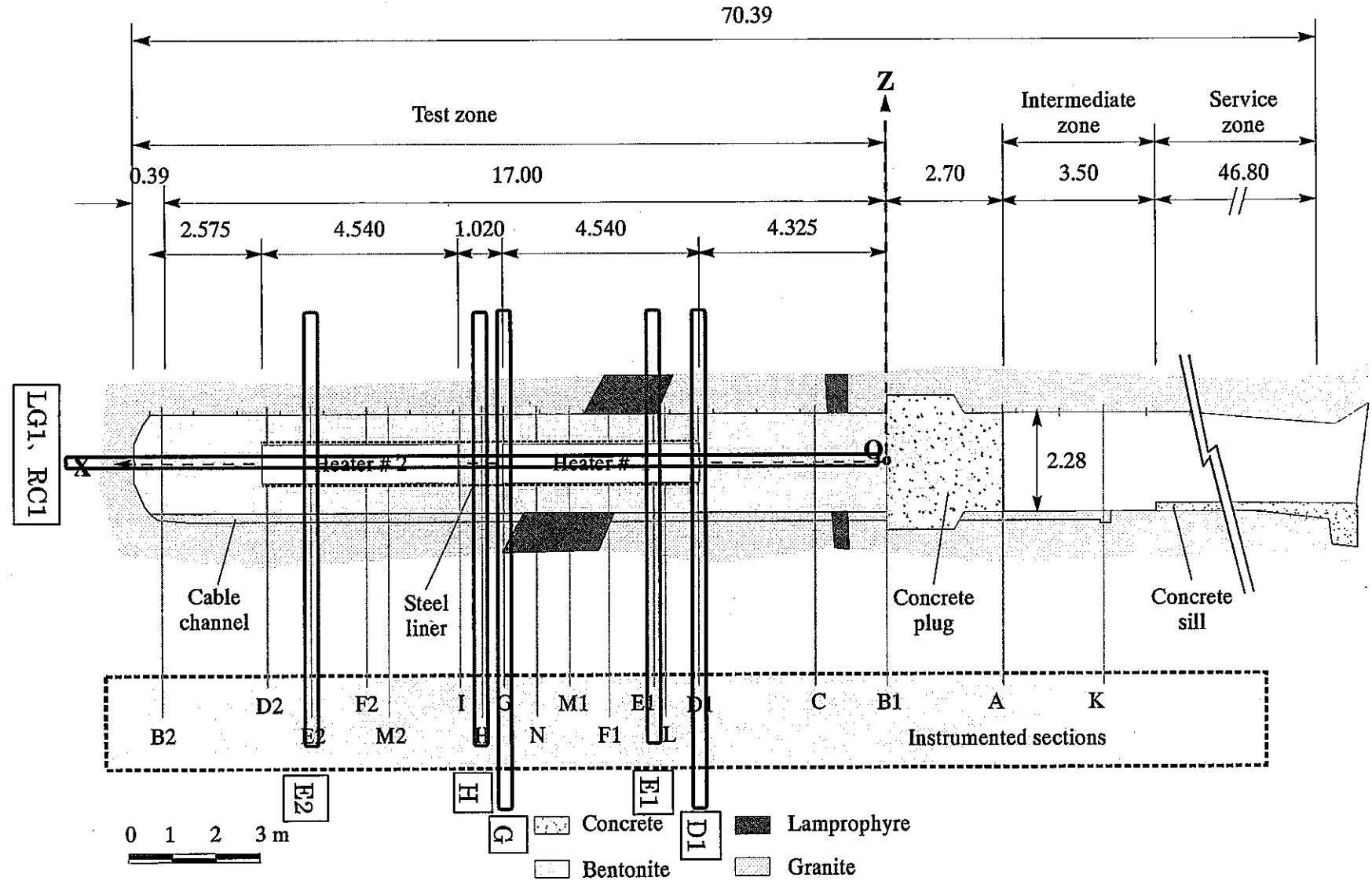


图 3-98 解析出力断面<sup>3-14)</sup>

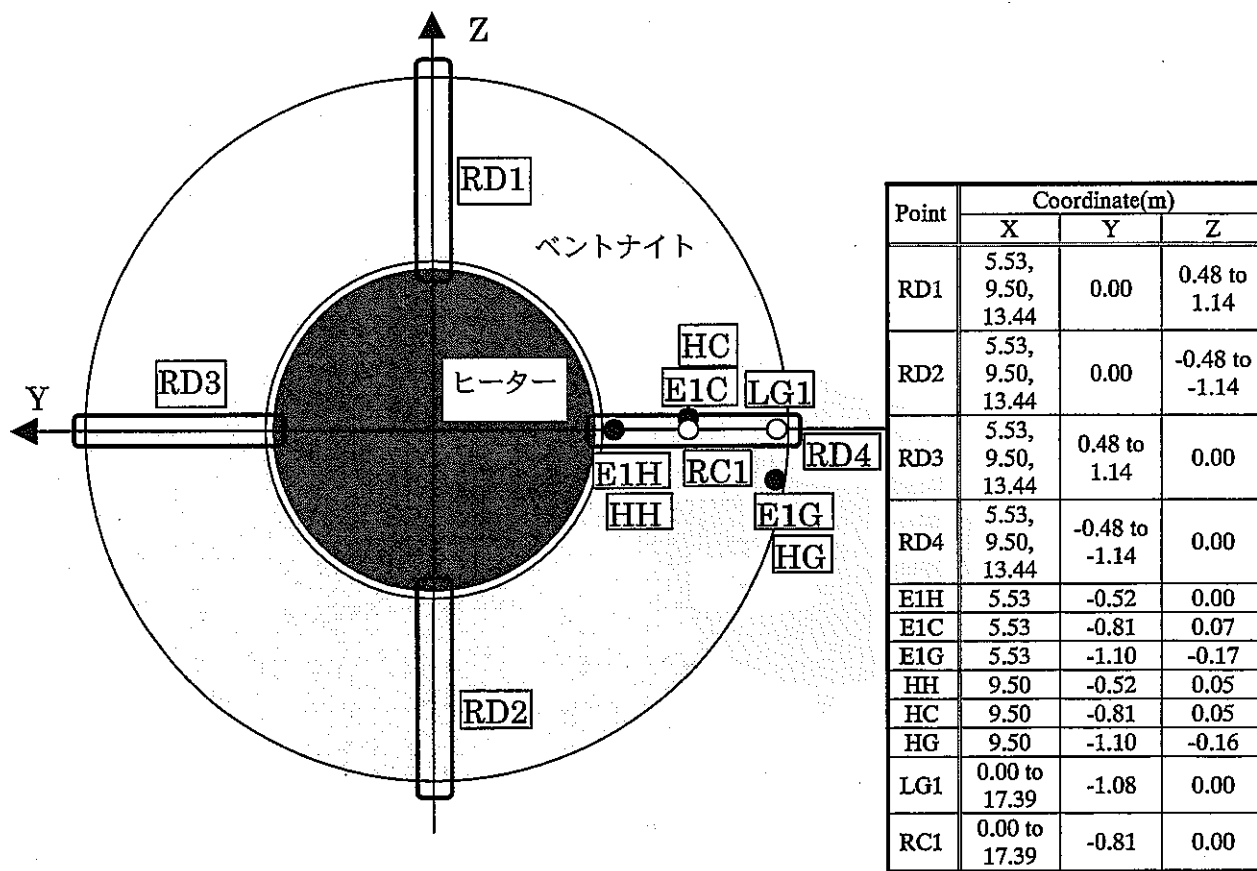


図 3-99 半径方向断面図における相対湿度の出力ポイント<sup>3-14)</sup>

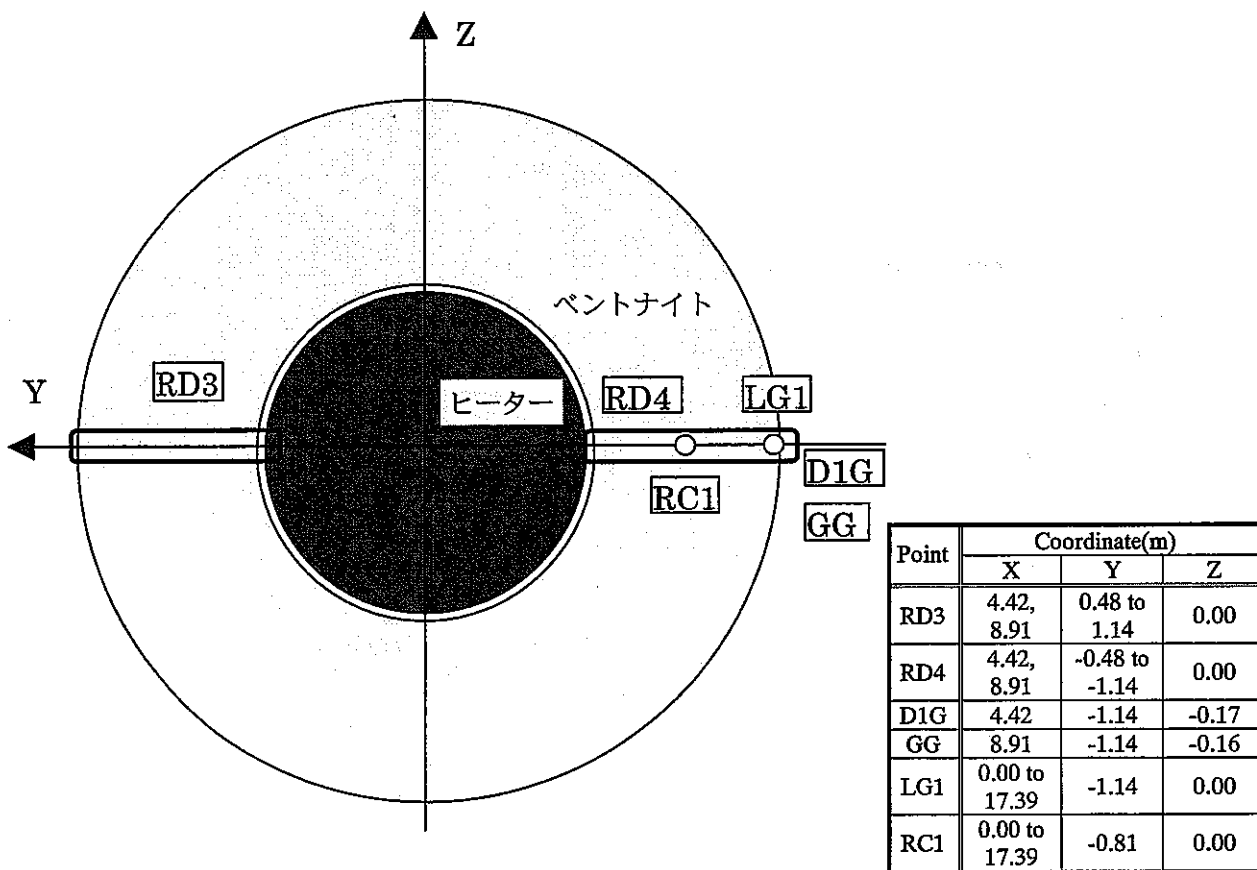


図 3-100 半径方向断面図における温度の出力ポイント<sup>3-14)</sup>

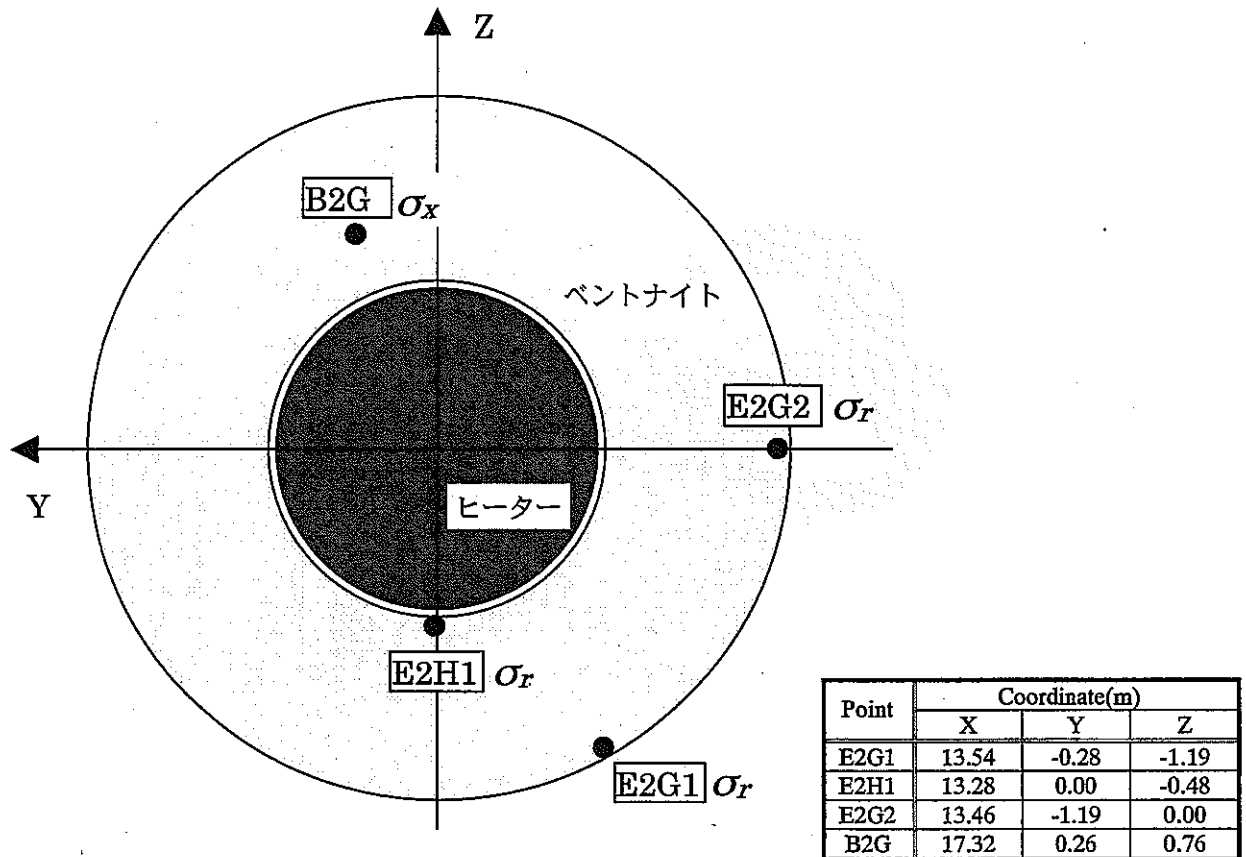


図 3-101 半径方向断面図における応力の出力ポイント<sup>3-14)</sup>

### 3.3.5 緩衝材内における熱-水-応力連成現象の解析評価

#### (1) 解析に用いる緩衝材物性

##### 1) 熱物性

##### (a) 比熱

比熱に関しては、Bentonite S-2 に関して得られたデータを用いる。解析に用いる緩衝材の比熱  $(\rho C)_m$  は以下の通りである。

$$(\rho C)_m = (1-n)\rho_s C_s + nS_r \rho_w C_w \quad (3-68)$$

ここで、 $C_s$  は固相の比熱 (J/kgK)、 $C_w$  は水の比熱 (J/kgK)、 $n$  は間隙率 (-)、 $S_r$  は飽和度 (-)、 $\rho_s$  は固相の密度 ( $\text{kg/m}^3$ )、 $\rho_w$  は水の密度 ( $\text{kg/m}^3$ ) である。

固相の比熱  $C_s$  は以下のように温度  $T$  (°C) の関数として設定する。

$$C_s = 1.38 T + 732.5 \quad (3-69)$$

(b) 熱伝導率

熱伝導率としては、FEBEX bentonite に関して得られた以下の関数を用いる。

$$\lambda = 1.28 - \frac{0.71}{1 + e^{(S_r - 0.65)/0.10}} \quad (3-70)$$

ここで、 $\lambda$ は熱伝導率 (W/m·K)、 $S_r$ は飽和度 (-) である。

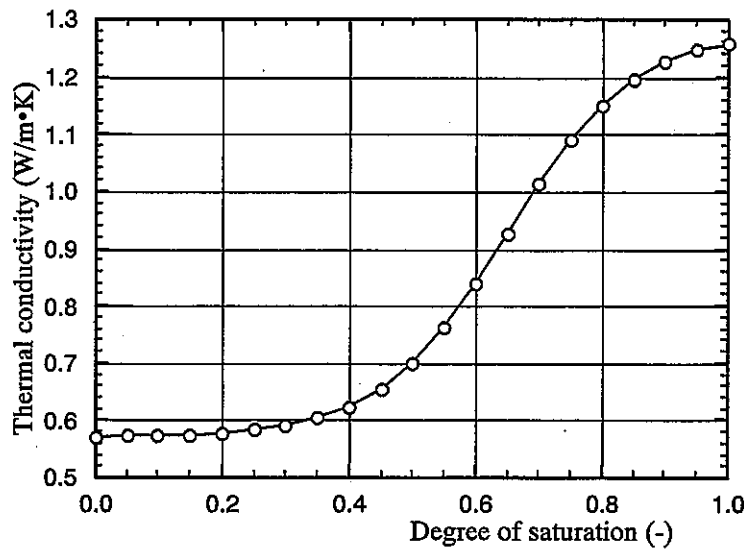


図 3-102 熱伝導率の飽和度依存性

(c) 線膨張係数

線膨張係数としては、試験で得られた値の平均値  $1.0 \times 10^{-4}/^\circ\text{C}$  を用いる。

2) 水理特性

(a) 飽和透水係数

FEBEX bentonite に関しては次式のように透水係数  $k$  (m/s) と乾燥密度  $\rho_d$  ( $\text{g}/\text{cm}^3$ ) の関係が得られている。

$$\begin{aligned} \log(k) &= -6.00 \rho_d - 4.09 \quad (\rho_d = 1.30 \sim 1.47 \text{g}/\text{cm}^3) \\ \log(k) &= -2.96 \rho_d - 8.57 \quad (\rho_d = 1.47 \sim 1.84 \text{g}/\text{cm}^3) \end{aligned} \quad (3-71)$$

上記式における透水係数が温度  $25^\circ\text{C}$  におけるデータであると仮定し、次式より固有透過度  $K$  ( $\text{m}^2$ ) に換算する。

$$K = \frac{\mu k}{\rho g} \quad (3-72)$$

ここで、 $\mu$ は水の粘性係数 ( $\text{Pa}\cdot\text{s}$ )、 $\rho$ は水の密度 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )、 $g$ は重力加速度 ( $\text{m}/\text{s}^2$ ) である。温

度 25°Cにおける水の粘性係数および密度は以下の通りである。

$$\mu (25^\circ\text{C}) = 0.893 \times 10^{-3} \text{ Pa}\cdot\text{s} \quad (3-73)$$

$$\rho (25^\circ\text{C}) = 997.04 \text{ kg/m}^3 \quad (3-74)$$

したがって、乾燥密度が  $1.30 \sim 1.47 \text{ g/cm}^3$  の範囲での固有透過度は次式のようになる。

$$\begin{aligned} \log(K) &= \log\left(\frac{\mu}{\rho g}\right) + (-6.00\rho_d - 4.09) \\ &= \log(0.913 \times 10^{-7}) + (-6.00\rho_d - 4.09) \\ &= -6.00\rho_d - 11.13 \end{aligned} \quad (3-75)$$

同様に乾燥密度が  $1.47 \sim 1.84 \text{ g/cm}^3$  の範囲での固有透過度を求める。

以上より、解析には以下の関係式を用いる。

$$\begin{aligned} \log(K) &= -6.00\rho_d - 11.13 \quad (\rho_d = 1.30 \sim 1.47 \text{ g/cm}^3) \\ \log(K) &= -2.96\rho_d - 15.61 \quad (\rho_d = 1.47 \sim 1.84 \text{ g/cm}^3) \end{aligned} \quad (3-76)$$

(3-76)式で与えられる固有透過度と乾燥密度の関係は図 3-103 の通りである。

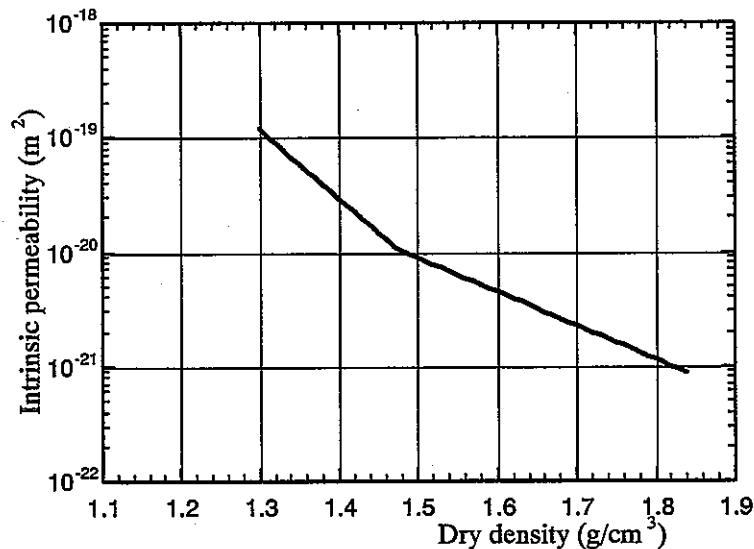


図 3-103 固有透過度と乾燥密度の関係

(b) 比透水係数

不飽和透水係数 ( $k_{uns}$ ) は飽和度に大きく依存し、また、不飽和透水係数は比透水係数 ( $k_r$ ) と飽和透水係数 ( $k_{sat}$ ) の積として表されることが多い。そして、飽和度依存性は次式のように比透水係数を飽和度の関数とすることにより表現されている。

$$k_r = S_r^m \quad (3-77)$$

FEBEX においては室内試験結果の逆解析により  $m$  の値を同定している。室内試験は数ケース実施されており、それぞれ異なる  $m$  の値が同定されている。同定された値を表 3-26 に示す。また、これらの室内試験の解析評価も行われており、解析の際には表 3-26 の値を参考に代表値を決め、同一値を用いて評価がなされている。解析に用いられた値も表 3-26 に示す。

原位置試験の解析には、表 3-26 のうち室内試験の解析に使用された  $m$  の値を用いることとする。すなわち、比透水係数としては次式を用いる。

$$k_r = S_r^3 \tag{3-78}$$

表 3-26 異なる試験結果から同定された  $m$  の値および解析に用いた  $m$  の値

適用		$m$ の値
試験	浸潤試験 (CIEMAT)	4.64
	浸潤試験 (UPC-DIT)	3.50
	熱-水連成試験 1	3.06
	熱-水連成試験 2	1.10
	熱-水連成試験 3	1.68
解析		3.0

(c) 水分特性曲線

FEBEX においては水分特性曲線 (サクシオン  $s$  (MPa) と飽和度  $S_r$  (-) の関係) として次式が用いられている。

$$\frac{S_r - S_{r \min}}{S_{r \max} - S_{r \min}} = \left[ 1 + (s/P_o)^{1-\lambda} \right]^{-\lambda} \tag{3-79}$$

ここで、 $S_{r \min}$ 、 $S_{r \max}$  は最小および最大飽和度、 $P_o$ 、 $\lambda$  は材料パラメータである。FEBEX においては、浸潤過程および排水過程において測定されたサクシオンと飽和度の関係から各材料パラメータが表 3-27 に示すように同定されている。

原位置試験の解析には表 3-27 のうち、浸潤過程における乾燥密度  $1.60 \sim 1.65 \text{g/cm}^3$  の時の値を用いる。解析には、次式に示す van Genuchten 式を用いる。

$$\frac{S_r - S_{r \min}}{S_{r \max} - S_{r \min}} = \left[ \frac{1}{1 + (\alpha s)^n} \right]^{1-\frac{1}{n}} \tag{3-80}$$

$$\alpha = 0.033 \quad (1/\text{MPa}) \tag{3-81}$$

$$n = 2.125 \quad (-) \tag{3-82}$$

(3-80)~(3-82)式で得られる水分特性曲線を図 3-104 に示す。

表 3-27 浸潤過程および排水過程における測定値から同定されたパラメータの値

過程	乾燥密度 $\rho_d$ (g/cm <sup>3</sup> )	$P_0$ (MPa)	$\lambda$	$S_{rmin}$	$S_{rmax}$
浸潤	1.70-1.75	90.0	0.45	0.00	1.00
	1.60-1.65	30.0	0.32	0.10	1.00
	1.58-1.59	4.5	0.17	0.00	1.00
排水	1.70-1.75	180.0	0.62	0.00	1.00
	1.58-1.59	30.0	0.15	0.00	1.00

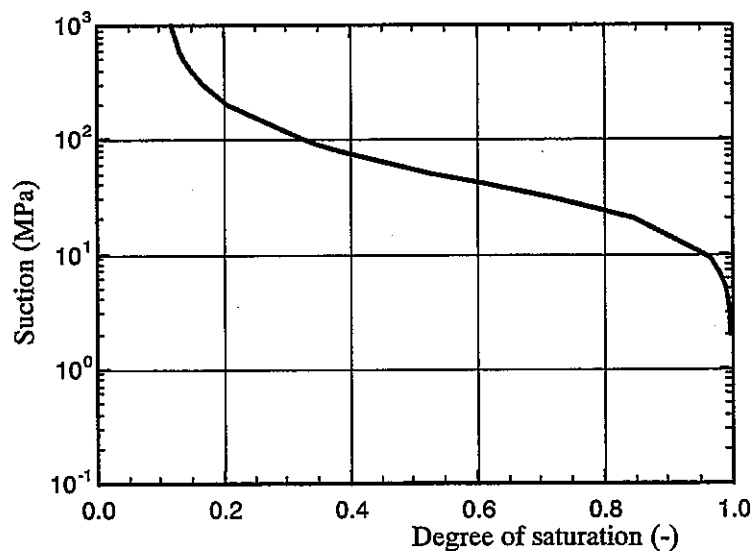


図 3-104 解析に用いる水分特性曲線

#### (d) 温度勾配水分拡散係数

解析コード THAMES では、温度勾配による水分の移動を、温度勾配水分拡散係数  $D_T$  を用いて表現する。係数  $D_T$  は前節において示した熱-水連成試験の結果を用いて逆解析的に同定する。解析には、(a)~(c)で示した固有透過度、比透水係数、水分特性曲線を用いる。

解析の条件は以下の通りである。

供試体寸法；直径 38mm、高さ 76mm

初期乾燥密度；1.68g/cm<sup>3</sup>

温度境界条件；2.6W あるいは温度固定

初期含水比；15.3%、16.9%、17.1%

熱-水連成試験の結果の逆解析から同定された温度勾配水分拡散係数の値は以下の通りである。

$$D_T = 1.0 \times 10^{-12} \text{ (m}^2/\text{s}^\circ\text{C)} \quad (3-83)$$

また、(3-83)式の値を用いて実施した解析の結果得られた、試験開始から 100 時間経過後における供試体内の含水比の分布を測定結果と比較したものを図 3-105 に示す。

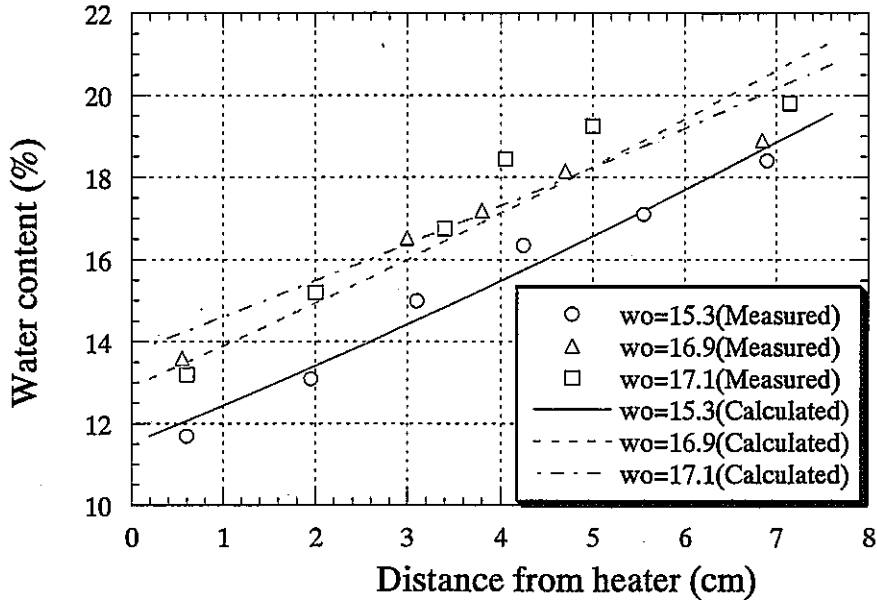


図 3-105 熱-水連成試験の解析結果と測定結果の比較

### 3) 力学特性

#### (a) 弾性係数

表 3-22 よりせん断弾性係数と乾燥密度の関係を整理すると図 3-106 のようになる。また、せん断弾性係数と飽和度の関係を整理すると図 3-107 のようになる。両図よりせん断弾性係数は乾燥密度の増加と共に増加し、かつ、飽和度の増加に伴っても増加していることが分かる。したがって、次式のようにせん断弾性係数  $G$  (MPa) を乾燥密度  $\rho_d$  ( $g/cm^3$ ) および飽和度  $S_r$  (%) の線形関数と仮定して回帰分析を行なった。

$$G = c_1 + c_2 \rho_d + c_3 S_r \tag{3-84}$$

$\sigma_3 = 0.01 \text{MPa}$  の時の試験結果を用いて回帰分析を行なった結果を次式に示す。

$$G = -234.7 + 176.0 \rho_d + 2.1 S_r \tag{3-85}$$

(3-85)式により得られる各乾燥密度におけるせん断弾性係数と飽和度の関係を実測値と比較した結果を図 3-108 に示す。

また、弾性係数  $E$  は次式より算出する。

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \tag{3-85}$$

ここで、 $\nu$  はポアソン比である。



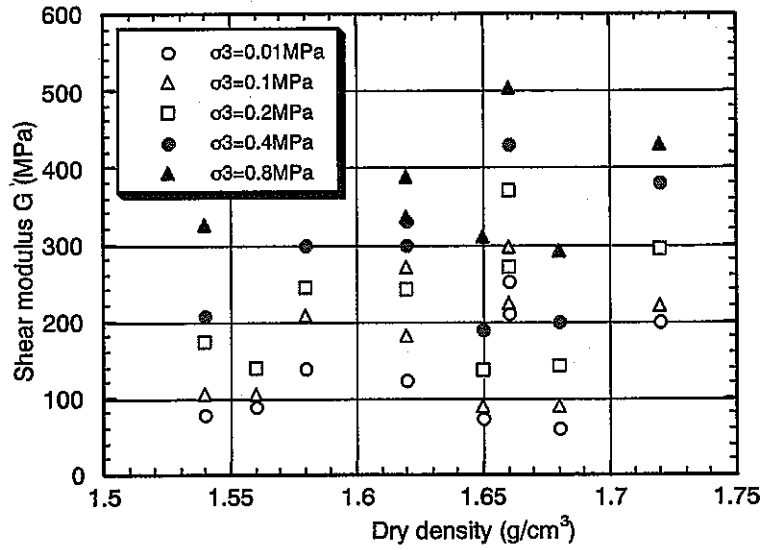


図 3-106 せん断弾性係数と乾燥密度の関係

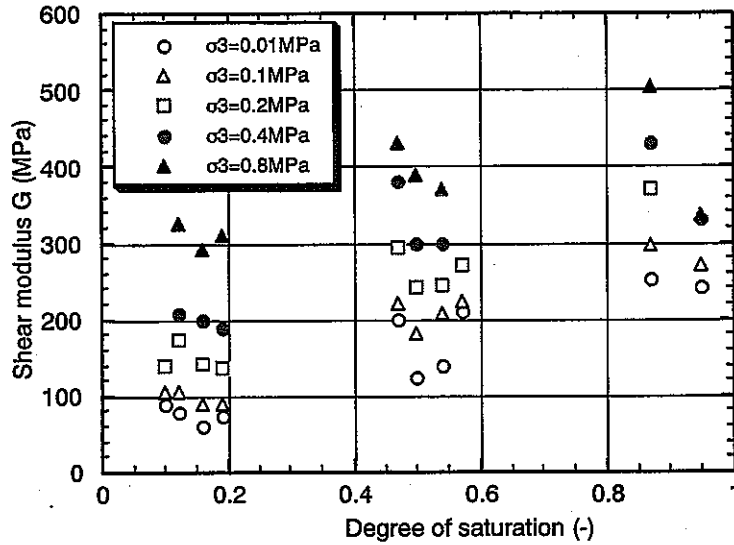


図 3-107 せん断弾性係数と飽和度の関係

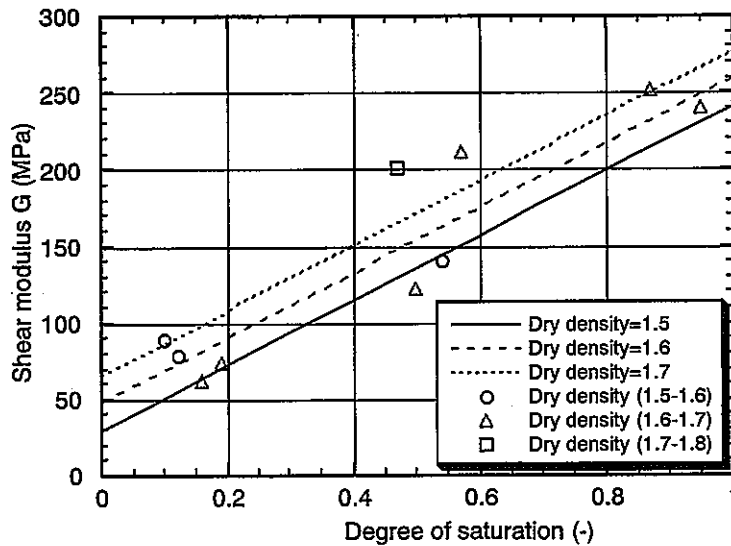


図 3-108 せん断弾性係数に関する関数式と実測値との比較

(2) 緩衝材内の熱-水連成解析

1) 解析条件

解析モデルを図 3-109 に示す。廃棄体を模したヒーターとそれを囲む緩衝材の人工バリアを中心に、影響範囲を考慮して岩盤部を処分坑道から十分遠くまでモデル化した。要素数は 5760、節点数は 26401 であるが、中間節点はない (1 要素 8 節点)。原点は坑道中心、緩衝材 (ベントナイト) とコンクリートプラグの接点とし、長手方向緩衝材側を  $x$  軸正の向きに取り、鉛直上向きを  $z$  軸正とする。 $y$  軸は右手系で表した向きとする。岩盤を均質モデルとしたため、坑道を中心に左右対称と見なし、 $y$  軸正の方向のみモデル化した。

解析の初期条件は人工バリア設置および坑道埋め戻し直後を想定しているが、掘削に伴う岩盤部の水圧変化は考慮せず、岩盤部および緩衝材以外の埋め戻し領域で 100m の全水頭を与える。緩衝材には含水比 14% に相当する圧力水頭-9194.7m を与える。また、全領域で温度を 20°C とする。

現在の解析では、岩盤および緩衝材以外の埋め戻し材の水頭変化および温度変化は考慮せず、一定と仮定し、主に緩衝材の熱-水連成現象に着目して検討する。ヒーターによる発熱開始を時間  $t=0$  日とし、 $t=20$  日まで 1 本辺りのヒーターの熱量を 1200W、 $t=53$  日まで 2000W とする。 $t=53$  日以降はヒーター全体を 100°C に固定し、 $t=1000$  日まで解析を行う。

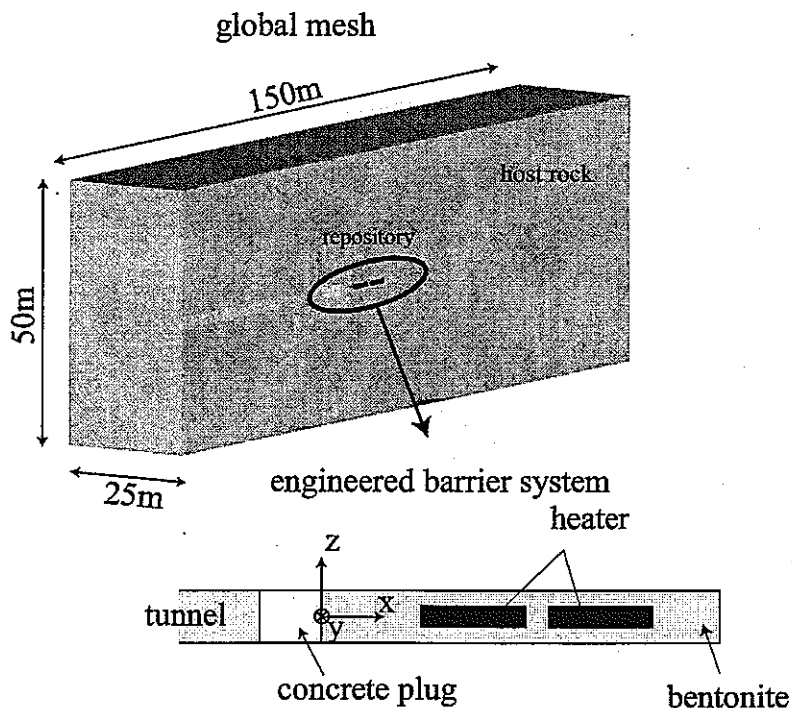


図 3-109 FEBEX 解析モデル

2) 解析結果

(a) 浸潤について

図 3-110 は飽和度の観測点を示したものである。断面 E1、H、E2 において  $y$  軸および  $z$  軸に沿った半径方向の飽和度の分布、長手方向に 2 本の直線に沿った飽和度の分布を  $t=90$  日、180 日、300 日および  $t=1000$  日において観察した。また、緩衝材内の 6 点における飽和度の経時変化を観

察した。

図 3-111 は緩衝材内の各点における飽和度の経時変化である。岩盤に近い E1G、HG では比較的早く浸潤が進んでいるが、最もヒーターに近い E1H、HH では逆に初期において乾燥による飽和度の減少が若干見られる。E1H における乾燥は 150 日辺りまで確認され、その後は全ての点で浸潤のみ進行する。図 3-112 から図 3-115 は各観測線での飽和度分布である。

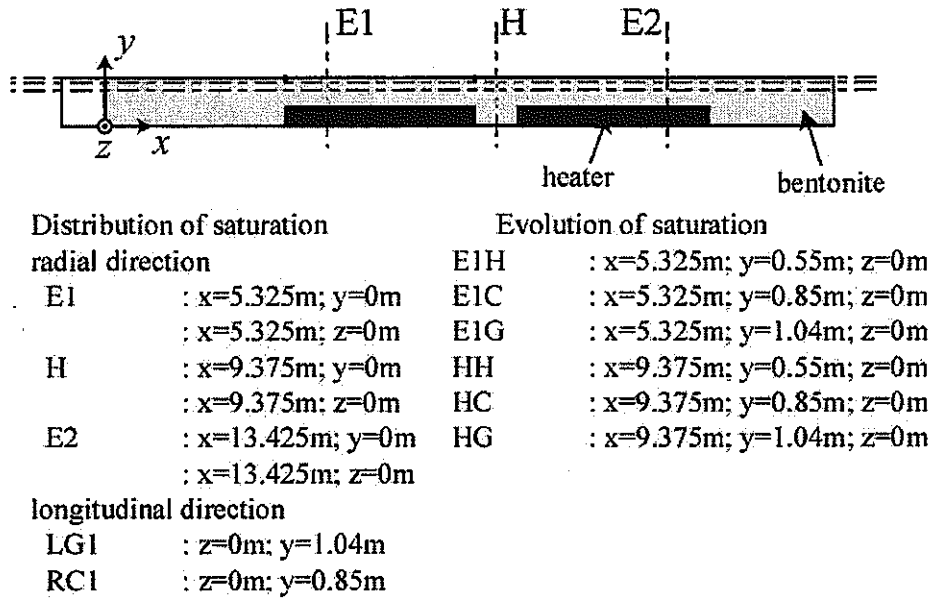


図 3-110 飽和度の観測線および観測点の座標

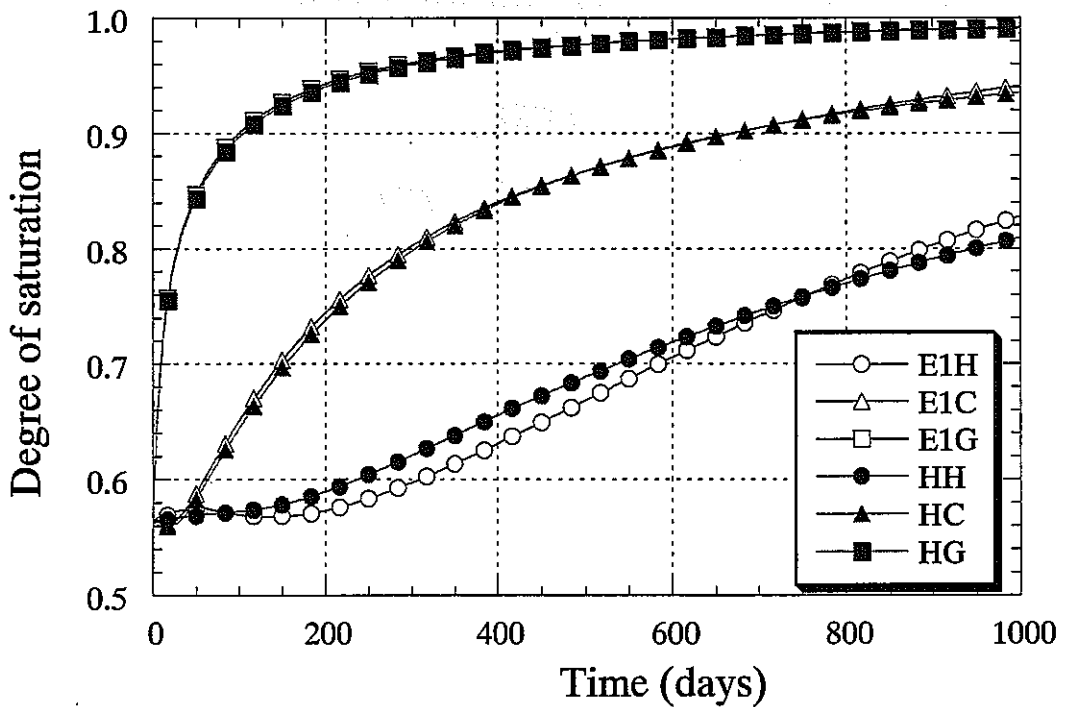
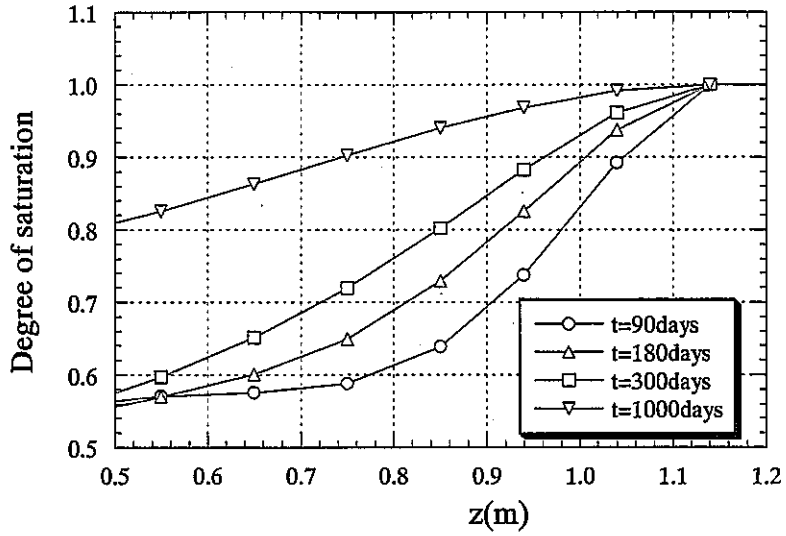
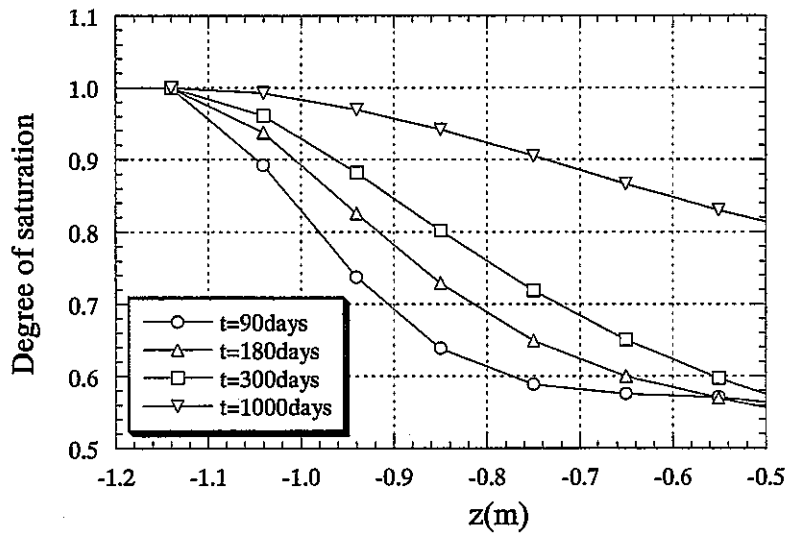


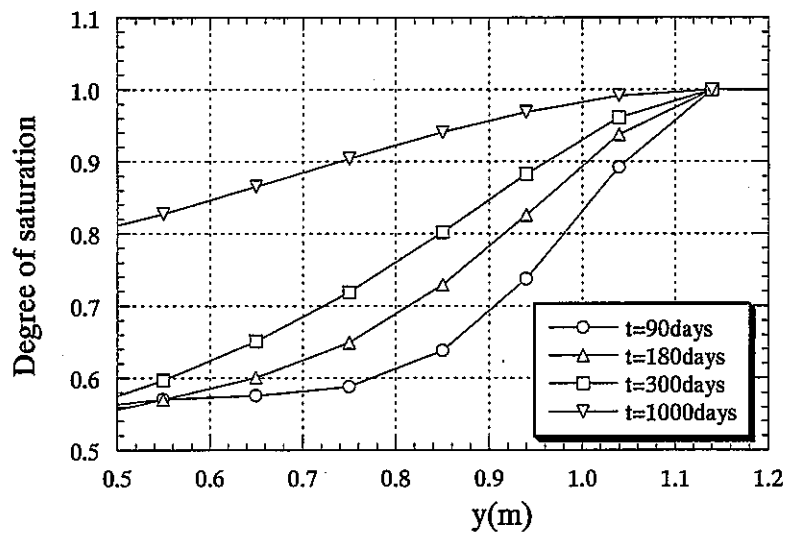
図 3-111 緩衝材内の観測点における飽和度の経時変化



(a) 観測線 RD1

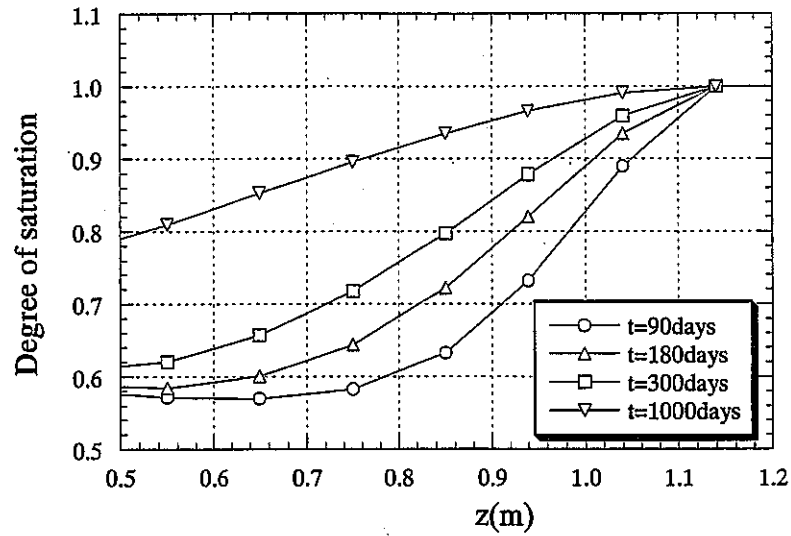


(b) 観測線 RD2

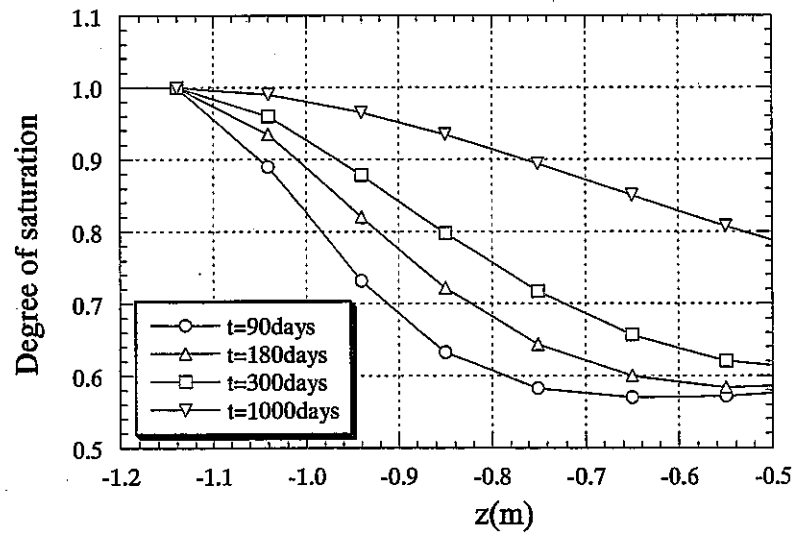


(c) 観測線 RD3

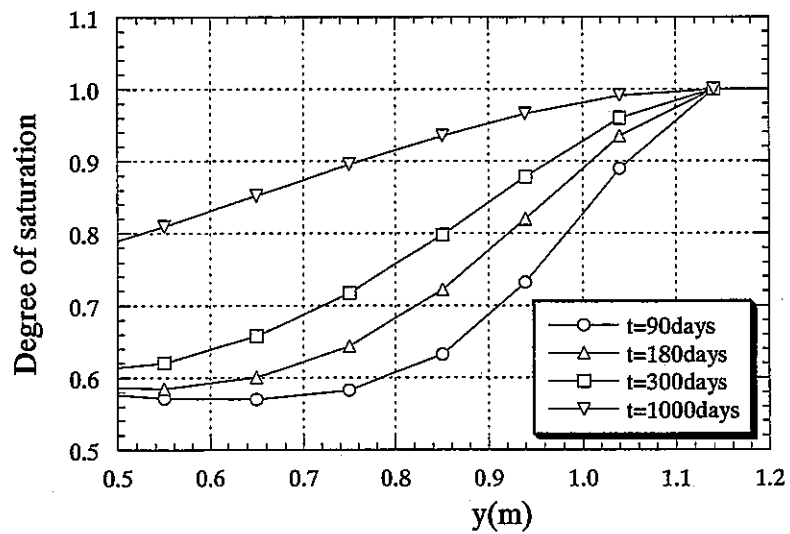
図 3-112 断面 E1 上の各観測線における 90 日、180 日、300 日、1000 日での飽和度の分布



(a) 観測線 RD1

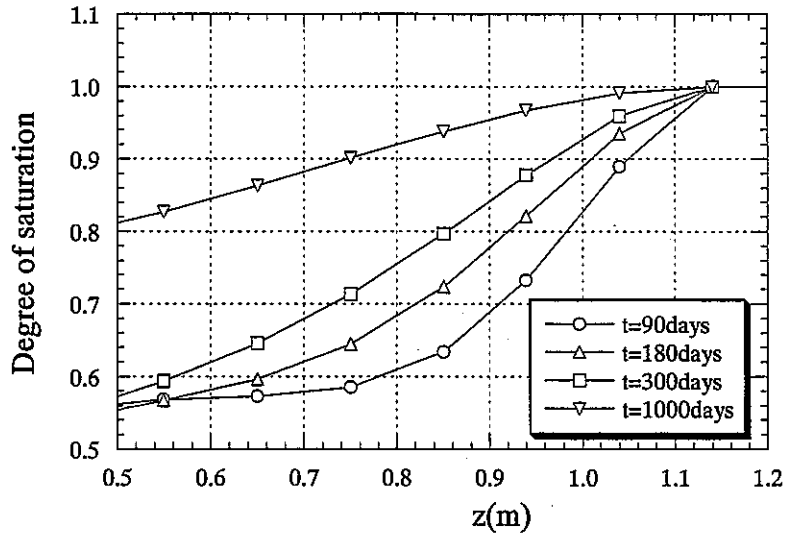


(b) 観測線 RD2

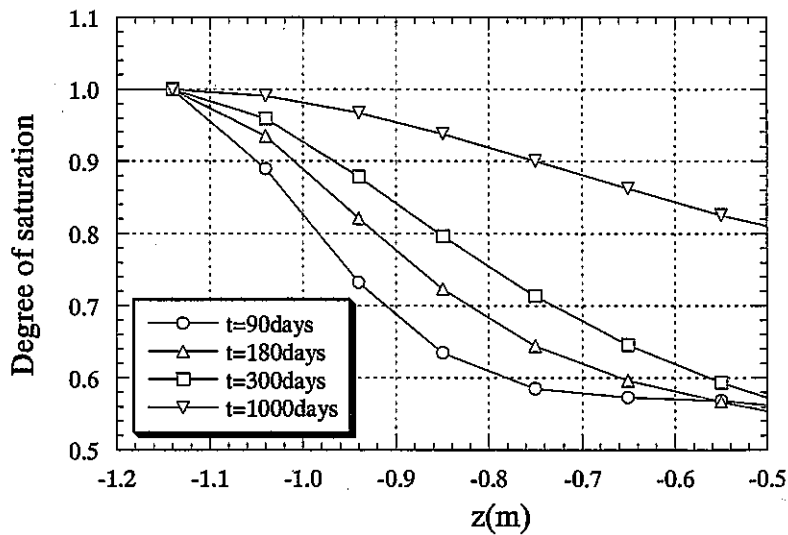


(c) 観測線 RD3

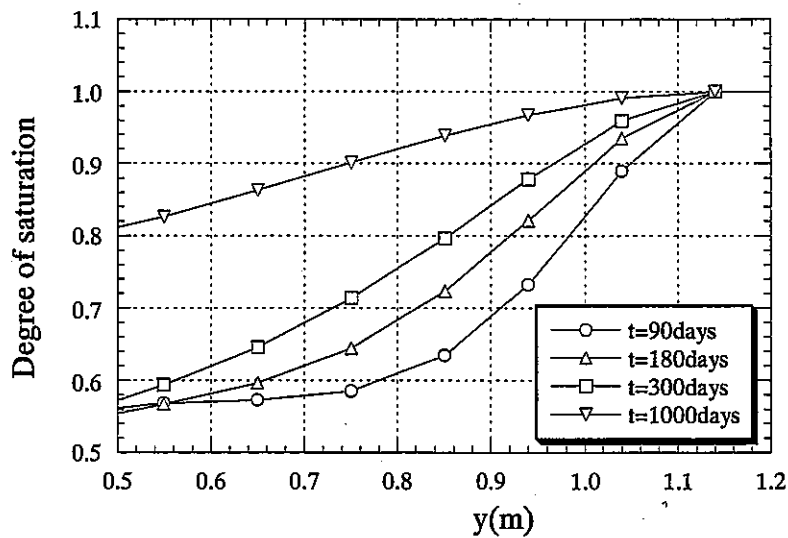
図 3-113 断面 H 上の各観測線における 90 日、180 日、300 日、1000 日での飽和度の分布



(a) 観測線 RD1

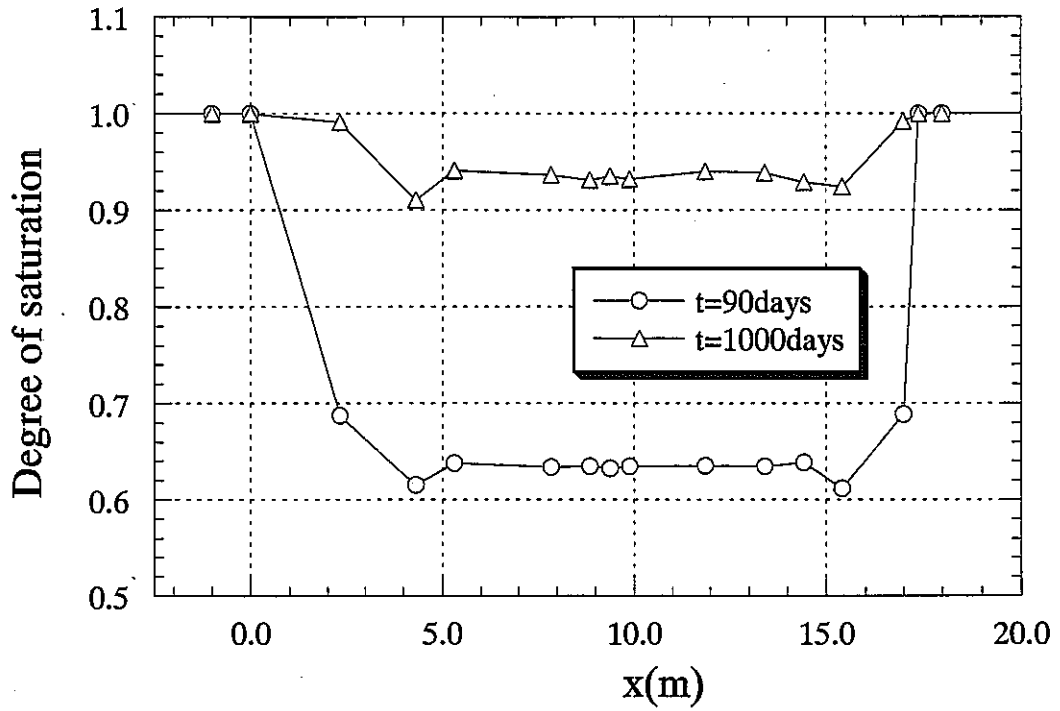


(b) 観測線 RD2

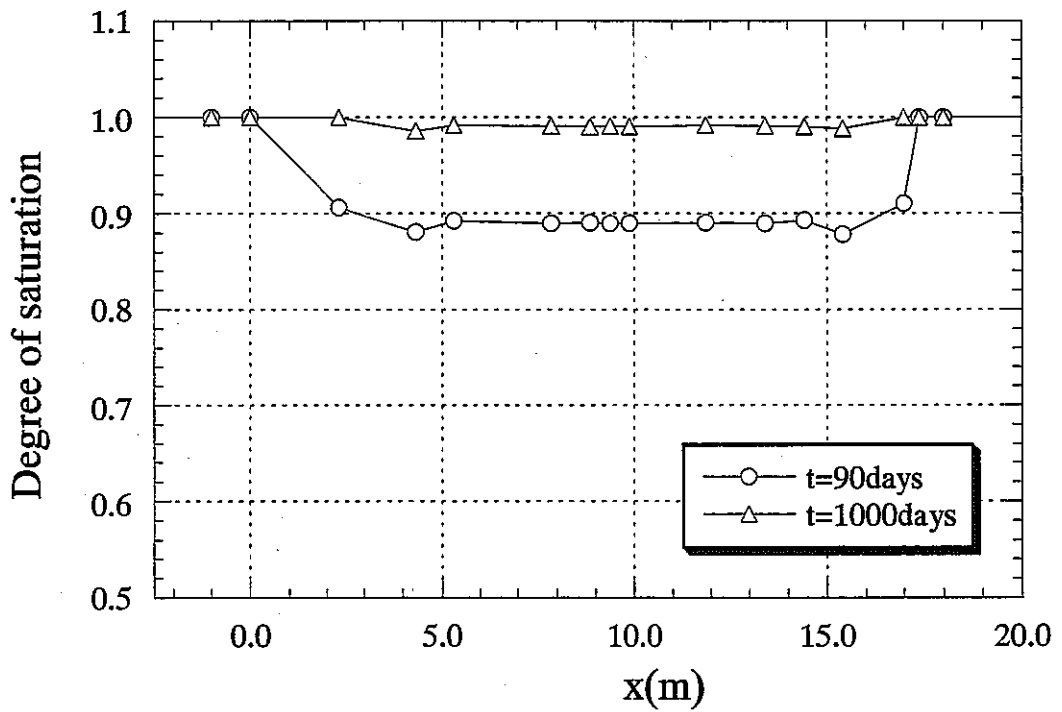


(c) 観測線 RD3

図 3-114 断面 E2 上の各観測線における 90 日、180 日、300 日、1000 日での飽和度の分布



(a) 観測線 RC1



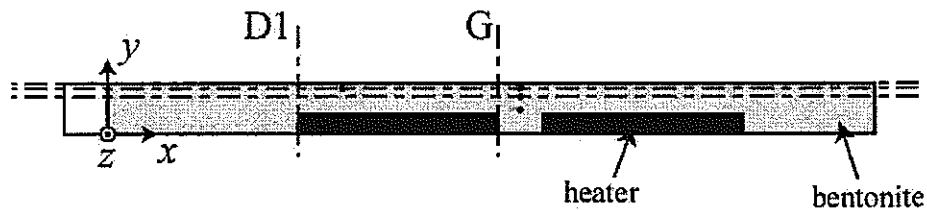
(b) 観測線 LG1

図 3-115 観測線 RC1、LG1 における 90 日、1000 日での飽和度の分布

2) 温度分布について

一方、温度分布についても同様に図 3-116 のように観測点を設けた。温度分布は断面 D1 および G において y 軸方向に時間  $t=90$  日および  $t=1000$  日で観測した。また緩衝材内の 4 つの観測点において温度の経時変化を観測した。

図 3-117 は観測点における温度の経時変化、図 3-118 は観測線における温度分布である。また、図 3-119 はヒーターからの発熱量の経時変化を表している。ヒーターからの熱により温度は 60~70 日辺りまで急激に上昇する。53 日後からヒーターの温度を固定することにより、ヒーターからの発熱量が単調に増大し、それに従い、温度も緩やかに上昇し続ける。60~70 日後辺りから温度が一度下がり始める観測点が見られるが、これは浸潤に伴う熱伝導率の上昇が原因と考えられる。



Distribution of temperature  
radial direction

D1 :  $x=4.325\text{m}; z=0\text{m}$   
G :  $x=8.865\text{m}; z=0\text{m}$

Evolution of temperature

$x=5.325\text{m}; y=1.04\text{m}; z=0\text{m}$   
 $x=9.375\text{m}; y=0.55\text{m}; z=0\text{m}$   
 $x=9.375\text{m}; y=0.845\text{m}; z=0\text{m}$   
 $x=9.375\text{m}; y=1.04\text{m}; z=0\text{m}$

図 3-116 温度の観測線および観測点の座標

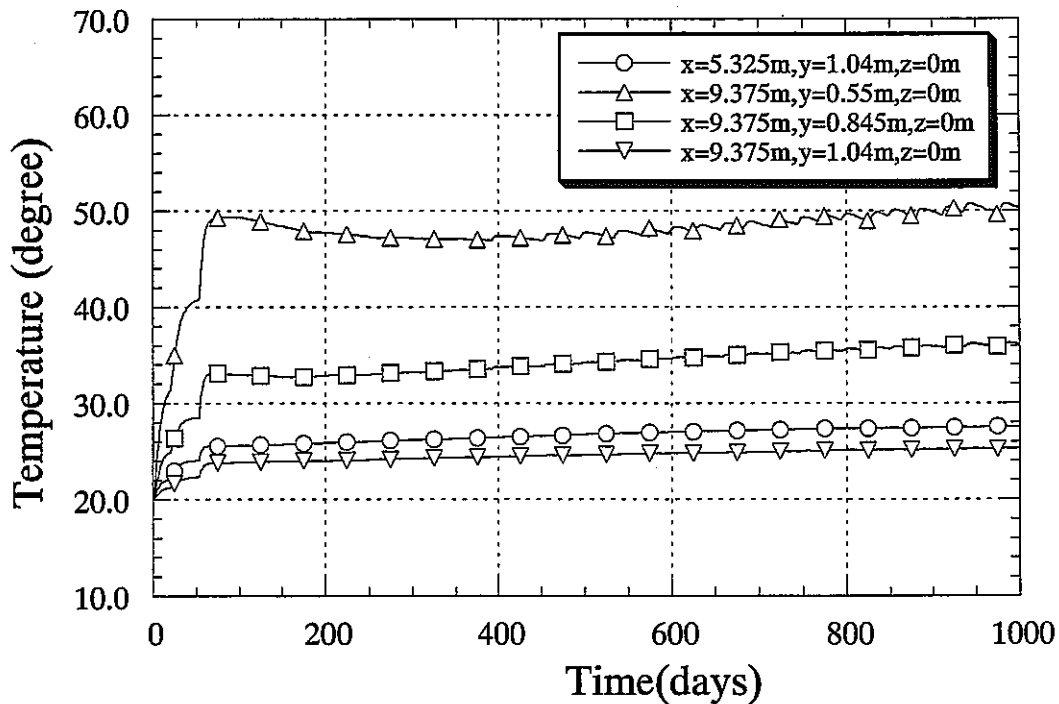
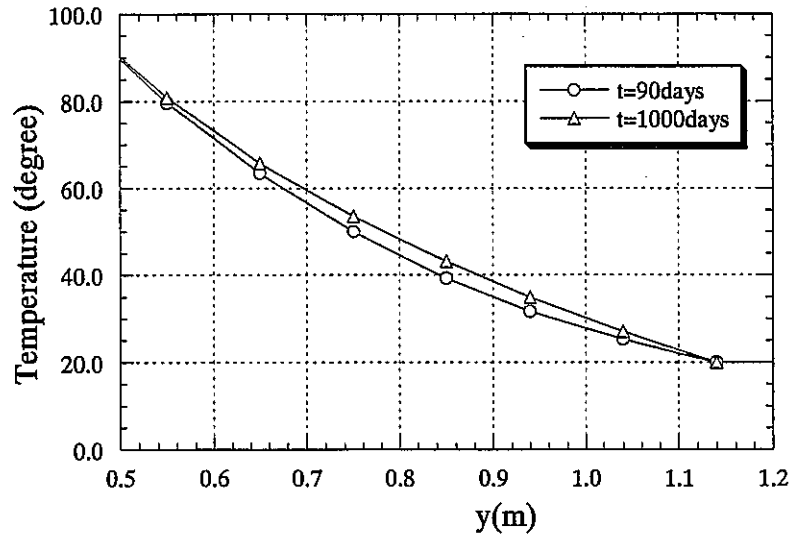
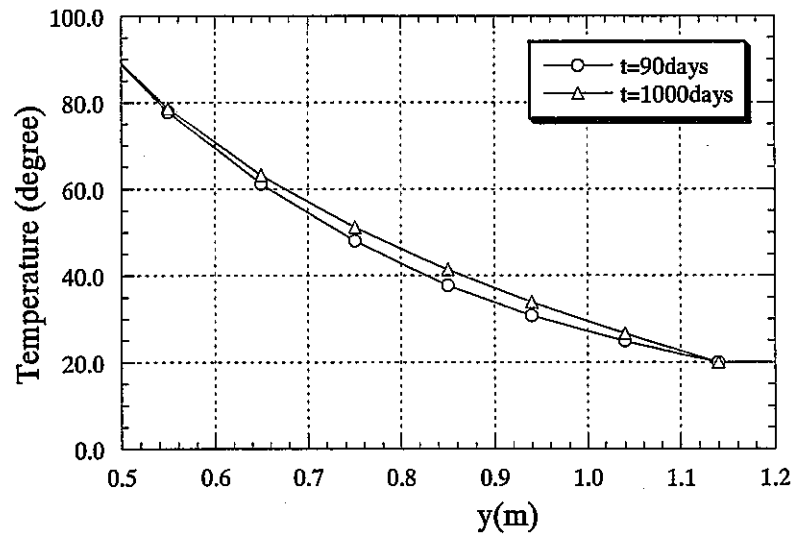


図 3-117 緩衝材内の観測点における温度の経時変化





(a) 観測線 D1



(b) 観測線 G

図 3-118 観測線 D1、G における 90 日、1000 日での温度の分布

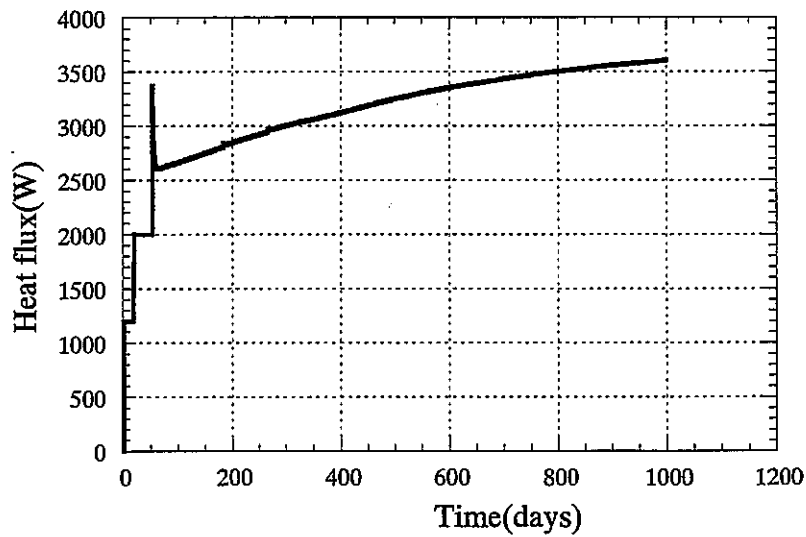


図 3-119 ヒーターの発熱量の計算結果

### 3) 考察

今回の解析では、岩盤の温度を固定したため、ヒーターの温度を一定にするために与える熱流量も大きく見積もった結果となった。それに伴い、緩衝材内の温度勾配が実際よりも大きくなったと考えられる。一方、ヒーター付近での乾燥は若干見られたものの期待した結果ほど明確に現れなかった。これは、温度勾配による水分拡散よりも浸潤が早く進行したことによるものであり、岩盤の水頭を 100m に固定したことも少なからず影響していると考えられる。実際には、坑道掘削に伴う岩盤内の水位低下が生じるため、これを考慮することが不可欠であろう。

### 3章 参考文献

- 3-1) 千々松正和、他：“膨潤応力を考慮した熱-水-応力連成解析”、土木学会第 50 回年次学術講演会、講演概要集第 3 部(A)、pp.26-27、(1995)
- 3-2) Y.Ohnishi, et al.：“Development of Finite Element Code for the Analysis of Coupled Thermo-Hydro-Mechanical Behaviors of a Saturated -Unsaturated Medium”、Proc. of Int. Symp. on Coupled Process Affecting the Performance of a Nuclear Waste Repository, Berkeley, pp.263-268, (1985)
- 3-3) J.R. Philip and D.A. de Vries：“Moisture Movement in Porous Materials under Temperature Gradients”、Am. Geophys. Union Trans, 38 (2), pp.222-232, (1957)
- 3-4) D.A. de Vries：“Heat Transfer in Soils. In Heat and Mass Transfer in the Biosphere. 1. Transfer Processes in Plant Environment” (D.A. De Vries and N.H.Afghan, Eds.) New York; John Wiley & Sons Inc, (1974)
- 3-5) T.J. Katsube and D.C. Kamineni：“Effect of Alteration on Pore Structure of Crystalline Rocks: Core Samples from Atikokan”、Ontario, Canadian Mineralogist, Vol.21, pp.637-646, (1983)
- 3-6) DECOVALEX III -Task 3- Bench Mark Test 1, Implications of T-H-M coupling on the near-field safety of a nuclear waste repository, (2001)
- 3-7) 千々松正和、谷口航：“熱-水-応力連成モデルを用いたニアフィールド解析評価”、核燃料サイクル開発機構、JNC TN8400 99-014、(1999)
- 3-8) M.Th. van Genuchten：“A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soil”、Soil Sci. Am. J., Vol.44, No.5, pp.892-898, (1980)
- 3-9) 鈴木英明、他：“緩衝材の水分ポテンシャルと水分拡散係数、動力炉・核燃料開発事業団技術資料、PNC TN8410 96-117、(1996)
- 3-10) 中野政詩、他：“拘束された不飽和粘土の浸潤と膨潤圧”、農業土木学会論文集、第 112 号、pp.55-66、(1984)
- 3-11) K. Watanabe：“Back analytical technique for evaluating the hydraulic parameters of unsaturated rock”、International Congress on Rock Mechanics.
- 3-12) 核燃料サイクル開発機構：“わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分技術的信頼性—地層処分研究開発第 2 次取りまとめ—総論レポート”、JNC TN1400 99-020、(1999)
- 3-13) enresa：“FEBEX Full-Scale Engineered Barriers Experiment in Crystalline Host Rock,

Pre-Operational Stage, Summary Report” , (1998)

3-14) DECOVALEX III, Task 1: Modelling of FEBEX in-situ test, Part B: Thermo- Hydro- Mechanical  
Analysis of the Bentonite Behaviour, (2001)

## 4. 膨潤圧のモデル化手法の検討

### 4.1 概要

ベントナイトを含有する緩衝材は、高レベル放射性廃棄物の処分技術において、自己シール性という重要な役割を期待されている。この観点からの緩衝材の設計や施工管理が予想されるとともに処分施設の力学的安定性を検討する上で、膨潤挙動に関する実験データを蓄積することが必要とされている。様々な材料条件や環境条件を設定し膨潤挙動を数値計算により定量的に評価することができれば、自己シール性や処分施設の力学的安定性の観点から、緩衝材の概略設計が可能となることから、その定量的な評価方法の確立が強く求められている。ここでは、既存の熱-水-応力連成コードにおいて膨潤挙動がどのようにモデル化されているのか整理すると共に、小峯らが幾つかの論文を通じて提案している新しい膨潤評価式<sup>4-1)</sup>の概要を示し、既存連成コードへの適用性について検討する。

### 4.2 熱-水-応力連成モデルにおける力学に関する支配方程式の概要

#### 4.2.1 一般的な支配方程式

熱力学的物性（例えば、質量、運動量、エネルギー密度等）の巨視的な釣り合い方程式は一般的に以下の通りとなる<sup>4-2)</sup>。

$$\frac{\partial}{\partial t} M_{\psi}^{\kappa} + \nabla \cdot \mathbf{q}_{\psi}^{\kappa} - Q_{\psi}^{\kappa} = 0 \quad (4-1)$$

$M_{\psi}^{\kappa}$  は質量あるいは単位体積あたりのエネルギーを表し、 $\kappa$  は質量構成成分（空気、水あるいは固相）あるいは熱成分を表す。 $\psi$  は相（気相、液相あるいは固相）を表す。記号  $\mathbf{q}_{\psi}^{\kappa}$  はフラックスの密度（ベクトル）を表し、 $Q$  は単位体積あたりの成分  $\kappa$  の増加量を表す。

力学挙動における釣り合い方程式は運動量保存則であり、慣性の項を無視すると静的な応力平衡より以下のようなようになる<sup>4-2)</sup>。

$$\nabla \sigma + \rho_m \mathbf{g} = 0 \quad (4-2)$$

ここで、 $\sigma$  は全応力、 $\mathbf{g}$  は重力加速度である。 $\rho_m$  は媒体の平均密度であり、以下のようなになる。

$$\rho_m = (1 - \phi) \rho_s + \phi S_l \rho_l + \phi S_g \rho_g \quad (4-3)$$

ここで、 $S_\psi$  ( $\psi = g, l$ ) は各相の飽和度、 $\rho_\psi$  ( $\psi = g, l, s$ ) は各相の密度である。

釣り合い方程式(4-2)は多数の未知数を含んでいる。多孔質連続体の一般的な THM 状態の定義を完全なものにし、未知数の数を減ずるためには、一般的な構成式や制約の導入が必要となる。微小ひずみの仮定に基づくと、全ひずみテンソル $\epsilon$ と体積ひずみ $\epsilon_v$ は通常以下のように定義される。

$$\epsilon = \frac{1}{2}(\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^{\text{tr}}) \quad , \quad \epsilon_v = \nabla \cdot \mathbf{u} \quad (4-4)$$

ここで、 $\mathbf{u}$  は変位ベクトルで、 $\text{tr}$  はテンソルの転置を表す。

飽和媒体中の有効応力の原理は基本的に以下のようになる。(慣例的に引張応力を正)

$$\sigma = \sigma' - \mathbf{I}P_l \quad (4-5)$$

不飽和媒体中においては、液状水の圧力は平均間隙水圧 $\bar{P}$ に置き換えられ、これは、ガス圧、液圧等に依存する。そして、2つの流体内の圧力の体積平均を用いると、平均間隙水圧 $\bar{P}$ は以下のようになる<sup>4-2), 4-3)</sup>。

$$\bar{P} = S_l P_l + (1 - S_l) P_g \quad (4-6)$$

ここで、Bishop のパラメータ<sup>4-4)</sup>を用いると有効応力の式は以下のように修正される。

$$\sigma = \sigma' - \mathbf{I}[\chi(S)P_l + (1 - \chi(S))P_g] \quad (4-7)$$

膨潤性の材料においては、通常、浸潤に伴う変形(膨潤)は流体圧の変化に伴う弾性膨張(Biotの効果)より大きい。したがって、一般的な有効応力の式に新たに膨潤を表現する項を加えて定式化されることが多い。さらに、塑性挙動を加えることにより、有効応力の式は以下のように表される。

$$ds' = \mathbf{D}:(de - de_T - de_P - de_{sw}) \quad (4-8)$$

ここで、 $\mathbf{D}$  は接線剛性マトリックス、 $\epsilon$  は構造骨格の全ひずみ、 $\epsilon_T$  は温度の上昇による熱膨張ひずみ、 $\epsilon_P$  は内部の水圧による粒子の圧縮に起因するひずみ、 $\epsilon_{sw}$  は膨潤によるひずみである。

次節では、THAMES、ROCMAS（アメリカ LBNL により開発）、FRACON（カナダ CNSC により開発）、ABAQUS-CLAY（スウェーデン CLAY Technology により開発）、COMPASS（イギリス Prof. Thomas らにより開発）等、各国において開発された連成解析コードにおける力学に関する支配方程式の概要を示す。これらの連成解析コードは THAMES 同様、高レベル放射性廃棄物の地層処分におけるニアフィールドの熱-水-応力連成現象を解析評価することを目的に開発された数値解析コードである。

#### 4.2.2 各解析コードにおける力学に関する支配方程式の概要

##### (1) THAMES

THAMES の場合、媒体は線形弾性体あるいは異方性をもつ非線形弾性体としてモデル化されている。修正された有効応力の式は以下のようにになっている。

$$\mathbf{s} = \mathbf{s}' - \mathbf{I}\chi\rho_l g\varphi \quad (4-9)$$

ここで、 $\chi$ は有効応力に関するパラメータで、不飽和領域で $\chi=0$ 、飽和領域で $\chi=1$ となっている。したがって、力学に関する構成式は以下ようになる。

$$d\mathbf{s} = \mathbf{D}:(d\mathbf{e} - d\mathbf{e}_T) + \mathbf{I}d\pi = \mathbf{D}:(d\mathbf{e} - \mathbf{I}\beta_{TD}dT) - \mathbf{I}\beta_{sw}dh \quad (4-10)$$

ここで、 $\pi$ は膨潤応力であり中野ら<sup>45)</sup>により水分ポテンシャルの関数と仮定されている。

##### (2) ROCKMAS

ROCMAS においては、Zienkiewicz et al.<sup>46)</sup> および Selvadurai and Nguyen<sup>47)</sup> を参考に、Biot の一般的な有効応力の原理を修正したものが用いられている。一般的な構成式(4-8)を有効応力の式(4-5)に代入し、 $P_l$ を $\bar{P}$ に置き換えると次式のようにになる。

$$\mathbf{s} = \mathbf{D}:(\mathbf{e} - \mathbf{e}_T - \mathbf{e}_P - \mathbf{e}_{sw}) - \mathbf{I}\bar{P} \quad (4-11)$$

一様な静水圧が作用することによる体積ひずみは Zienkiewicz et al.<sup>46)</sup> によって以下のように示されている。

$$\mathbf{e}_P = -\mathbf{I}\frac{\bar{P}}{3K_g} \quad (4-12)$$

ここで、 $K_g$  は固相粒子の体積弾性率である。

式(4-12)を式(4-11)に代入し、線形弾性材料であると仮定すると式(4-11)は以下ようになる。

$$\mathbf{s} = \mathbf{D} : (\mathbf{e} - \mathbf{e}_T - \mathbf{e}_{sw}) - \left(1 - \frac{\mathbf{D}}{3K_g}\right) \mathbf{I}\bar{P} = \mathbf{D} : (\mathbf{e} - \mathbf{e}_T - \mathbf{e}_{sw}) - \left(1 - \frac{K_D}{3K_g}\right) \mathbf{I}\bar{P} \quad (4-13)$$

ここで、 $K_D$  は排水された材料の体積弾性率である。この場合、Biotの有効応力のパラメータは以下のように定義される。

$$\alpha = 1 - \frac{K_D}{K_g} \quad (4-14)$$

以上より、修正された有効応力の式は以下ようになる。

$$\mathbf{s} = \mathbf{s}' - \alpha \mathbf{I}S_l P \quad (4-15)$$

ここで、平均の圧力は、ガス圧は無視するという仮定のもと、式(4-5)に従い計算される。

最終的に応力-ひずみに関する構成式は次式のようにになる。

$$d\mathbf{s}' = \mathbf{D} : (d\mathbf{e} - d\mathbf{e}_T - d\mathbf{e}_{sw}) = \mathbf{D} : (d\mathbf{e} - \mathbf{I}\beta_{TD}dT - \mathbf{I}\beta_{sw}dS_l) \quad (4-16)$$

ここで、 $\beta_{sw}$  は膨潤ひずみに関する係数である。また、粒子の圧縮によるひずみは Biot の係数  $\alpha$  にこの影響が考慮されていないため含まれていない。

### (3) FRACON

FRACON においては有効応力に関する式は以下のようにになっている。

$$\mathbf{s} = \mathbf{s}' - \mathbf{I}\chi(S_l)P \quad (4-17)$$

ここで、 $\chi$  は Bishop の有効応力パラメータ<sup>44)</sup>で、経験的に飽和度の関数としている。また、力学に関する構成関係は以下のようにになっている。

$$ds' = \mathbf{D} : (de - de_T) = \mathbf{D} : (de - \mathbf{I}\beta_{TD}dT) \quad (4-18)$$

ここでは膨潤応力に関して特別な項は追加していない。膨潤挙動は式(4-17)における Bishop のパラメータで対応している。

#### (4) ABAQUS-CLAY

ABAQUS-CLAY では有効応力は以下のように仮定している。

$$\mathbf{s} = \mathbf{s}' - \mathbf{I}S_l P \quad (4-19)$$

ここで、標準的な ABAQUS コードにおいては Bishop の係数は飽和度に等しいとしている。間隙水圧による粒子の圧縮の影響は考慮されており、ひずみの増分は式(4-12)から以下ようになる。

$$de = -\frac{1}{3K_g} \mathbf{I}d(S_l P) \quad (4-20)$$

また、膨潤によるひずみ増分は以下のようにしている。

$$de_{sw} = \mathbf{I}\beta_{sw} dS_l \quad (4-21)$$

したがって、最終的な応力-ひずみ関係は以下のようにになっている。

$$ds' = \mathbf{D} : \left( de - \mathbf{I}\beta_T dT + \left( \frac{S_l}{3K_g} + \frac{P_l}{3K_g} \frac{dS_l}{dP_l} \right) \mathbf{I}dP_l + \mathbf{I}\beta_{sw} \frac{dS_l}{dP_l} dP_l \right) \quad (4-22)$$

ここで、 $de$  は全ひずみ（弾性および塑性部分を含む）である。

また、ベントナイトの力学挙動のモデル化として CLAY Technology（スウェーデン）では経験的な非線形弾性モデルおよび Drucker-Prager による塑性モデルを用いている。非線形弾性モデルでは、間隙比  $e$  の増分と有効応力の増分を以下のような関係としている。

$$de = \eta d(\ln(\sigma'_M)) \quad (4-23)$$



ここで、 $\eta$ は材料パラメータで、 $\sigma_M$ は等価有効応力である。粒子は非圧縮性であると仮定すると、間隙比の変化は体積弾性ひずみの関数とすることができる。

$$d\varepsilon_v = \frac{de}{1+e_0} \quad (4-24)$$

式(4-23)における非線形関係および Drucker-Prager の塑性モデルを用いることにより、接線剛性マトリックス  $\mathbf{D}$  は弾性領域および塑性領域の全てにおいて応力に依存することになる<sup>4-8)</sup>。

#### (5) COMPASS

COMPASS における構成方程式はベクトル形で次のようになっている。

$$ds = \mathbf{D} : (de - de_T^e - de_f^p - de_s^p) \quad (4-25)$$

ここで、 $d\sigma$ は応力増分ベクトル、 $\mathbf{D}$  は弾性係数マトリックス、 $d\varepsilon$ はひずみベクトル、 $de_T^e$ は温度ひずみベクトル、 $de_f^p$ は応力の変化によって生ずる塑性ひずみ増分ベクトル、 $de_s^p$ はサクシヨンの変化によって生ずる塑性ひずみ増分ベクトルである。

塑性ひずみ増分は、流れ則により以下のようになる。

$$d\varepsilon_{ij}^p = x_1 \frac{\partial Q_1}{\partial \sigma_{ij}} + x_2 \frac{\partial Q_2}{\partial s} \quad (4-26)$$

ここで、 $x_1$ 、 $x_2$  はスカラー量の未定係数である。第1項は応力成分の変化によって生ずる塑性ひずみを、第2項はサクシヨンの変化による塑性ひずみの増分を表している。未定係数は塑性仕事増分が0であるとおいて決定する。

式(4-26)の第1項は、体積成分  $d\varepsilon_{fp}^p$  と偏差成分  $d\varepsilon_{fq}^p$  に分離でき、それぞれ次のように表すことができる。

$$d\varepsilon_{fp}^p = x_1 \frac{\partial Q_1}{\partial p} = x_1 M^2 (2p + p_s - p_o) \quad (4-27)$$

$$d\varepsilon_{fq}^p = x_1 \frac{\partial Q_1}{\partial q} = x_1 2\alpha q \quad (4-28)$$

一方、サクシヨン変化による塑性ひずみの増分は次式で表される。

$$d\varepsilon_s^p = x_2 \frac{\partial Q_2}{\partial s} = x_2 \quad (4-29)$$

熱によるひずみの増分は、単に次式のようなになる。

$$d\varepsilon_T^e = \alpha_T \Delta T m \quad (4-30)$$

ここで、 $\alpha_T$ は土の熱膨張係数、 $\Delta T$ は温度変化である。これらを(4-25)式に代入することにより、構成方程式を完成させることができる。

#### 4.2.3 膨潤応力のモデル化

力学の支配方程式における膨潤挙動のモデル化は大きく分けると、一般的な支配方程式(4-8)における膨潤によるひずみを飽和度等の関数として設定するモデルと、サクション（あるいは水分ポテンシャル）の変化量を直接応力値に換算して構成式に導入するモデルとがある。どちらもモデル化に必要なパラメータを理論的あるいは実験から直接求める段階まではいっておらず、実験結果等を用いた逆解析により同定されている。ここでは、その例を示す。

##### (1) 膨潤応力に関する係数の同定（THAMES の例）

ここでは、供試体内部において膨潤圧が発生したときに拘束境界面に作用する応力を膨潤応力と定義する。膨潤応力の値はベントナイトの微視的構造による影響等により膨潤圧とは必ずしも等しくならない<sup>4-5)</sup>。したがって、膨潤応力に寄与する膨潤圧 $\pi$ は、膨潤圧 $\pi$ にある係数を乗じた次式で表わされると考えている。

$$\sigma' = F\pi \quad (4-31)$$

係数 $F$ を理論的に求めることは困難であるため実測の膨潤応力データの逆解析により $F$ を求めている<sup>4-9)</sup>。

図 4-1～図 4-3 には解析結果を示す。対象とした材料はベントナイト単体（クニゲルV1）である。ここで、ベントナイトの弾性係数は含水比の関数としている。図 4-1 には供試体の各高さにおける水分ポテンシャルの経時変化を示す。凡例は供試体下部、すなわち浸潤面からの距離である。同図より浸潤開始より約 150 時間で供試体全体の水分ポテンシャルの値が 0 になっていることが分かる。図 4-2 には供試体の各高さにおける応力の経時変化を示す。供試体内部の応力が拘束境界面に作用する膨潤応力に等しいと考え、この応力値が膨潤応力の値に一致するように $F$ の値を求めた。図 4-2 は $F$ が 0.160 の時の結果である。図 4-1 と図 4-2 を比べると膨潤応力の発生状況は水分ポテンシャルの変化状況と一致していることがわかる。これは、水分ポテンシャルの変化量が膨潤圧になるというモデルを用いたためである。図 4-3 に、膨潤応力の実測値と計算結果との比較を示す。実験では膨潤応力は試験開始後早期から発生しているが、解析結果ではこれに比べ膨潤応力の発生は遅れた結果となった。同定された $F$ の値は 0.160 である。 $F$ の値は、

最終的な膨潤応力の値が実験値と解析値で一致するように同定されている。ここで用いられている解析モデルは水分ポテンシャルの変化量が膨潤圧の発生に寄与していると考えているモデルであるため、膨潤圧の発生状況は供試体内の浸潤状況に大きく依存している。すなわち、浸潤が早いほど、膨潤圧の発生は速く定常に達するまでの時間は短いという結果になる。

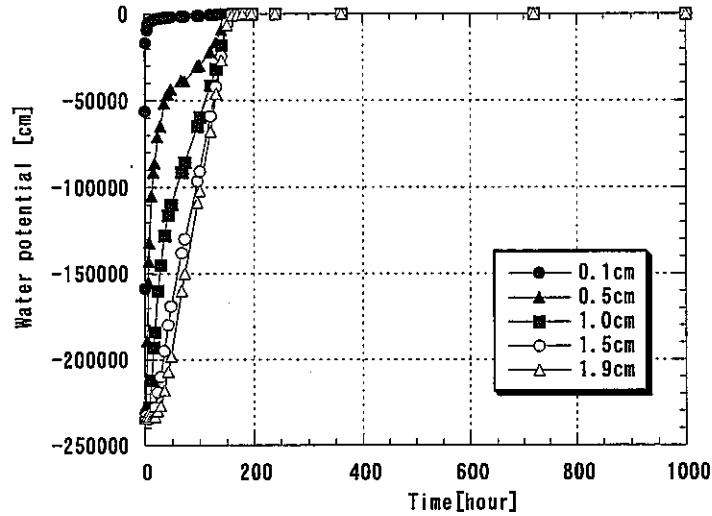


図 4-1 水分ポテンシャルの経時変化（ベントナイト単体）

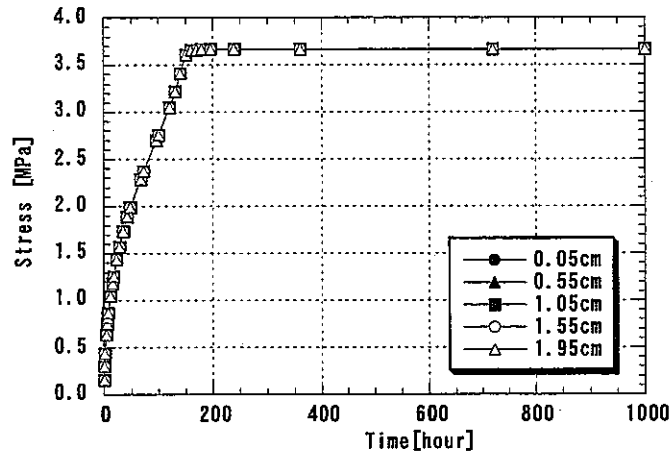


図 4-2 緩衝材内の応力の経時変化（ベントナイト単体）

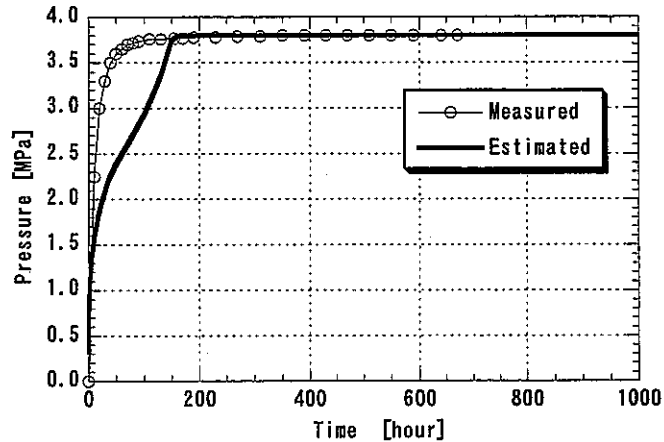


図 4-3 膨潤応力の実験結果と解析結果の比較（ベントナイト単体）

## (2) 膨潤応力に関するパラメータの同定 (ABAQUS-CALY の場合)

ABAQUS-CLAY における膨潤圧に関するパラメータは実験結果の逆解析より飽和度と体積ひずみの変化率の関係として同定されている。この関係は膨大であるため、表 4-1 にはその抜粋を示す。

表 4-1 飽和度  $S_r$  と体積ひずみの変化率  $\Delta\varepsilon_v$  の関係 (抜粋)

$S_r$	$\Delta\varepsilon_v$
0	-0.2
0.1	-0.01
0.2	0.02
0.3	0.03
0.4	0.02
0.5	0.01
0.6	0
0.7	-0.02
0.8	-0.03
0.88	-0.04
0.94	-0.06
0.97	-0.11
0.99	-0.24
1.0	-0.81

## 4.3 小峯らの提案する膨潤評価式の適用

## 4.3.1 緩衝材の膨潤評価式の概要

小峯らは、化学的な環境条件に大きく影響を受ける膨潤特性の評価を可能とするため、Gouy-Chapman theory と呼ばれる粘土鉱物結晶レベルの膨潤現象を評価できる拡散二重層理論<sup>4-10)</sup>を利用して、締固めたベントナイトのみに適用できる膨潤評価式を提案している<sup>4-11)、4-12)</sup>。この評価式は、ベントナイトの交換性陽イオンを単一と仮定し定式化したものであり、砂・ベントナイト混合材料の膨潤挙動の評価やベントナイトに含有される交換性陽イオンの種類や組成による膨潤挙動の違いについて評価することは困難であった。実際の緩衝材や埋戻し材では、経済性の観点から、比較的安価な砂や現地発生土をベントナイトに混合して利用することや、海外産のベントナイトを利用することも考えられている<sup>4-13)、4-14)</sup>。そこで、砂・ベントナイト混合材料や海外産ベントナイトへ適用可能とするため、砂とベントナイトの配合割合および含有される交換性陽イオンの種類や組成を考慮できる新しい膨潤評価式を構築する必要がある。

小峯らが提案した「締固めたベントナイトの膨潤評価式」<sup>4-11)、4-12)</sup>では、モンモリロナイトの結晶の層間に水を吸水することにより生じる膨潤がベントナイトの膨潤挙動を支配すると考え、モンモリロナイトの結晶層間への水の浸入による反発力を拡散二重層理論に基づき定式化している(後述の式(4-32a)~(4-32d))。一方、結晶間には引力であるファンデルワールス力も作用すると考えられ、これについても考慮している(後述の式(4-32e))。

また、実際の緩衝材・埋戻し材中には間隙やモンモリロナイト以外の膨潤性をあまり示さない鉱物粒子も含まれているので、これらの影響を考慮できるようにするための新しい理論式が必要となる。小峯らは、図 4-4 に示すように、ベントナイトが膨潤し緩衝材中の間隙が充填されるこ

とを確認した。また、室内の膨潤実験の結果も踏まえ、緩衝材・埋戻し材の膨潤圧および膨潤変形の発生プロセスを考察し、図 4-5 に示すモデルを提案した<sup>4-15)</sup>。このモデルに基づき、緩衝材・埋戻し材中のモンモリロナイトの膨潤挙動を評価できるパラメータ「モンモリロナイトの膨潤体積ひずみ $\varepsilon_{sv}^*$ (%)」を定義し、その算出式を誘導した(後述の式(4-32f)~(4-32h))。この式によれば、緩衝材・埋戻し材の膨潤率(=膨潤変形量/緩衝材・埋戻し材の初期体積 $\times 100$ )の最大値、すなわち最大膨潤率とモンモリロナイトの膨潤体積ひずみ $\varepsilon_{sv}^*$ が関係づけられる。また、砂とベントナイトの質量比率に関するパラメータであるベントナイト配合率 $\alpha$ (%)を導入しており、砂とベントナイトの配合割合を考慮できるようにしている。

一方、小峯らは図 4-6 に示すようなモンモリロナイトの結晶レベルの膨潤挙動を考え、モンモリロナイトの膨潤体積ひずみ $\varepsilon_{sv}^*$ (%)と平行二粒子間距離の 1/2 に相当するパラメータ  $d$  の関係を定義した(後述の式(4-32i))<sup>4-12)</sup>。

また、既往の研究から、ベントナイトの膨潤挙動は周辺の水の性質など周辺環境条件に大きく影響を受けることが知られている<sup>4-16), 4-17), 4-17)</sup>。したがって、モンモリロナイトの膨潤変形に伴う環境条件の変化も考慮する必要がある。後述の式(4-32j)はモンモリロナイト結晶層の膨潤変形に伴う間隙水のイオン濃度の変化を評価する式である。後述の式(4-32k)はベントナイトの比表面積を算出するための式であり、ベントナイト中のモンモリロナイト含有率の影響を考慮できるようにしている。

上記の理論を基本に、さらにベントナイトの主要な交換性陽イオンである  $Na^+$ 、 $Ca^{2+}$ 、 $K^+$ 、 $Mg^{2+}$  の 4 種類に対して、それぞれの交換性陽イオンに起因する粘土結晶層間に作用する反発力と引力を算出し、各イオンの交換容量を用いて加重平均し評価する方法を新たに考案した(後述の式(4-32))。

考案されたベントナイトを含有する緩衝材・埋戻し材の膨潤評価式は次の通りである。

【ベントナイトを含有する緩衝材・埋戻し材の膨潤評価式】

$$p = \frac{1}{CEC} \sum_{\substack{i=Na^+, Ca^{2+} \\ K^+, Mg^{2+}}} [EXC_i \{(f_r)_i - (f_a)_i\}] \text{ (kPa)} \quad (\text{なお、} p \text{ は反発を正とする。}) \quad (4-32)$$

$$(f_r)_i = 2nkT(\cosh u_i - 1) \times 10^{-3} \text{ (kPa)} \quad (4-32a)$$

$$u_i = 8 \tanh^{-1} \left[ \exp(-\kappa_i d_i) \tanh \left( \frac{z_i}{4} \right) \right] \quad (4-32b)$$

$$\kappa_i = \sqrt{\frac{2nv_i^2 e'^2}{\epsilon kT}} \quad (4-32c)$$

$$z_i = 2 \sinh^{-1} \left( 96.5 \times \frac{EXC_i}{S} \sqrt{\frac{1}{8\epsilon n kT}} \right) \quad (4-32d)$$

$$(f_a)_i = \frac{A_h}{24\pi} \left[ \frac{1}{d_i^3} + \frac{1}{(d_i + t)^3} - \frac{2}{(d_i + t/2)^3} \right] \times 10^{-3} \text{ (kPa)} \quad (4-32e)$$

$$\varepsilon_{sv}^* = \left\{ e_0 + \frac{\varepsilon_{smax}}{100} (e_0 + 1) \right\} \times \left\{ 1 + \left( \frac{100}{C_m} - 1 \right) \frac{\rho_m}{\rho_{nm}} + \left( \frac{100}{\alpha} - 1 \right) \frac{100}{C_m} \frac{\rho_m}{\rho_{sand}} \right\} \times 100 \quad (\%) \quad (4-32f)$$

$$e_0 = \frac{\rho_{solid}}{\rho_{d0}} - 1 \quad (4-32g)$$

$$\rho_{solid} = \frac{\frac{100}{C_m} \frac{100}{\alpha} \rho_m}{\left\{ 1 + \left( \frac{100}{C_m} - 1 \right) \frac{\rho_m}{\rho_{nm}} + \left( \frac{100}{\alpha} - 1 \right) \frac{100}{C_m} \frac{\rho_m}{\rho_{sand}} \right\}} \quad (4-32h)$$

$$d_i = \frac{\varepsilon_{sv}}{100} \left\{ t + (R_{ion})_i \right\} + (R_{ion})_i \quad (\text{m}) \quad (4-32i)$$

$$n = \frac{n_0 (\text{mol/m}^3) \times N_A}{1 + \frac{\varepsilon_{sv}}{100}} \quad (\text{個数/m}^3) \quad (4-32j)$$

$$S = \frac{C_m}{100} S_m + \left( 1 - \frac{C_m}{100} \right) S_{nm} \quad (\text{m}^2/\text{g}) \quad (4-32k)$$

ここで、

$p$ : ベントナイトを含有する緩衝材・埋戻し材の発生する圧力(kPa) (なお、 $p$  は反発を正とする)

$(f_i)_i$ : 交換性陽イオン  $i$  に起因する反発力(kPa) ( $i$  は  $\text{Na}^+$ 、 $\text{Ca}^{2+}$ 、 $\text{K}^+$ 、 $\text{Mg}^{2+}$  のいずれかの交換性陽イオンを示す。以下に記述される  $i$  はこれと同様の意味である)

$(f_a)_i$ : 交換性陽イオン  $i$  に起因する引力(kPa)

$EXC_i$ : 交換性陽イオン  $i$  の交換容量(mequiv./g)

$CEC$ : 陽イオン交換容量(mequiv./g)

$d_i$ : 交換性陽イオン  $i$  の時の結晶層間距離の 1/2 (m)

$v_i$ : 交換性陽イオン  $i$  の価数

$e'$ : 電子電荷( $=1.602 \times 10^{-19} \text{C}$ )

$k$ : Boltzmann 定数( $=1.38 \times 10^{-23} \text{J/K}$ )

$T$ : 絶対温度(K)

$n$ : 緩衝材・埋戻し材中の間隙水の補正イオン濃度(個数/ $\text{m}^3$ )

$n_0$ : 緩衝材・埋戻し材中の間隙水のイオン濃度( $\text{mol/m}^3$ )

$\varepsilon$ : 間隙水の誘電率( $\text{C}^2 \text{J}^{-1} \text{m}^{-1}$ )

$A_h$ : Hamaker 定数(モンモリロナイトの場合、 $=2.2 \times 10^{-20} \text{J}$ )

$t$ : モンモリロナイトの結晶層厚( $=9.60 \times 10^{-10} \text{m}$ )

$\varepsilon_{smax}$ : 緩衝材・埋戻し材の最大膨潤率(%)

$e_0$ : 緩衝材・埋戻し材の初期間隙比

$C_m$ : ベントナイトのモンモリロナイト含有率(%)

$\rho_{d0}$ : 緩衝材・埋戻し材の初期乾燥密度( $\text{Mg/m}^3$ )

$\alpha$ : 緩衝材・埋戻し材のベントナイト配合率(%) (全土質材料の乾燥質量に対するベントナイトの乾燥質量の百分率)

$\rho_m$ : モンモリロナイトの土粒子密度(Mg/m<sup>3</sup>)

$\rho_{nm}$ : モンモリロナイト以外の鉱物の土粒子密度(Mg/m<sup>3</sup>)

$\rho_{sand}$ : 砂粒子密度(Mg/m<sup>3</sup>)

$(R_{ion})_i$ : モンモリロナイト結晶層間中の交換性陽イオン  $i$  の非水和半径(m)

$N_A$ : アボガドロ数(=6.023×10<sup>23</sup>)

$S$ : ベントナイトの比表面積(m<sup>2</sup>/g)

$S_m$ : モンモリロナイトの比表面積(m<sup>2</sup>/g)

$S_{nm}$ : モンモリロナイト以外の鉱物の比表面積(m<sup>2</sup>/g)

「ベントナイトを含有する緩衝材・埋戻し材の膨潤評価式」は $\varepsilon_{sv}^*$ とパラメータ  $d$  を介して、様々な材料条件 (ベントナイトの種類、乾燥密度やベントナイトの配合率等) や環境条件 (温度や地下水の水質等) に応じて、緩衝材・埋戻し材の発生する圧力  $p$  とその最大膨潤率 $\varepsilon_{smax}$  の関係を計算することができる。

#### 4.3.2 緩衝材の膨潤特性と膨潤評価式による予測結果

本節では、緩衝材・埋戻し材の膨潤変形や膨潤圧に関する室内実験結果と前節で紹介した膨潤評価式による予測結果を比較し、その妥当性について述べる。

使用した試料は、山形県月布産のベントナイト (クニミネ工業製、クニゲル V1) と三河珪砂 6号である。これらの試料を締固めて作製した供試体を用い、膨潤変形しないよう拘束した状態で鉛直方向の膨潤圧を測定する膨潤圧実験と、一定の鉛直圧下における一次元膨潤変形量を測定する膨潤変形実験の 2 種類を行った。図 4-7 に各実験で使用した装置の概要を示す。供試体の寸法は直径 60mm、高さ 5mm、初期乾燥密度は 1.19~2.27 Mg/m<sup>3</sup> の範囲に、ベントナイトの配合率は 5~100%の範囲にあった。

図 4-8 に上記の供試体の膨潤圧に関する実験結果、図 4-9 に膨潤変形に関する実験結果を例示する。ここで、最大膨潤圧とは膨潤圧の時間変化において計測された最大値であり、最大膨潤率は膨潤率 (=一次元膨潤変形量/供試体の初期高さ×100) の時間変化曲線に対して双曲線近似を行い、その漸近線の値として求めた<sup>4-1), 4-11)</sup>。

図 4-8、4-9 の結果から分かるように、緩衝材・埋戻し材の膨潤特性は初期乾燥密度、ベントナイト配合率および鉛直圧に大きく影響を受けることが分かる。この実験結果に対し、先に述べた膨潤評価式による計算結果を図 4-8、4-9 に曲線で併記した。表 4-2~4-4 に膨潤評価式で必要となるパラメータの設定値を示す。各パラメータは、使用したベントナイトおよび砂の物性に基づき設定されている<sup>4-1)</sup>。

これらの図から分かるように、4.3.1 に述べた膨潤評価式による予測結果と室内実験で得られた結果は良好に一致しており、提案した評価式が十分妥当であると考えられる。

### 4.3.3 緩衝材の飽和度の変化に伴う膨潤特性評価への拡張方針

前述のように、小峯らの提案する新しい膨潤評価式は、完全に飽和した状態を想定して、その時点での拘束条件、環境条件、材料条件を設定することにより、膨潤圧や膨潤変形を定量的に計算することができる。したがって、緩衝材や埋戻し材が完全に飽和した状態の自己シール性能を定量的に評価することが可能である。しかし、再冠水時の緩衝材や埋戻し材の挙動を評価するためには、この膨潤評価式に対し、さらに飽和度の変化が考慮できるように拡張する必要がある。本章では、飽和度を考慮するための膨潤評価式の高度化方針について現段階で考えられる点を示す。実際の緩衝材や埋戻し材は、再冠水時においてその含水状態が時間経過とともに変化し不飽和状態から飽和状態へ移行していく。この含水状態の変化を表す特性値として飽和度をパラメータとして、どのように先の膨潤評価式に導入するかが、高度化のキーポイントとなる。飽和度の変化を膨潤評価式に導入する方法として、現段階で次の2通りあると考えられる。

- ① 不飽和状態から飽和状態に移行する過程で、図 4-5 に図示される「緩衝材・埋戻し材中のベントナイトの膨潤挙動イメージ」に基づき求められるモンモリロナイトの膨潤体積ひずみ  $\varepsilon_{sv}^*$  の評価式(4-32f)および図 4-6 に図示されている「結晶レベルから観たモンモリロナイトの膨潤体積ひずみ  $\varepsilon_{sv}^*$ 」の評価式(1-i)において飽和度パラメータを導入する方法がある。すなわち、評価式(4-32f)と式(4-32i)に  $S_r/100$  ( $S_r$ : 飽和度(%)) を乗じた式を新たに用いることにより、100%飽和した状態を想定したときのモンモリロナイトの膨潤体積ひずみを基準に飽和度に依存してパラメータ  $d_i$  を変化させるという方法である。
- ② 不飽和状態から飽和状態に移行する過程で、図 4-6 に図示されるような膨潤変形したモンモリロナイト結晶の個数の変化を飽和度の関数として与える方法がある。すなわち、個々のモンモリロナイト結晶の膨潤挙動の総和を行う式(4-32)に  $S_r/100$  ( $S_r$ : 飽和度(%)) を乗じた式を用いることにより、100%飽和した状態を想定したモンモリロナイトの個数を飽和度により変化させるという方法である。

今後は、上記の2通りの考え方で定式化を試みるが、これらの試みの妥当性・適用性を調査するための実験データも必要不可欠となる。これについては、飽和度を変化させたときの膨潤挙動を測定できる実験方法を考案するとともに、既往の文献データなども調査する必要がある。

## 4.4 まとめ

本章において得られた主な結論を列挙すると以下の通りである。

- (1) 緩衝材・埋戻し材の膨潤圧および膨潤変形のプロセスに関する小峯モデルおよび、粘土鉱物結晶レベルの膨潤現象を評価できる拡散二重層理論と上記モデルに基づく理論評価式を組み合わせることにより誘導される「ベントナイトを含有する緩衝材・埋戻し材の膨潤評価式」の概要について述べた。
- (2) 提案されている膨潤評価式による予測結果と室内実験で得られた結果とを比較した結果、提案した評価式が十分妥当であることを確認した。
- (3) 緩衝材・埋戻し材の飽和度の変化に伴う膨潤特性評価への拡張方針について述べた。特に提案されている膨潤評価式のどの式に飽和度を導入するべきかについて、現段階の考え・方針について述べた。



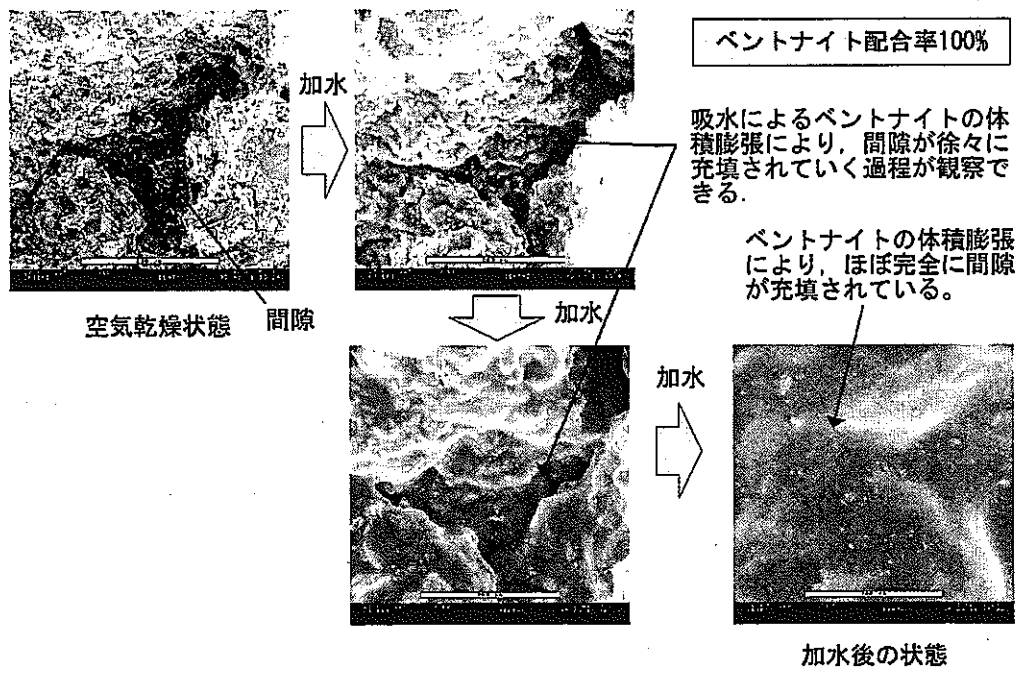


図 4-4 緩衝材中のベントナイト膨潤挙動の電子顕微鏡観察<sup>4-15)</sup>

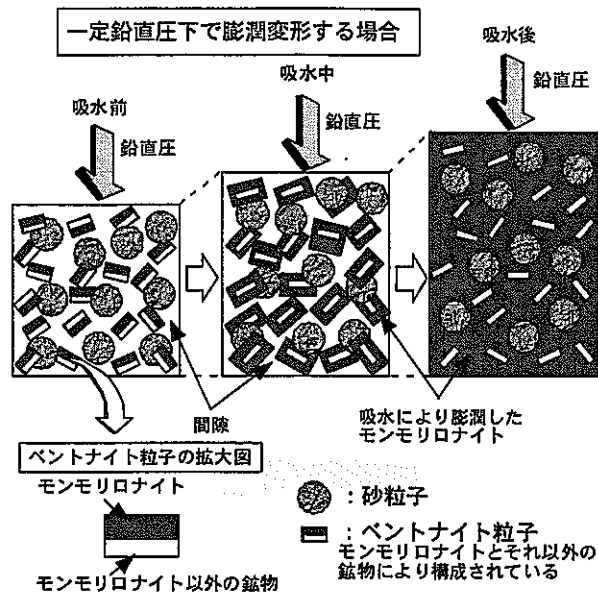


図 4-5 緩衝材中のベントナイトの膨潤挙動イメージ<sup>4-1)</sup>

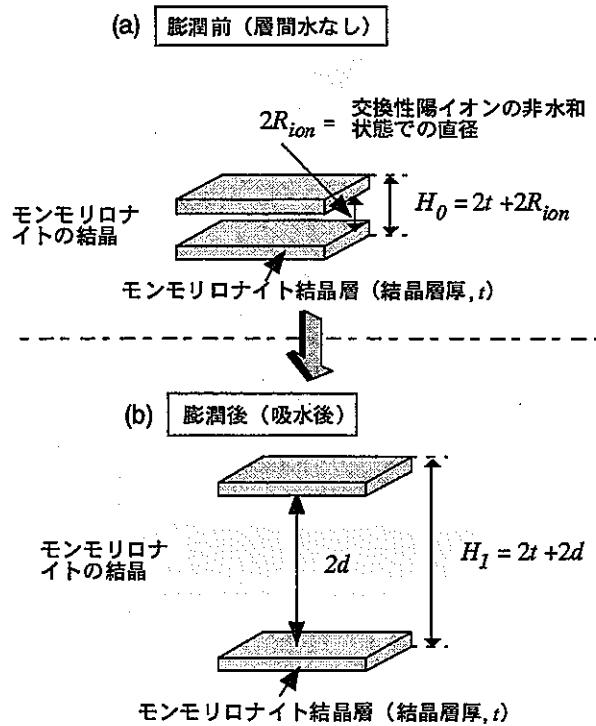
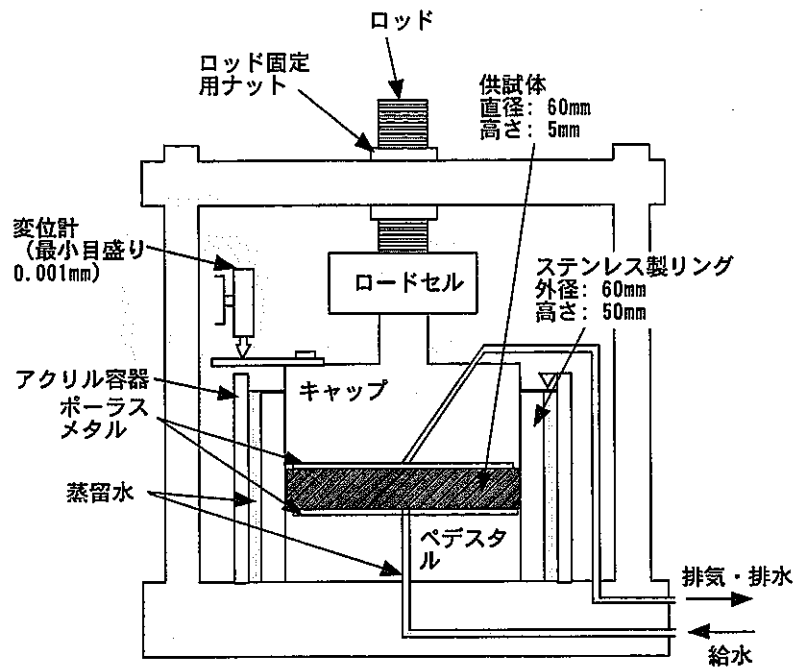
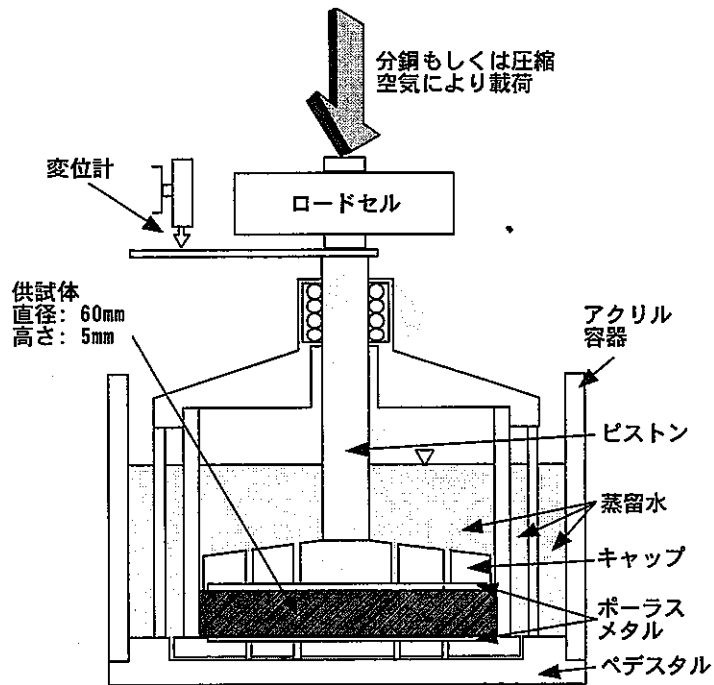


図 4-6 結晶レベルから見たモンモリロナイトの膨潤体積ひずみ<sup>4-1)</sup>



(a) 膨潤圧実験装置



(b) 膨潤変形実験装置

図 4-7 使用した実験装置の概要

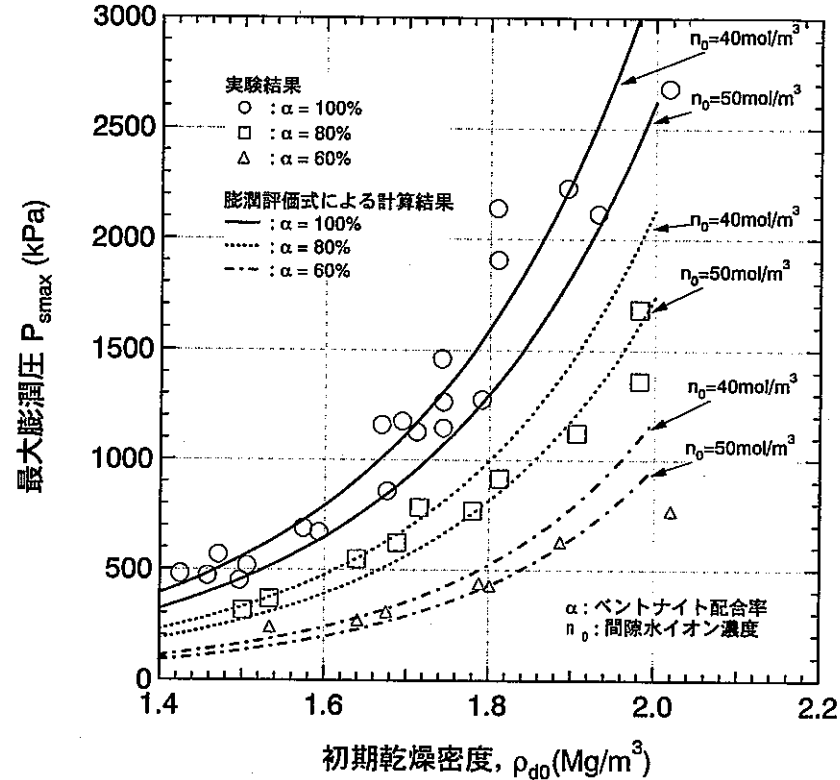
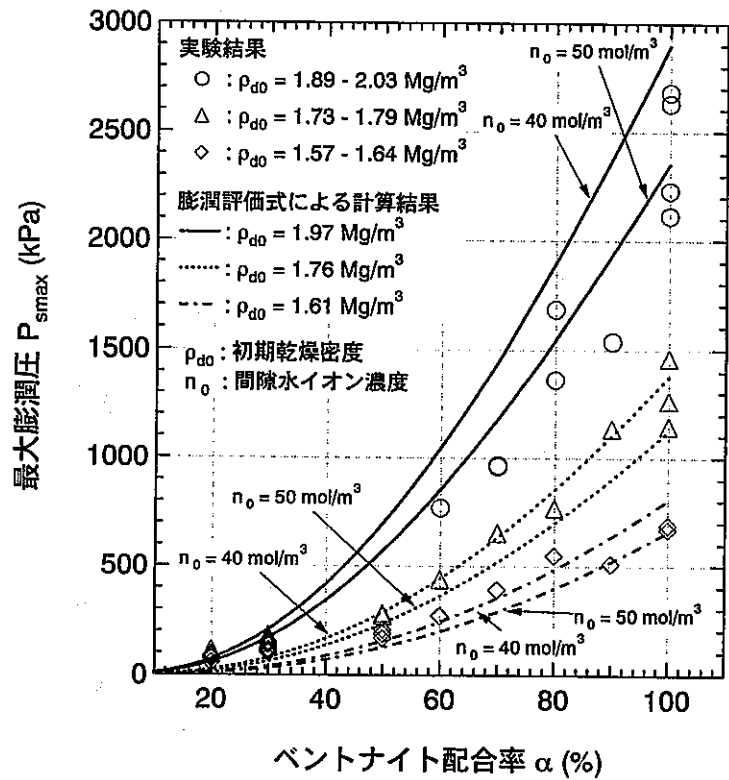


図 4-8 緩衝材の膨潤圧特性と膨潤評価式による予測結果の比較

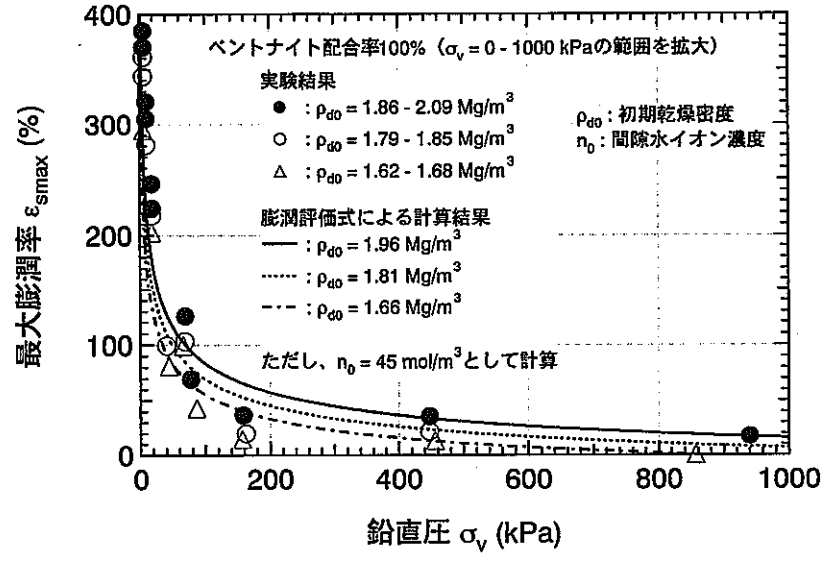
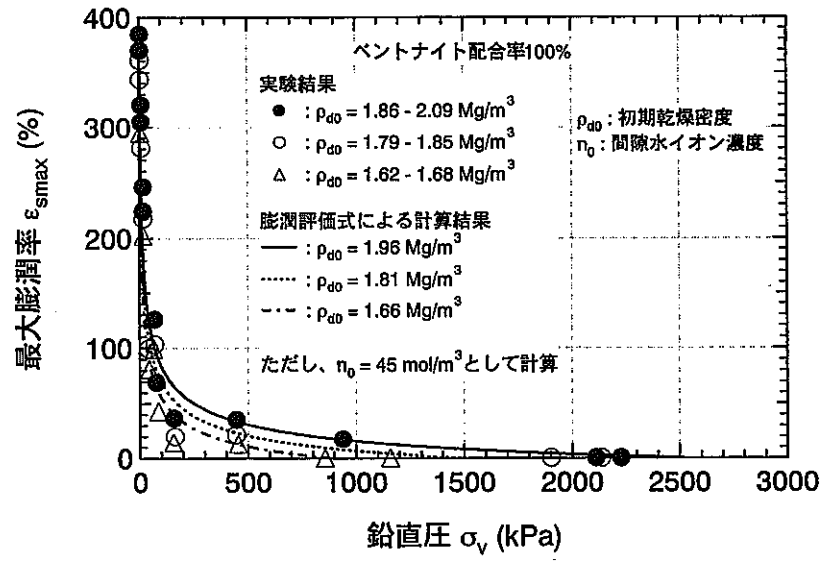


図 4-9 緩衝材の膨潤変形特性と膨潤評価式による予測結果の比較

表 4-2 膨潤評価式における材料パラメータの設定 (クニゲル V1 相当) <sup>4-1)</sup>

モンモリロナイトの土粒子密度 $\rho_m$	2.77 Mg/m <sup>3</sup>
モンモリロナイト以外の鉱物の土粒子密度 $\rho_{nm}$	2.81 Mg/m <sup>3</sup>
砂の土粒子密度 $\rho_{sand}$	2.66 Mg/m <sup>3</sup>
モンモリロナイトの比表面積 $S_m$	810 m <sup>2</sup> /g
モンモリロナイト以外の鉱物の比表面積 $S_{nm}$	0 m <sup>2</sup> /g
ベントナイトのモンモリロナイト含有率 $C_m$	48 %
陽イオン交換容量 $CEC$	0.732 mequiv./g
交換性 Na イオン量 $EXC_{Na}^+$	0.405 mequiv./g
交換性 Ca イオン量 $EXC_{Ca}^{2+}$	0.287 mequiv./g
交換性 K イオン量 $EXC_K^+$	0.009 mequiv./g
交換性 Mg イオン量 $EXC_{Mg}^{2+}$	0.030 mequiv./g
交換性 Na イオンの非水和イオン半径 $(Rion)_{Na}$	0.098 nm
交換性 Ca イオンの非水和イオン半径 $(Rion)_{Ca}$	0.1115 nm
交換性 K イオンの非水和イオン半径 $(Rion)_K$	0.133 nm
交換性 Mg イオンの非水和イオン半径 $(Rion)_{Mg}$	0.0835 nm
交換性 Na イオンの価数 $v_{Na}$	1
交換性 Ca イオンの価数 $v_{Ca}$	2
交換性 K イオンの価数 $v_K$	1
交換性 Mg イオンの価数 $v_{Mg}$	2
モンモリロナイト結晶層厚 $t$	$9.60 \times 10^{-10}$ m

表 4-3 膨潤評価式における物理定数 <sup>4-1)</sup>

電子電荷 $e'$	$1.602 \times 10^{-19}$ C
Boltzmann 定数 $k$	$1.38 \times 10^{-23}$ J/K
Hamaker 定数 $A_h$	$2.2 \times 10^{-20}$ J
Avogadro's 数 $N_A$	$6.023 \times 10^{23}$

表 4-4 膨潤評価式における環境条件パラメータ <sup>4-1)</sup>

間隙水の誘電率 $\epsilon$	$80 \times 8.8542 \times 10^{-12}$ C <sup>2</sup> /(J·m)
温度 $T$	295 K
緩衝材・埋戻し材中の間隙水のイオン濃度 $n_0$	膨潤変形実験に対して 20 mol/m <sup>3</sup> 膨潤圧実験に対して 40~50 mol/m <sup>3</sup>

## 4 章 参考文献

- 4-1) 小峯秀雄、緒方信英：“高レベル放射性廃棄物処分のための緩衝材・埋戻し材の膨潤評価式の提案-砂とベントナイトの配合割合およびベントナイト中の陽イオンの種類・組成の影響-”、電力中央研究所研究報告 U99013、(1999)
- 4-2) J. Bear and Y. Bachmat：“Introduction to Modeling of Transport Phenomena in Porous Media”，Kluwer Academic Publisher, Netherlands, p. 553, (1991)
- 4-3) O. C. Zienkiewicz, et al.：“Static and dynamic behaviour of soils: a rational approach to quantitative solutions, I, Fully saturated problems”，*Proc. R. Soc. Lond.*, A 429, pp.285-309, (1990)
- 4-4) A. W. Bishop and G. E. Blight：“Some aspects of effective stress in saturation and partly saturated soil”、*Geotéchnique*, 13, pp.177-197, (1963)
- 4-5) 中野政詩、他：“拘束された不飽和粘土の浸潤と膨潤圧”、農業土木学会論文集第 112 号、pp.55-66、(1984)
- 4-6) O. C. Zienkiewicz, et al.：“A unified approach to soil mechanics problems (including plasticity and visco-plasticity)” . In Gudehus G, editor. *Finite Elements in Geomechanics*, John Wiley & Sons, pp.151-177, (1977)
- 4-7) A.P.S. Selvadurai and T.S. Nguyen：“Computational modeling of isothermal consolidation of fractured porous media”，*Computers and Geotechnics*, 17, pp.39-73, (1995)
- 4-8) ABAQUS Manuals-Version 5.5. Hibbitt, Karlson and Sorensen Inc., Pawtucket, Rhode Island.
- 4-9) 千々松正和、谷口航：“熱-水-応力連成モデルを用いたニアフィールド解析評価”、核燃料サイクル開発機構技術資料 JNC TN8400 99-014、(1999)
- 4-10) J. K. Mitchell：“Fundamentals of soil behavior (Second Edition)”，John Wiley & Sons, Inc., pp.111-130, (1993)
- 4-11) H. Komine and N. Ogata：“Experimental study on swelling characteristics of compacted bentonite”，*Canadian Geotechnical Journal*, 31-4, pp.478-490, (1994)
- 4-12) H. Komine and N. Ogata：“Prediction for swelling characteristics of compacted bentonite”，*Canadian Geotechnical Journal*, 33-1, pp.11-22, (1996)
- 4-13) 核燃料サイクル開発機構：“わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性—地層処分研究開発第 2 次取りまとめ—総論レポート” . JNC TN1400 99-020, (1999)
- 4-14) (財) 電力中央研究所、電気事業連合会：“高レベル放射性廃棄物地層処分の事業化技術”、(1999)
- 4-15) H. Komine and N. Ogata：“Experimental study on swelling characteristics of sand-bentonite mixture for nuclear waste disposal” . *Soils and Foundations*, 39-2, 83-97, (1999)
- 4-16) S. Iwata and T. Tabuchi：“Soil - water interactions”，Marcel Dekker, Inc., pp.131-193, 1988.
- 4-17) H. Van Olphen：“An introduction to clay colloid chemistry (Second Edition)”，Krieger Publishing Company Malabar, pp. 92-110, (1991)
- 4-18) T. Kanno and H. Wakamatsu：“Water uptake and swelling properties of unsaturated bentonite buffer materials”，*Canadian Geotechnical Journal*, Vol.29, pp.1102-1107, (1992)

## 5. おわりに

本研究では、高レベル放射性廃棄物の地層処分において、人工バリア定置後にニアフィールドにおいて生じると考えられる熱-水-応力連成現象を精度よく評価することを目的に検討を行った。開発された熱-水-応力連成コードの確証のため、国際共同研究（DECOVALEX）に参加し、共同研究において設定された課題に対して取り組んだ。本国際共同研究は人工バリア周辺における熱-水-応力連成現象の理解および評価モデルの検証の場として世界各国の機関が参画しているものであり、その場において解析コードの妥当性を評価するとともに、高度化を行なっていくことは有意義なことであると考えられる。ここでは、Task1、Task3BMT1、Task3BMT2の課題に対して検討を行った。Task1はスイスのGMTにおいて実施されている坑道横置き方式の実規模原位試験の解析評価を目的としており、本年度は緩衝材の熱-水-応力連成挙動に関して解析評価を実施した。Task3BMT1は緩衝材の再冠水挙動に対する Scoping calculation であり、本年度は、二次元軸対称モデルを用い、熱移動と浸透に関して非連成と連成との比較検討を行った。Task3BMT2は岩盤亀裂のスケール効果に関する検討であり、本年度は Pixel 法および三次元クラックテンソルによるスケール効果の影響に関して検討を進めた。本国際共同研究は2003年まで続けられることになっており、本共同研究の中で、解析コードの高度化を図ることとなる。

また、現在までの緩衝材を対象とした熱-水-応力連成解析においては、その膨潤挙動を評価する手法として水分ポテンシャルの変化にともない膨潤圧が変化するモデルをこれまで検討してきた。このモデルによるこれまでの膨潤挙動の解析評価では実験結果を精度良く表現できているとは言い難かった。そこで、本研究では、膨潤挙動に関する新たなモデルの導入を試みた。まず、各国における連成解析コードにおいて膨潤挙動がどのようにモデル化されているのか調査した。そして、小峯らにより提案された膨潤モデルを解析コードに組み込むことを前提に検討を進め、その適用性に関して検討を行った。今後、実際に解析コードへの組み込みを行い、実験値との比較検討を通してその妥当性に関して検討を進めていく必要がある。



## 付録一覧

付録 - 1 DECOVALEX TASK3 BMT1 Task Force Meeting 報告資料

付録 - 2 DECOVALEX TASK3 BMT2 Task Force Meeting 報告資料

付録 - 3 DECOVALEX TASK1 Task Force Meeting 報告資料

付録 - 4 DECOVALEX TASK3 BMT1 Workshop 報告資料

付録 - 5 DECOVALEX TASK3 BMT2 事務局提出資料

付録 - 6 DECOVALEX TASK1 Workshop 報告資料

付録 - 7 DECOVALEX TASK1 事務局提出資料

付録 - 1

DECOVALEX TASK3 BMT1 Task Force  
Meeting 報告資料

# Current status of Task3 BMT1

## Scoping calculation for the near-field of a repository

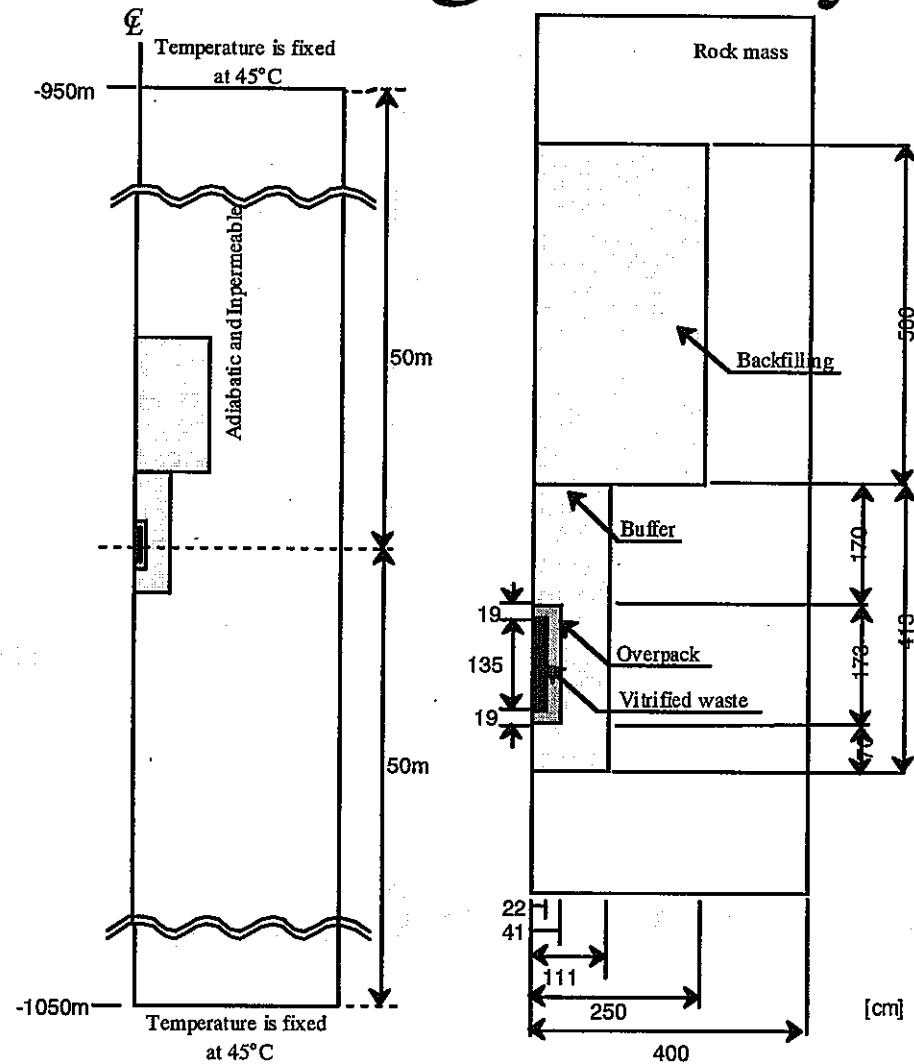
Hazama Corporation

Masakazu CHIJIMATSU

# Preliminary analysis

- Comparison between TH and T or H analysis
- Numerical code ; THAMES
- 2D axisymmetric analysis
- Analysis case; F0
- Excavation of drift -> Emplacement of EBS

# Model geometry



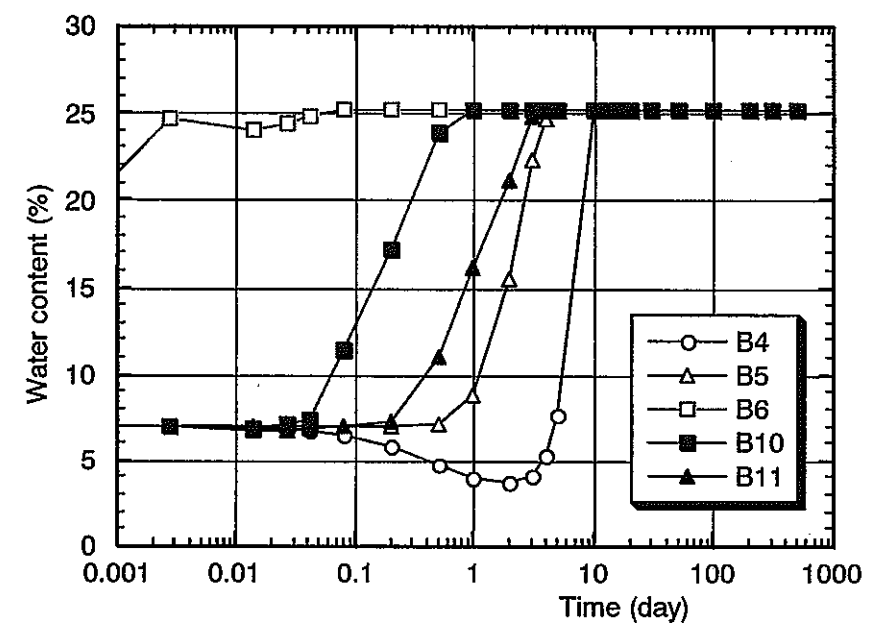
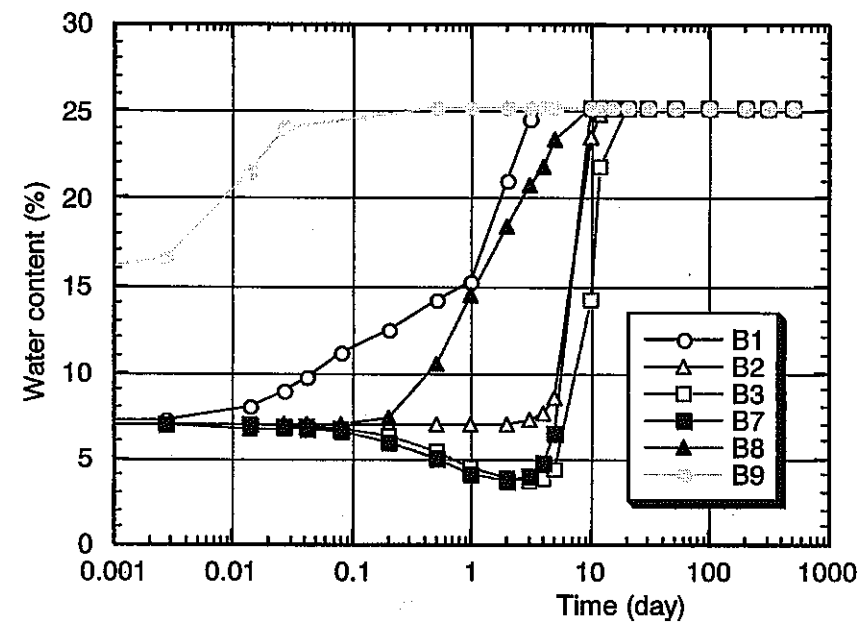
# Analysis case

Intrinsic permeability of rock mass ( $m^2$ )	TH	T	H
$10^{-14}$	Case14TH		Case14H
$10^{-15}$	Case15TH		Case15H
$10^{-16}$	Case16TH		Case16H
$10^{-17}$	Case17TH		Case17H
$10^{-18}$	Case18TH	CaseT	Case19H
$10^{-19}$	Case19TH		Case20H
$10^{-20}$	Case20TH		Case21H
$10^{-21}$	Case21TH		Case22H
$10^{-22}$	Case22TH		Case23H

# Time history of water content

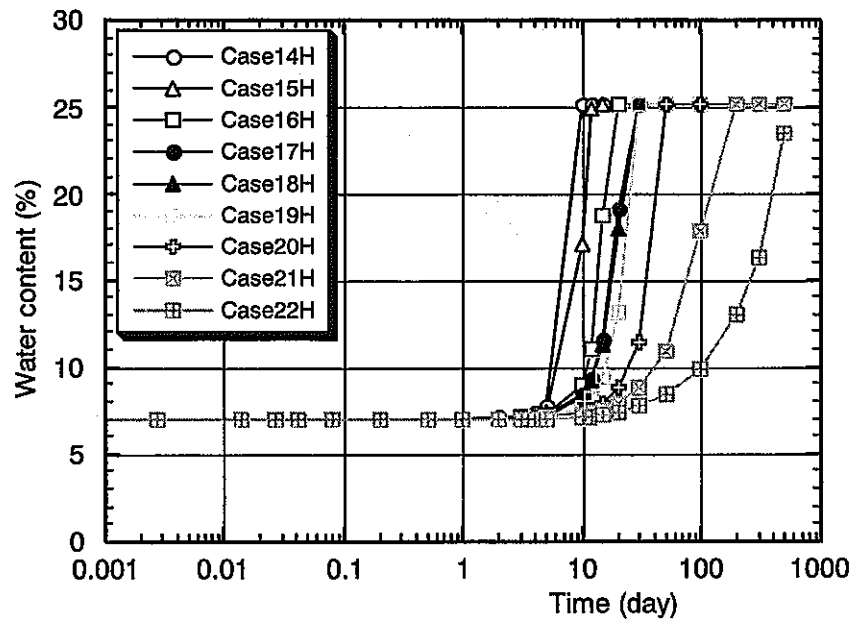
## Case 14TH

付-1 (5)

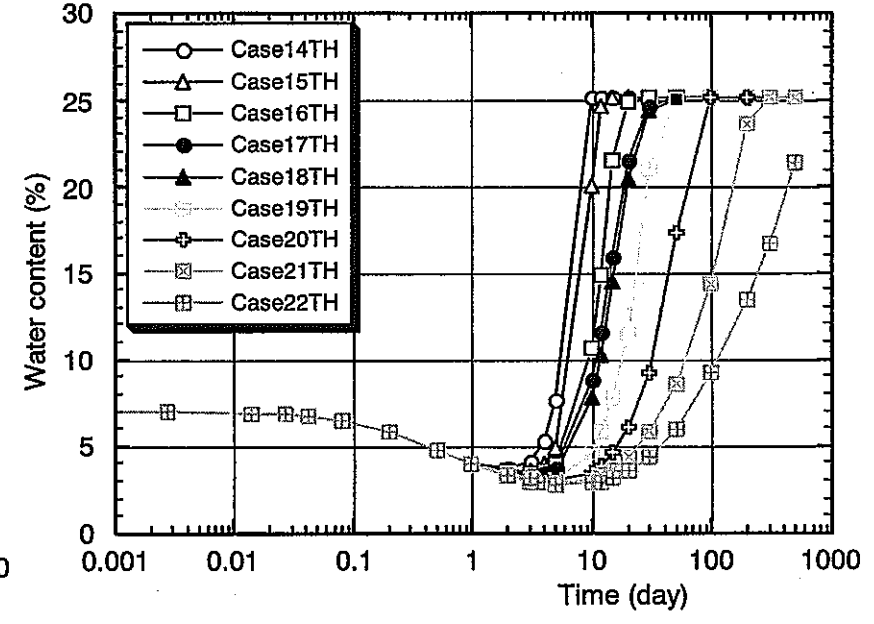


# Comparison of water content (1)

## Effect of intrinsic permeability of rock mass



H-analysis

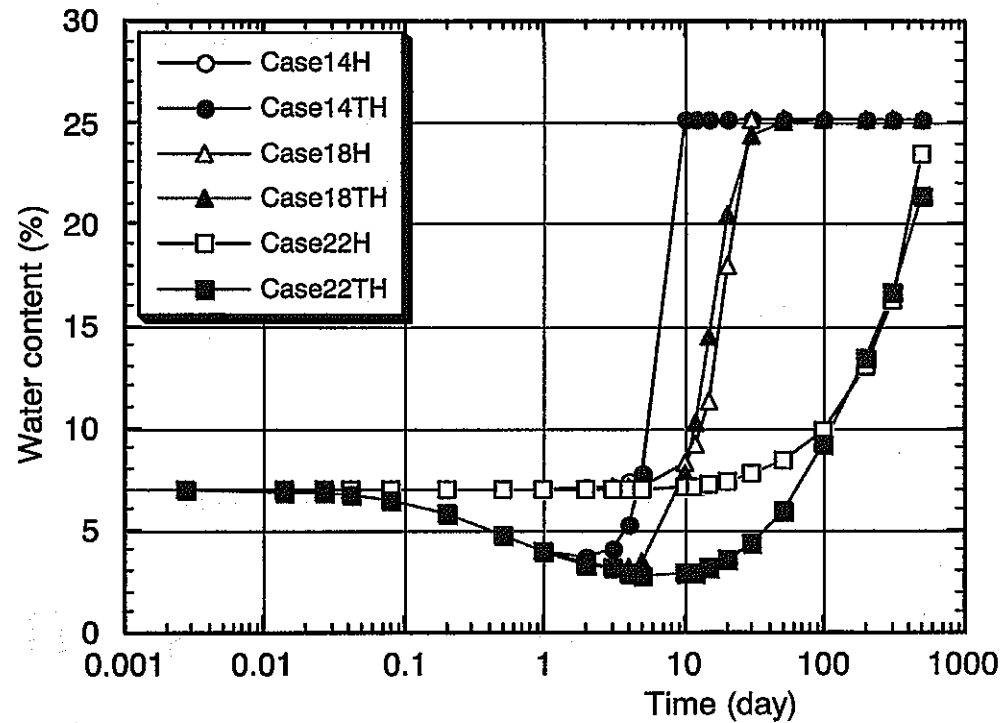


TH-analysis



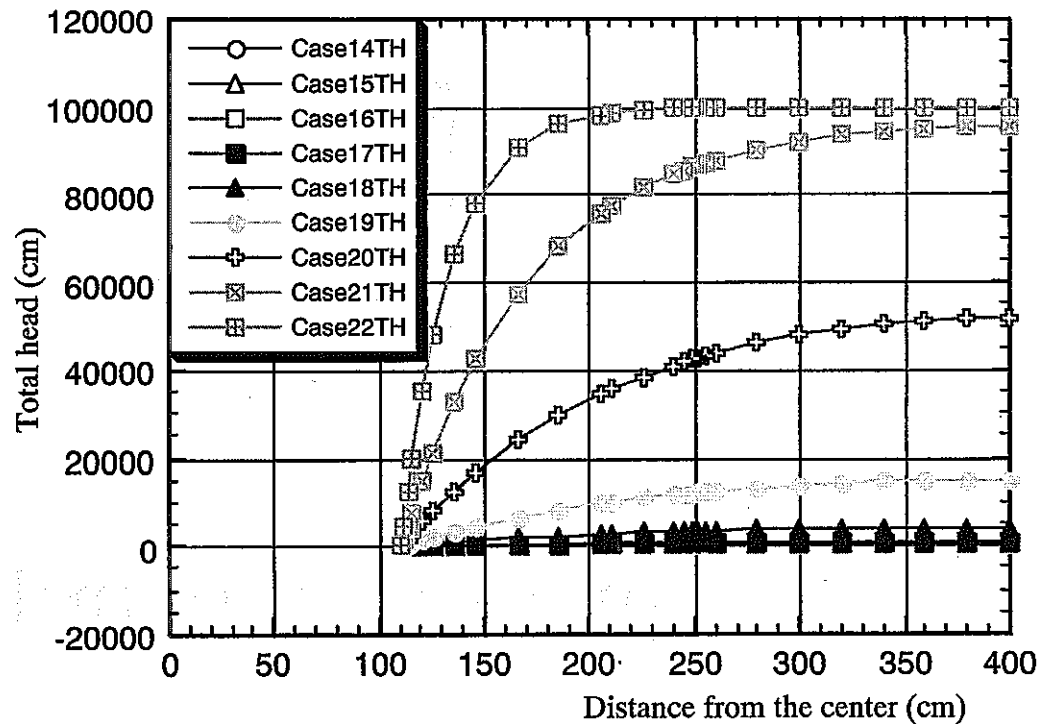
# Comparison of water content (2)

## Comparison between TH and H



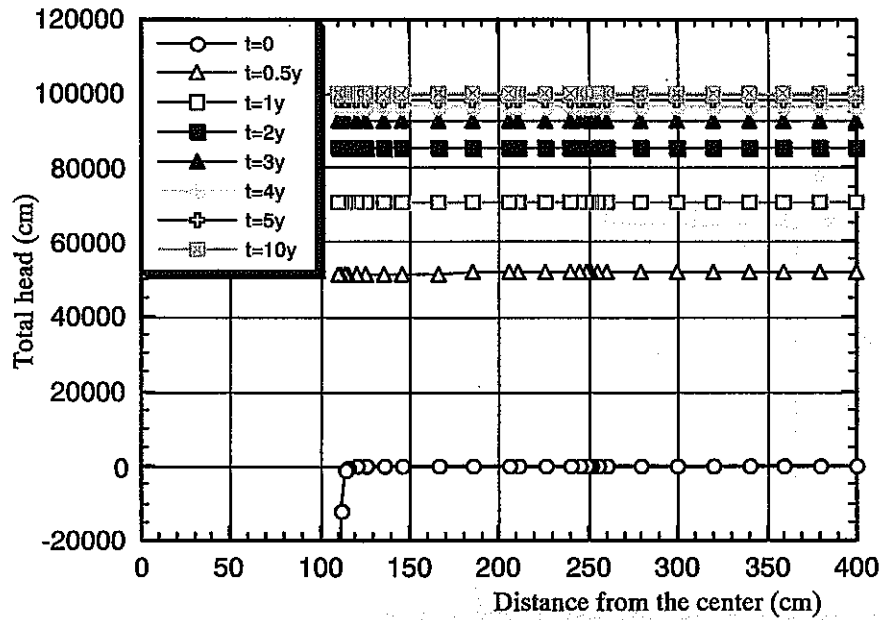
# Comparison of total head in the rock mass after the excavation

Effect of intrinsic permeability of rock mass

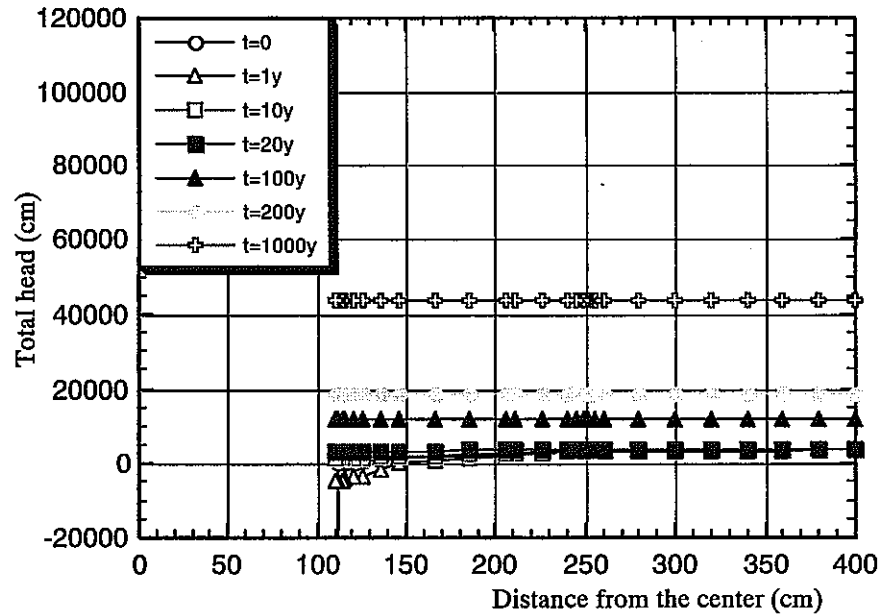


# Total head change after the emplacement of EBS (1)

付-1 (9)

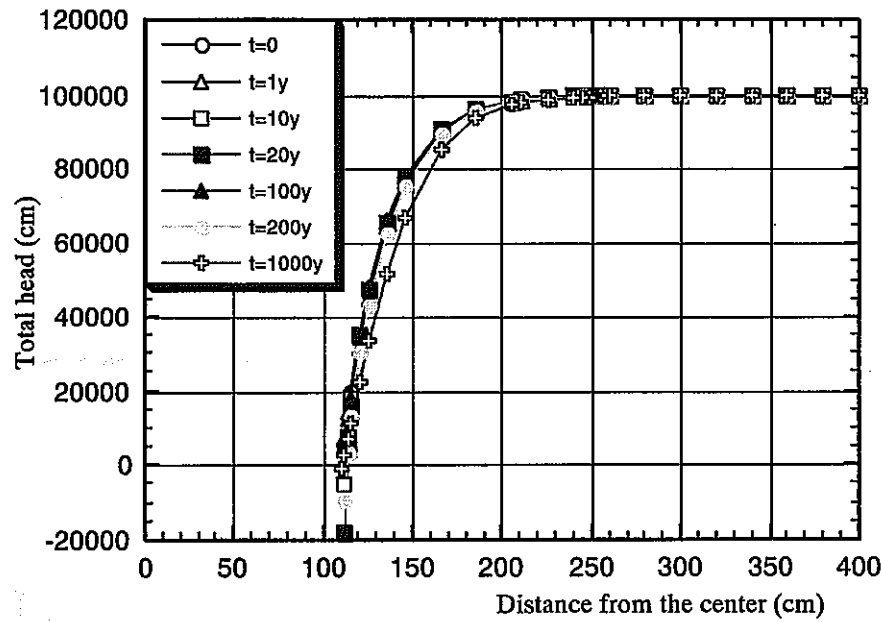


Case14TH



Case18TH

# Total head change after the emplacement of EBS (2)

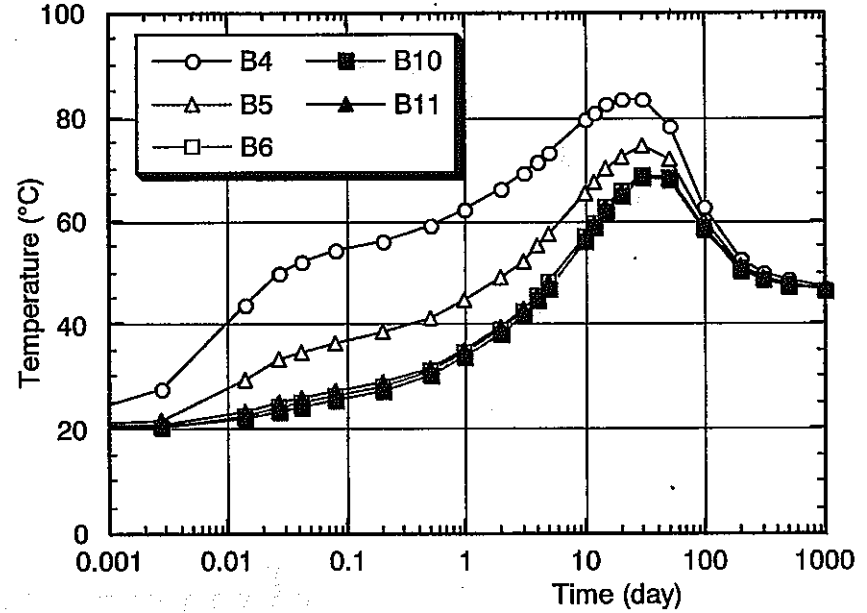
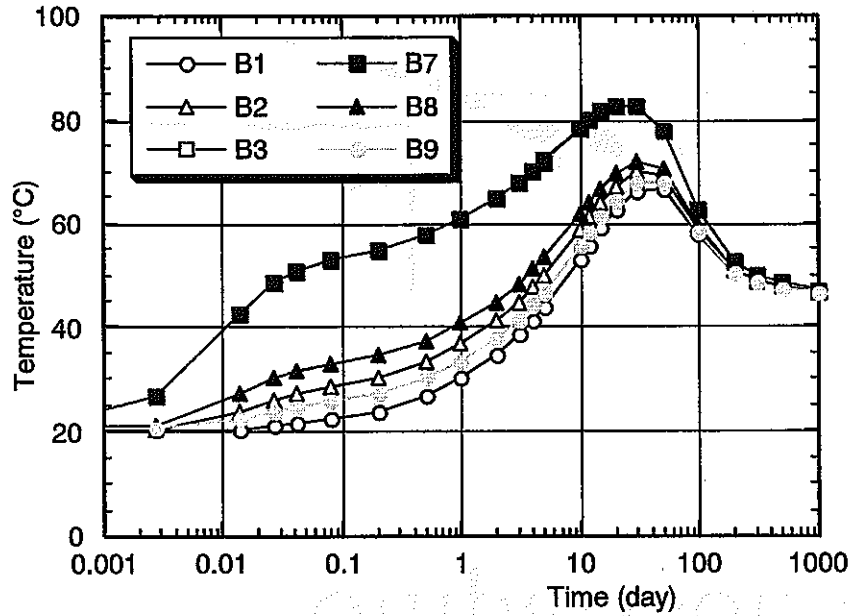


Case22TH

# Time history of temperature

## Case T

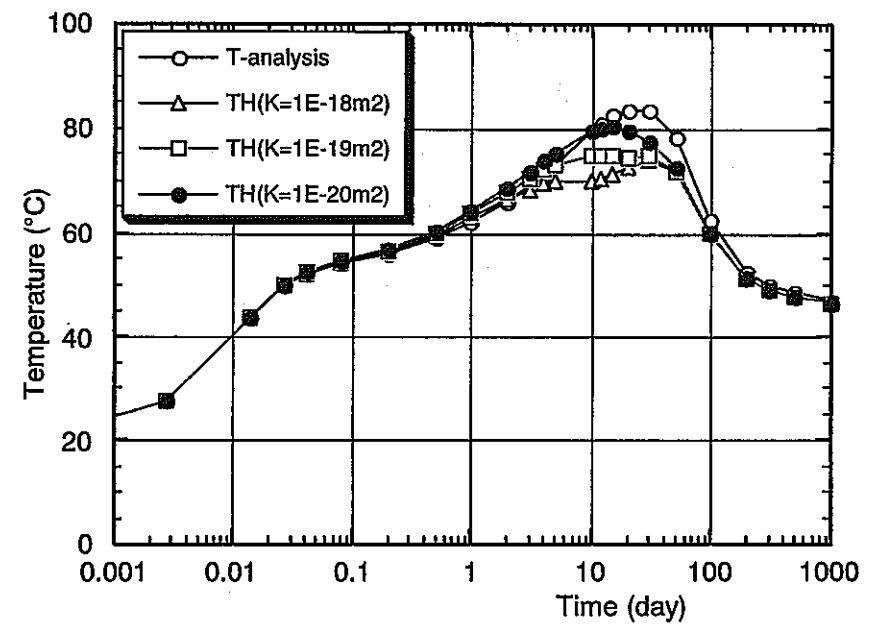
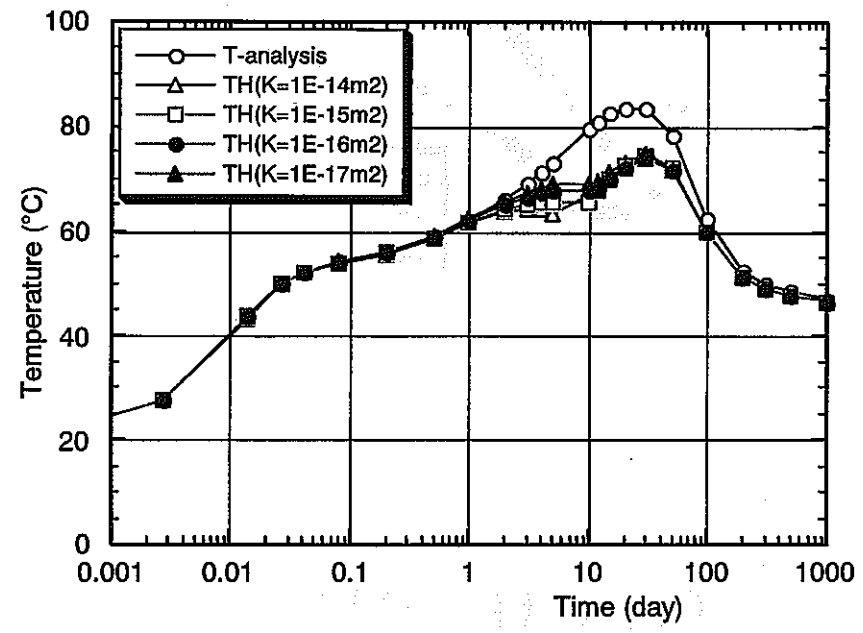
Fig-1 (11)



# Comparison of temperature

## Effect of intrinsic permeability of rock mass

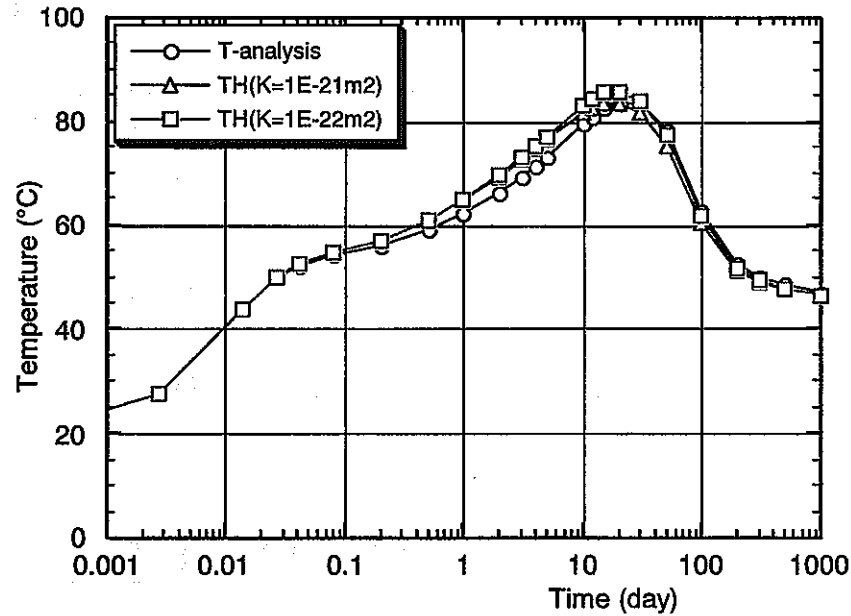
付-1 (12)



$$K > 10^{-20} \text{m}^2$$

# Comparison of temperature

Effect of intrinsic permeability of rock mass



$$K < 10^{-21} \text{m}^2$$

# Summary from the preliminary 2D analysis (1)

- Re-saturation time was long with decreasing of permeability of rock .
- Re-saturation times by TH analysis are almost the same with those by H analysis, when the permeability of rock mass is relatively high. However, when the permeability of rock mass is low, re-saturation time by TH analysis is longer than those by H analysis.



# Summary from the preliminary 2D analysis (2)

- When the permeability of rock mass was relatively high, pore pressure in the rock mass much was decreased after the excavation of drift, but it recovered rapidly after the emplacement of EBS. On the other hand, when permeability was low, decreasing of pore pressure was small and recovery speed of pore pressure was very low. These phenomena affected the re-saturation time strongly.

# Summary from the preliminary 2D analysis (3)

- When the permeability of rock mass was higher than  $10^{-20} \text{m}^2$ , maximum temperature in the buffer predicted by the coupled TH analysis was lower than that by uncoupled T analysis.

付録 - 2

DECOVALEX TASK3 BMT2 Task Force  
Meeting 報告資料

# *DECOVALEX III Task3 BMT2*

## *Intermediate report of Task 3 (Evaluation)*

Akira Kobayashi (Kyoto Univ.)

Hiroshi Kurikami (Kyoto Univ.)

Masakazu Chijimatsu (HAZAMA)

# *Up-scaling for large-scale performance assessment*

- Model considering all fractures
- Crack tensor theory
  - => Geometric properties ( $F_{ijkl}$ ,  $F_{ij}$ ,  $P_{ij}$ ) dependent on fracture length
- Barton and Bandis model
  - => Mechanical stiffness of fracture ( $K_s$ ,  $K_n$ ) dependent on fracture length

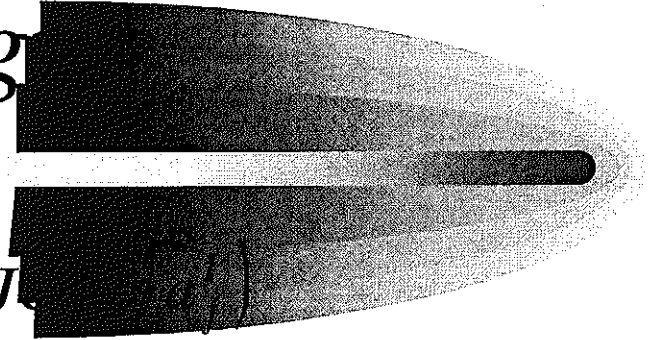
# Dependency of $JRC$ and $JCS$ on fracture length

- $JRC$  and  $JCS$  dependent on the fracture length

$$JRC_n = JRC_{300} \frac{L_n^{-0.02JRC_{300}}}{300}$$

$$JCS_n = JCS_{300} \frac{L_n^{-0.03JCS_{300}}}{300}$$

# $K_s$ and $K_n$ dependency on the fracture length



$$K_{ni}^I = -7.15 + 1.75JRC_n^I + 0.02(JCS_n^I)$$

$$a_j^I = \frac{JRC_n^I}{5} \left( 0.2 \frac{UCS}{JCS_n^I} - 0.1 \right)$$

$$K_n^I = K_{ni}^I \left[ 1 - \frac{\sigma_n^I}{V_m K_{ni}^I + \sigma_n^I} \right]^{-2}$$

$\sigma_n^I$  is the vertical stress at 500m depth

$$K_s^I = \frac{100}{L^I} \sigma_n^I \tan \left[ JRC_n^I \log_{10} \left( \frac{JCS_n^I}{\sigma_n^I} \right) + \phi_r^I \right]$$

# Dependency of Elastic compliance of fracture system on fracture length

$$F_{ijkl}^I = \frac{1}{V_r} \frac{\pi}{4} L^3 n_i^I n_j^I n_k^I n_l^I \quad h^I = K_n^I L^I, \delta = K_s^I L^I$$

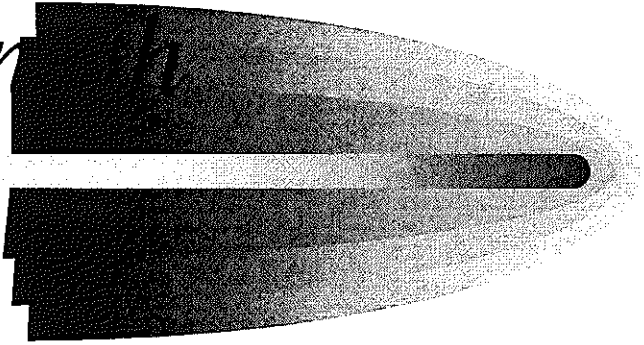
$$C_{ijkl} = \sum_I \left( \frac{1}{h^I} - \frac{1}{g^I} \right) F_{ijkl}^I + \frac{1}{4g^I} \left( \delta_{ik} F_{jl}^I + \delta_{jk} F_{il}^I + \delta_{il} F_{jk}^I + \delta_{jl} F_{ik}^I \right)$$

$$P_{ij}^I = \frac{1}{V_r} \frac{\pi}{4} L^{I2} n_i^I n_j^I$$

$$k_{ij} = \sum_I \frac{1}{12} e^{I3} \left( P_{kk}^I \delta_{ij} - P_{ij}^I \right)$$



# Probability Function of Fracture Length



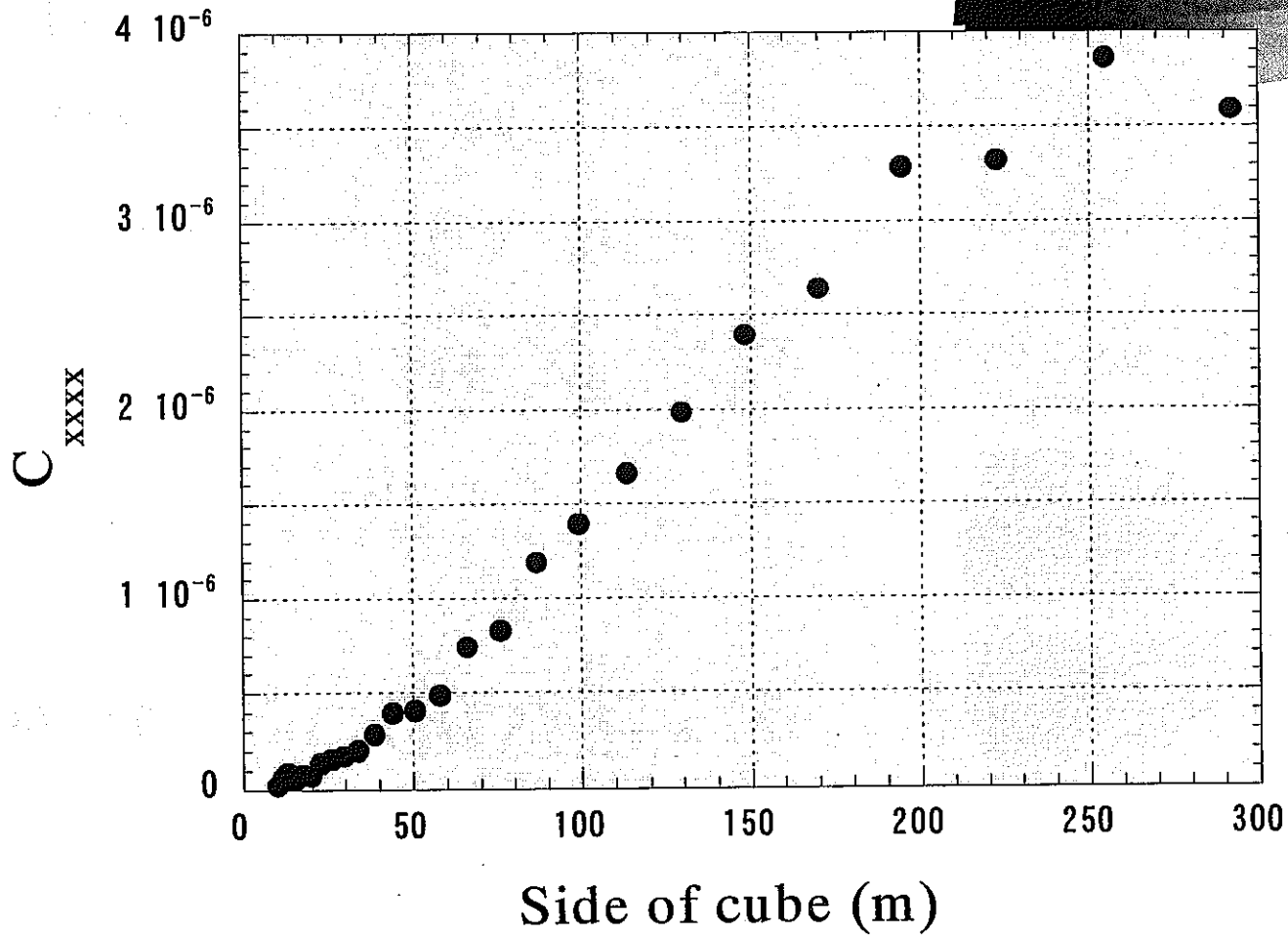
$$f(L) = \frac{4 \times 10^6}{7653570} L^{-2.2}$$

$$P(L) = \int_{0.5}^L f(L) dL = \frac{4 \times 10^6}{7653570} \left[ -\frac{1}{1.2} L^{-1.2} \right]_{0.5}^L$$
$$= \frac{4 \times 10^6}{7653570} \left( -\frac{1}{1.2} \right) (L^{-1.2} - 0.5^{-1.2})$$

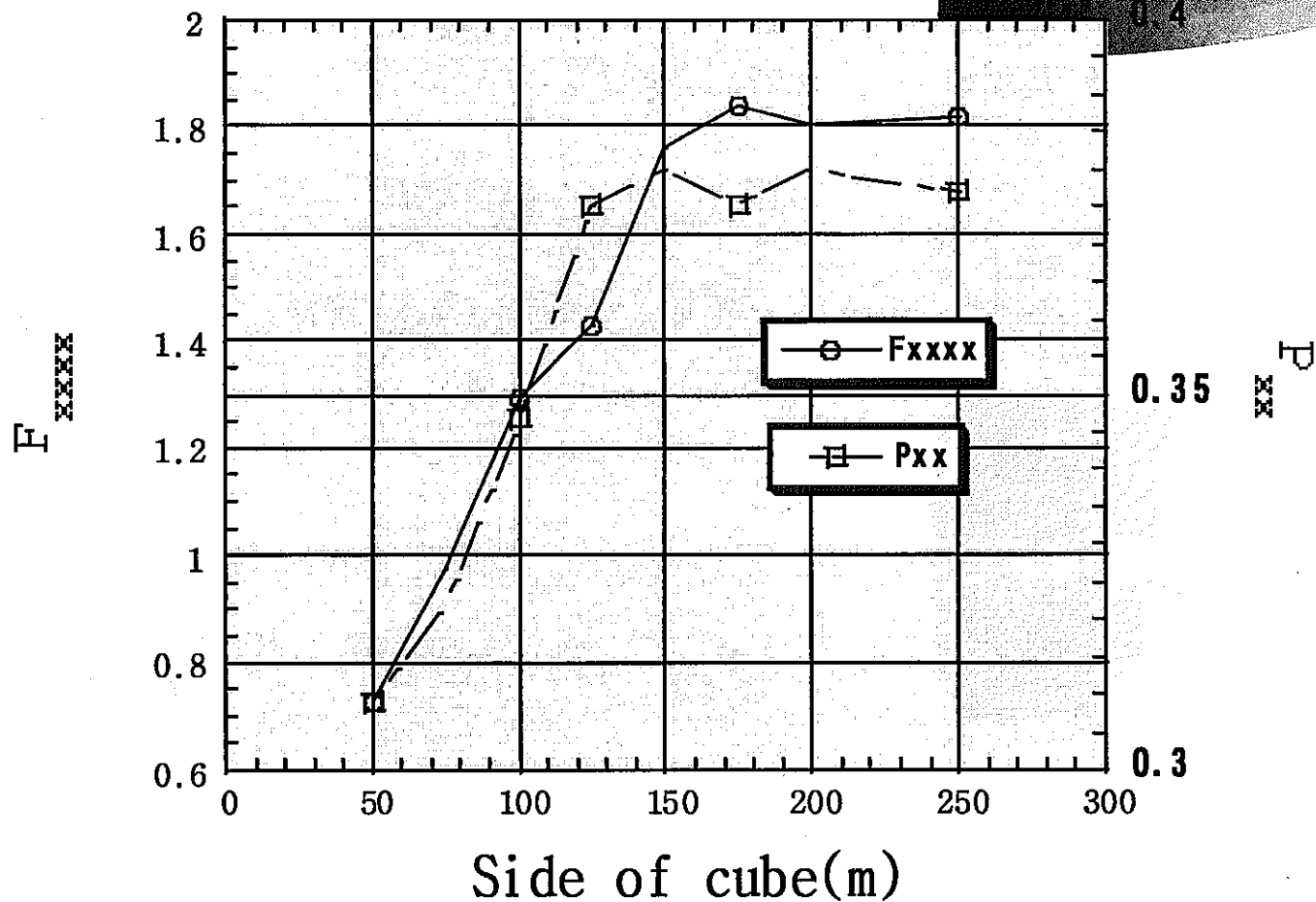
# Model Considering All Fractures

- $L_{min} = 0.5$  m
- $L_{max} = 250$  m
- Number of fractures for different volume;  
 $(D(L_{min}) - D(L_{max})) \times \text{volume}(m^3)$
- $D(L) = 2.4 L^{-1}$  ( $m^{-1}$ )
- Probability is 0 to 1;  $P(L_{max}) - P(L_{min})$
- Aperture is constant for all fractures

# Result of Model Considering All Fracture Length



# Result of Model Considering All Fracture Length

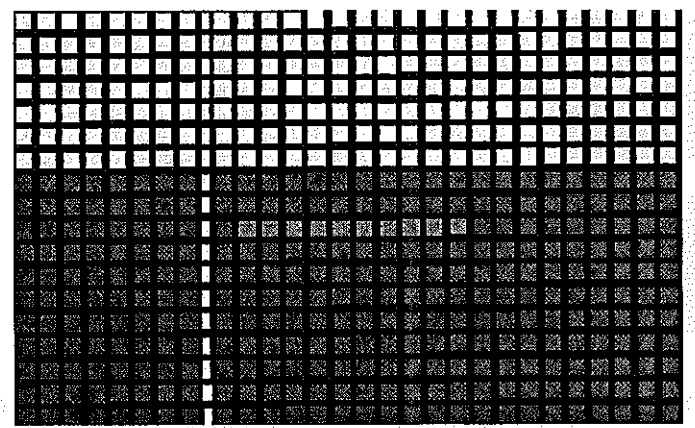
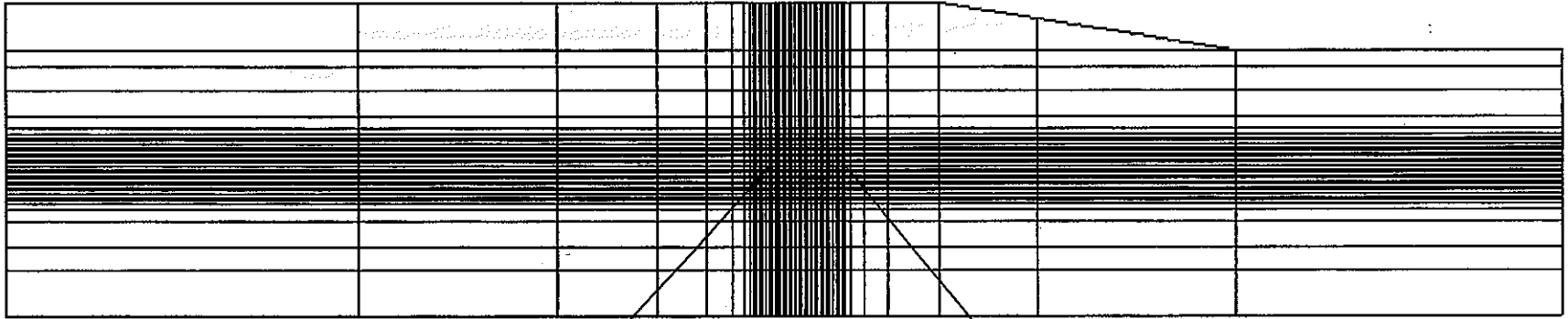


## Up-scaled Properties

- $C_{xxxx}$  is converged at 250m model scale.
  - $P_{ij}$  is converged at 150m
- => Elastic compliance and permeability tensors by Crack tensor for the cube of 250m are used for the BMT2 analysis

# Finite Element Mesh

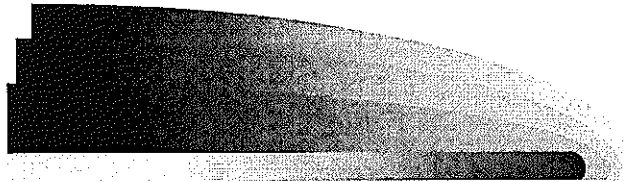
JNC TJ8400 2002-021



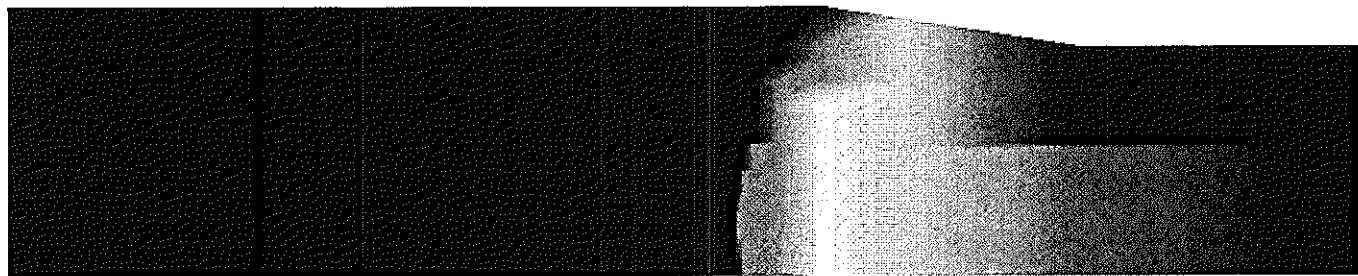
# *Case that only the bottom heat flux is applied from the bottom boundary*

- Bottom heat flux is set  $0.05 \text{ W/m}^2$ .
- Steady state





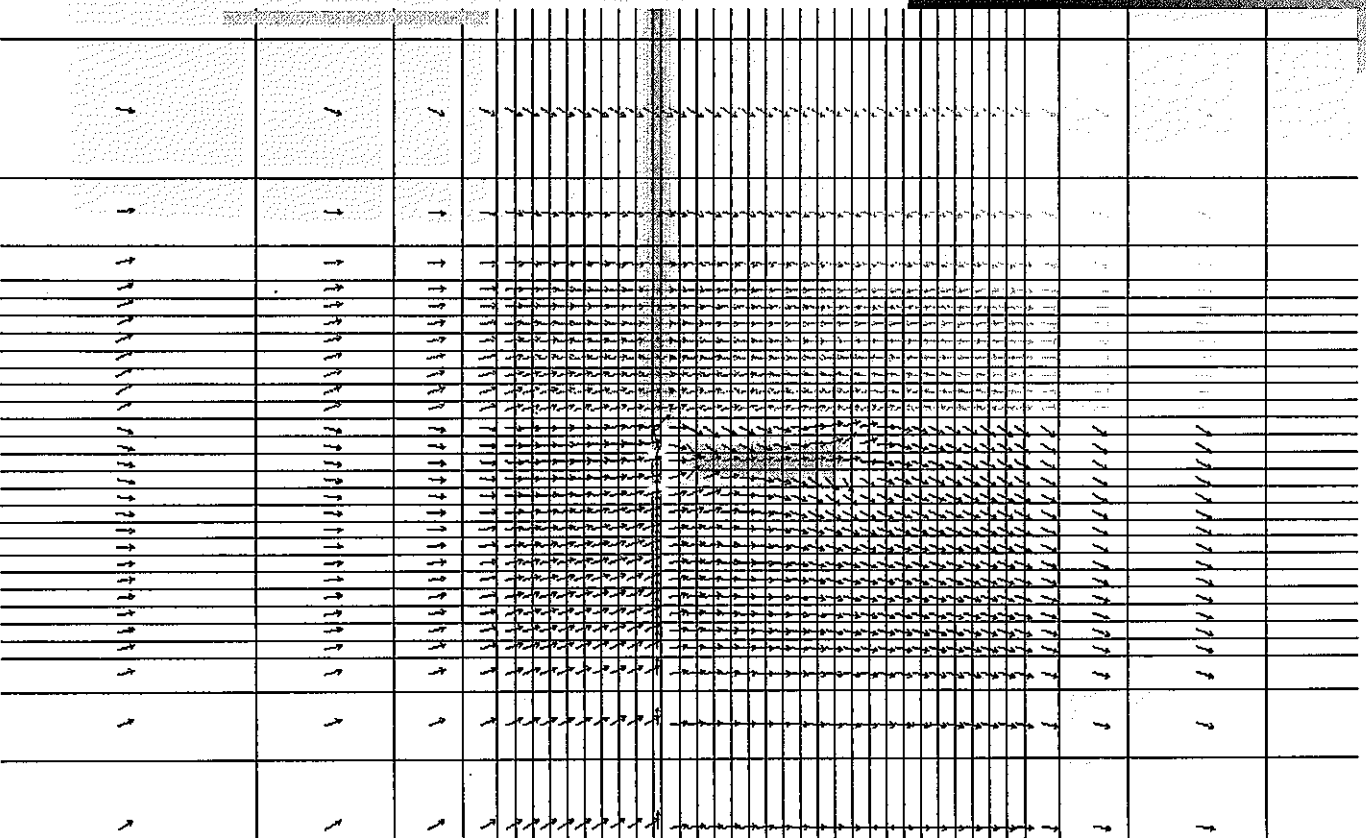
1000  
980  
960  
940  
920  
900  
880



Total potential distribution



# Velocity distribution around the repository

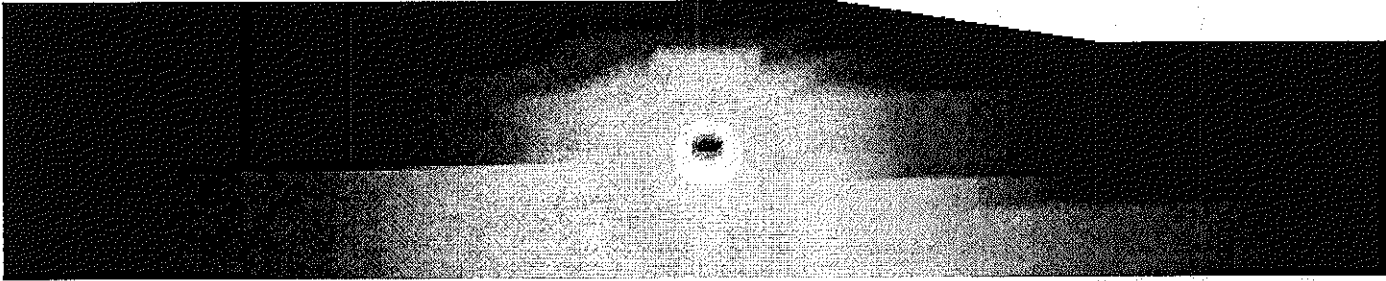


*Case in which the bottom flux and heat generation of repository is considered*

- Thermal condition at repository element  
 $1000(\text{W}) \times 60(\text{canisters}) / (100 \times 100 \times 10)(\text{m}^3)$   
 $\times (\text{Length of element}(\text{m}))$
- Steady state

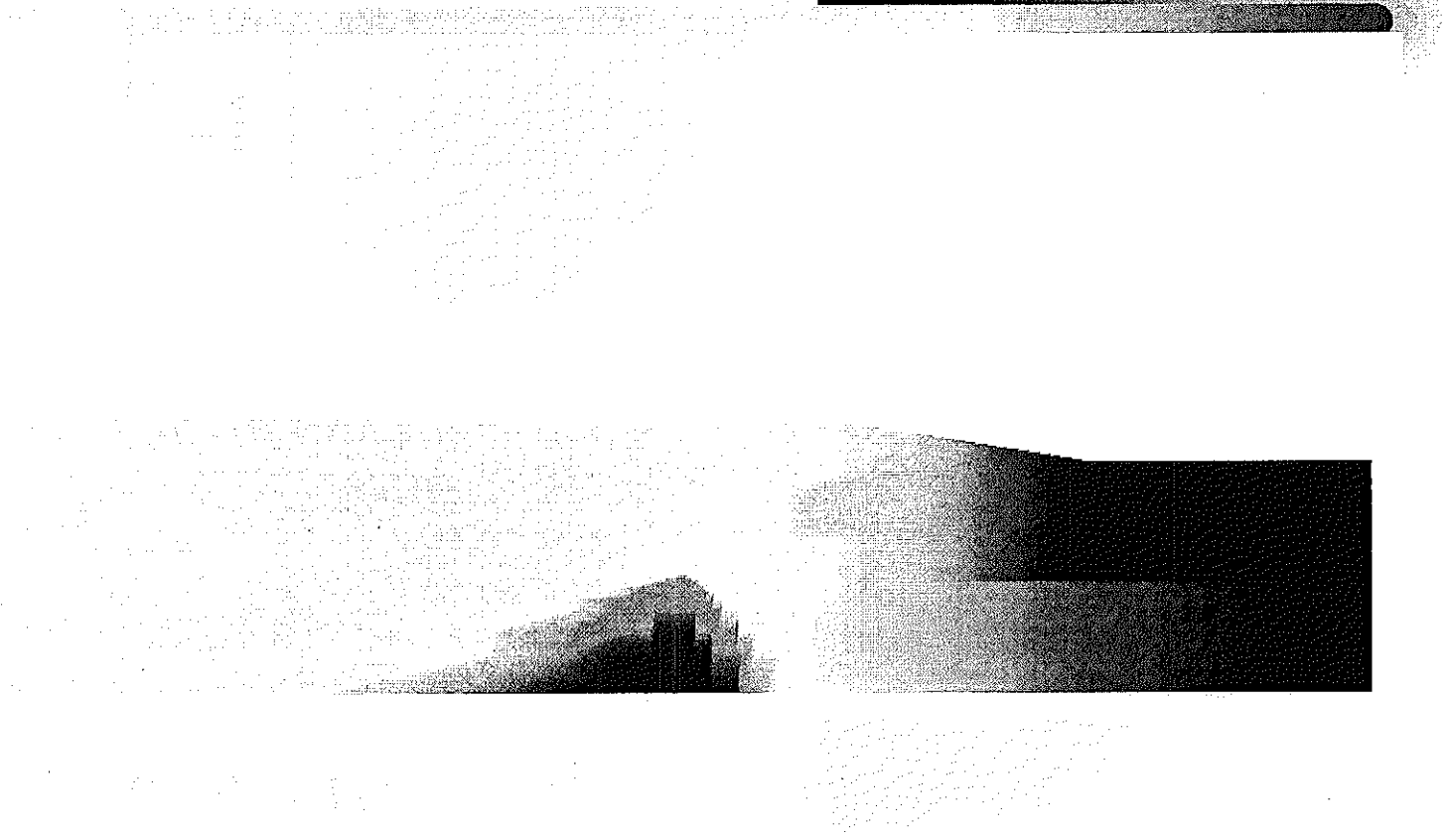
# Temperature distribution

463  
427  
391  
355  
319  
283

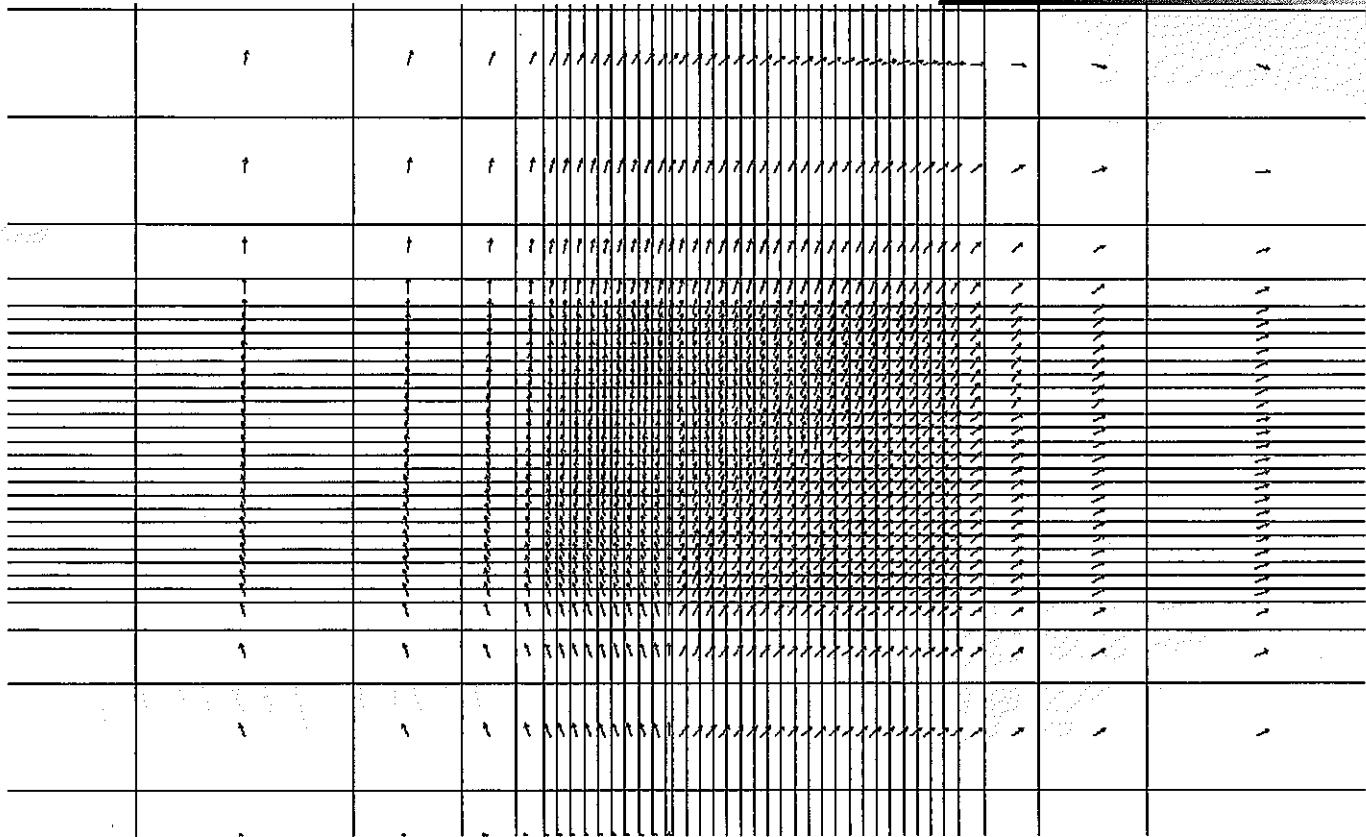


# Total potential distribution

1040  
1012  
983  
955  
926  
898



# Velocity distribution around repository



## *Present and remained work of Task team*

- Transient analysis for 100,000 y  
=> Full or partially one-way coupling analysis
- Make the program to calculate the trajectory  
=> 3-D program has to be changed to 2-D one
- Examination of treatment of particle tracking  
=> Heterogeneity of properties for up-scaled field

付録 - 3

DECOVALEX TASK1 Task Force

Meeting 報告資料

# DECOVALEX III Task 1 Part B

Bentonite model for simulation

Masakazu CHIJIMATSU (Hazama Corp.)

Hiroshi KURIKAMI (Kyoto Univ.)



# Thermal property

Specific heat [J/kg°C]

$$(\rho C)_m = (1 - n)\rho_s C_s + n S_r \rho_w C_w$$

$C_s$ ; Specific heat of solid  
 $= 1.38T + 732.5$

$C_w$ ; specific heat of water

$n$ ; Porosity

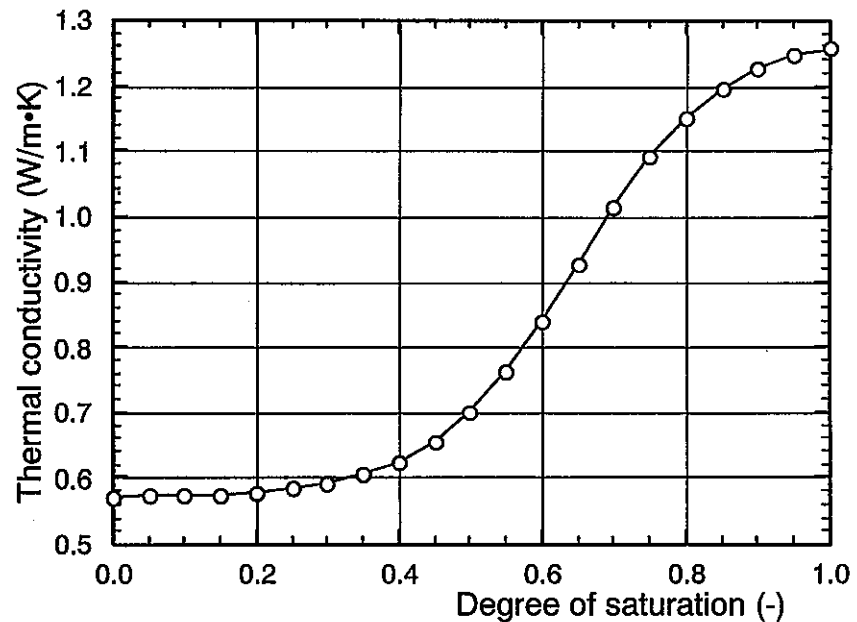
$S_r$ ; Degree of saturation

$\rho_s$ ; Density of solid

$\rho_w$ ; Density of water

Thermal conductivity [W/m°C]

$$\lambda = 1.28 - \frac{0.71}{1 + e^{(S_r - 0.65) / 0.10}}$$



# Hydraulic property (1)

Hydraulic conductivity

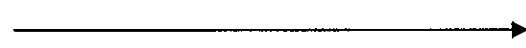
$$k \text{ [m/s]}$$

$$\log(k) = -6.00\rho_d - 4.09$$

$$(\rho_d = 1.30 - 1.47 \text{ g/cm}^3)$$

$$\log(k) = -2.96\rho_d - 8.57$$

$$(\rho_d = 1.47 - 1.84 \text{ g/cm}^3)$$



$$K = \frac{\mu k}{\rho g}$$

$\mu$ ; Viscosity of water

$$\mu(25^\circ\text{C}) = 0.893 \times 10^{-3} \text{ Pa}\cdot\text{s}$$

$\rho$ ; Density of water

$$\rho(25^\circ\text{C}) = 997.04 \text{ kg/m}^3$$

$g$ ; Acceleration of gravity

Intrinsic permeability

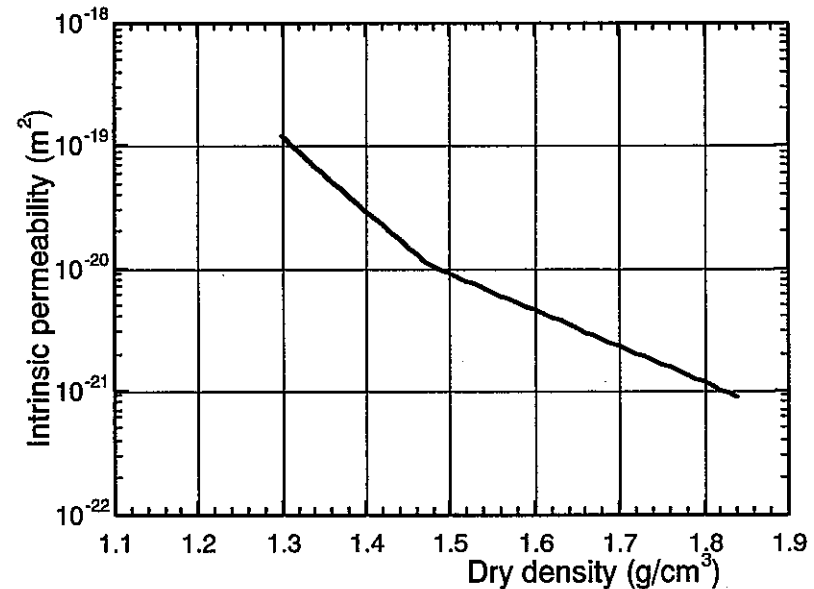
$$K \text{ [m}^2\text{]}$$

$$\log(K) = -6.00\rho_d - 11.13$$

$$(\rho_d = 1.30 - 1.47 \text{ g/cm}^3)$$

$$\log(K) = -2.96\rho_d - 15.61$$

$$(\rho_d = 1.47 - 1.84 \text{ g/cm}^3)$$



# Hydraulic property (2)

Relative permeability

$$k_r = S_r^n$$

Test	Value of $n$
Water infiltration in small teflon cells	4.64
Water infiltration in bentonite in contact with granite	3.50
Heat and water flow experiment 1	3.06
Heat and water flow experiment 2	1.10
Heat and water flow experiment 3	1.68
<b>Simulation for above experiments</b>	<b>3.0</b>

# Hydraulic property (3)

## Water retention curve

$$\frac{S_r - S_{rmin}}{S_{rmax} - S_{rmin}} = \left[ 1 + (s/P_o)^{\frac{1}{1-\lambda}} \right]^{-\lambda}$$

Path	$\rho_d$ range	$P_o$	$\lambda$	$S_{rmin}$	$S_{rmax}$
Wetting	1.70-1.75	90.0	0.45	0.00	1.00
	<b>1.60-1.65</b>	<b>30.0</b>	<b>0.32</b>	<b>0.10</b>	<b>1.00</b>
	1.58-1.59	4.5	0.17	0.00	1.00
Drying	1.70-1.75	180.0	0.62	0.00	1.00
	1.58-1.59	30.0	0.15	0.00	1.00

# Hydraulic property (4)

## Water retention curve

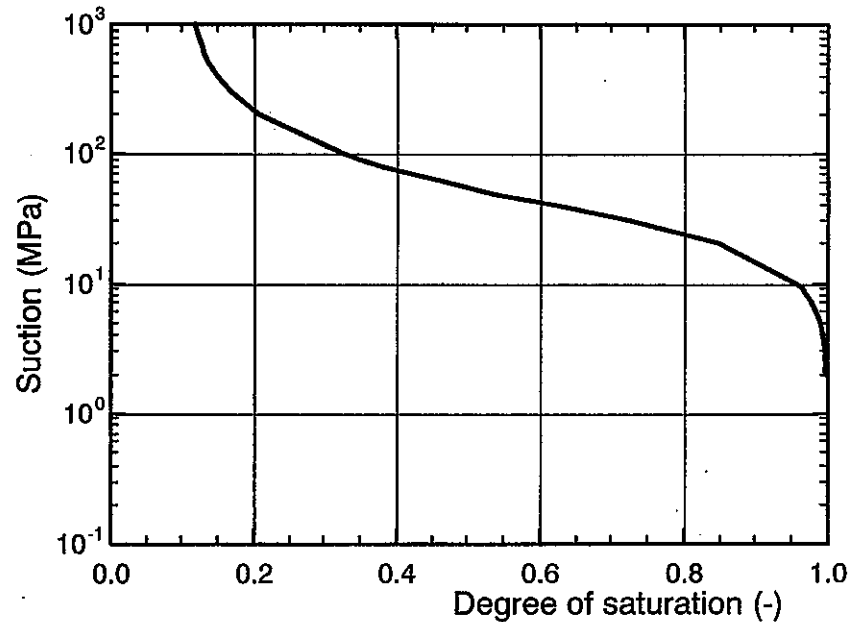
$$\frac{S_r - S_{rmin}}{S_{rmax} - S_{rmin}} = \left[ \frac{1}{1 + (\alpha s)^n} \right]^{1-\frac{1}{n}}$$

$$\alpha = 0.033 \text{ (1/MPa)}$$

$$n = 2.125 \text{ (-)}$$

$$S_{rmin} = 0.10$$

$$S_{rmax} = 1.00$$

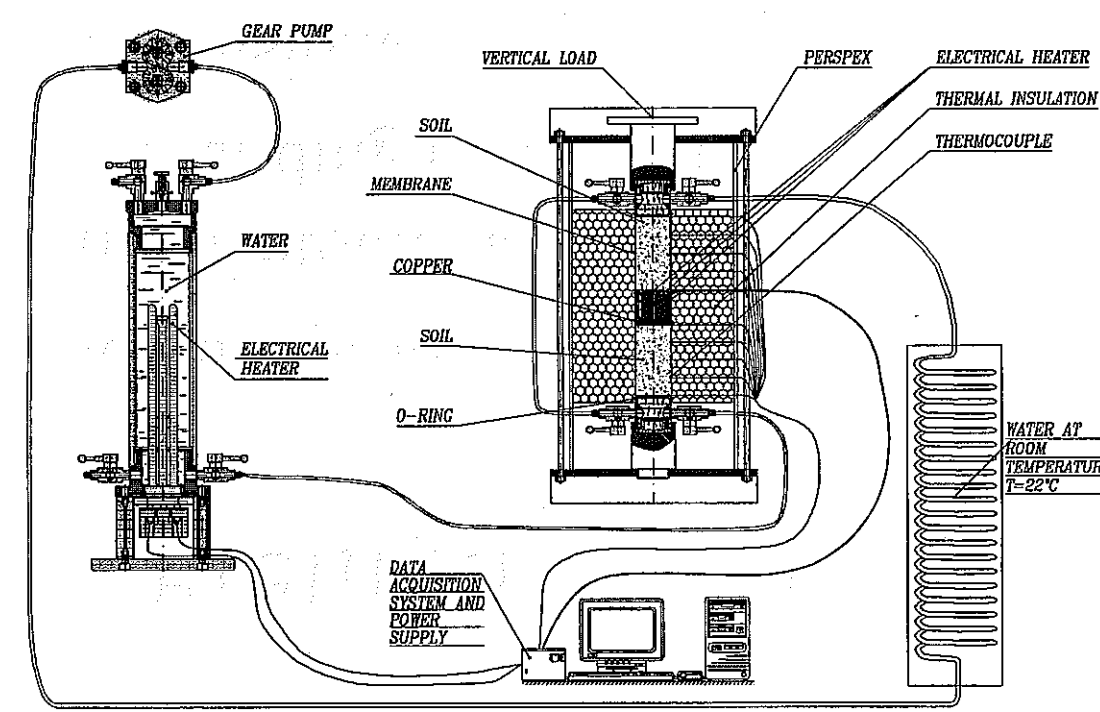


# Hydraulic property (5)

## Thermal water diffusivity

Thermal water diffusivity will be determined by back analysis of laboratory test.

This work is not finished yet.

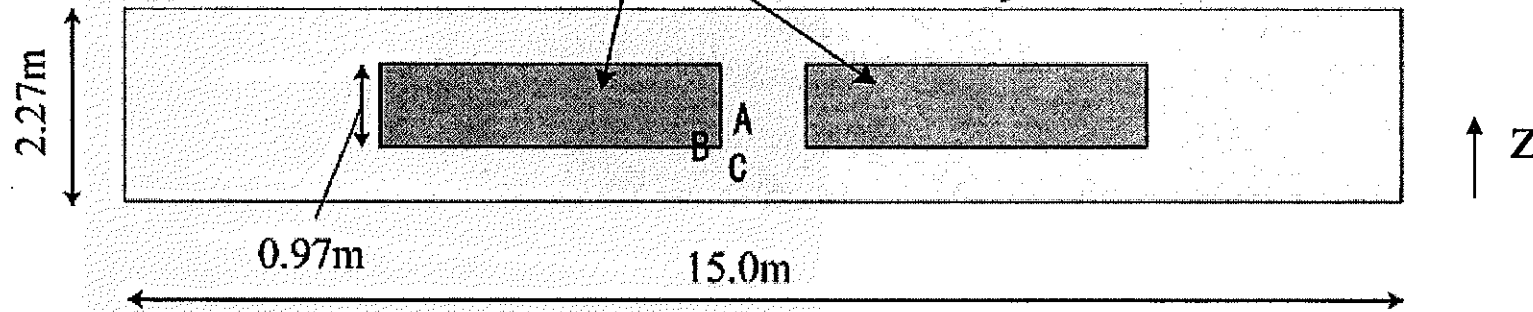


# Preliminary analyses

- TH coupling problem was focused on.
- Only the bentonite and the heaters were modeled. The surrounding rocks were not considered.
- Two dimensional model was used because of its simplicities.
- The purposes were to check the analytical possibility of THAMES and to get a rough estimate.

# Analytical conditions

Each heater provides 1200W constantly. Hydraulic potential is fixed 500m.  
Temperature is fixed 40°C.



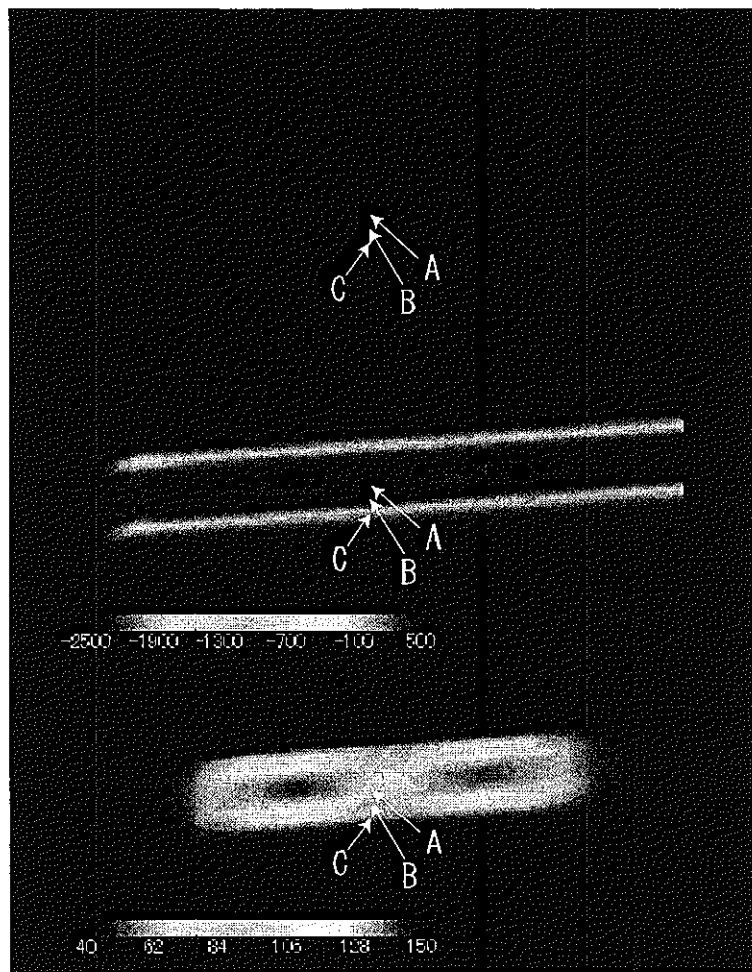
(6) 8-44

## Initial conditions

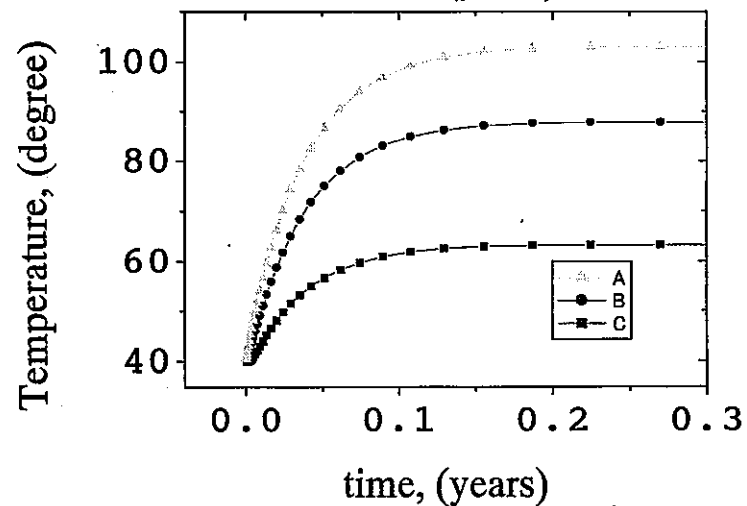
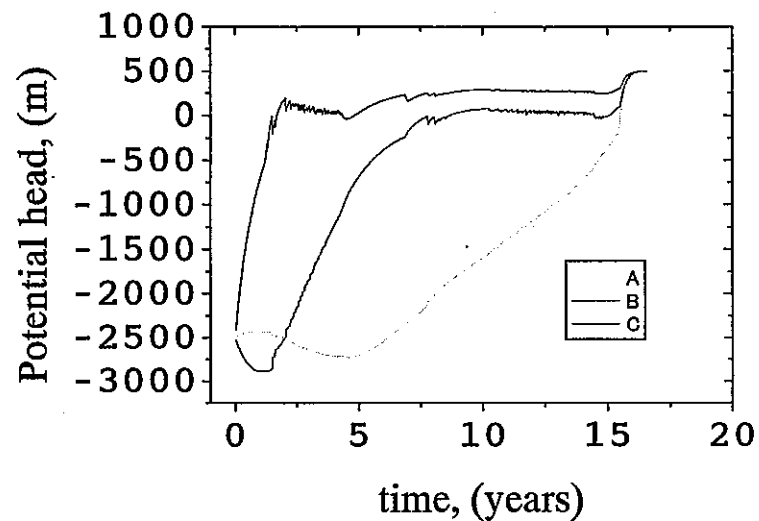
- Suction is set 2500m(water content is about 13.5%).
- Temperature is set 40°C



# Result of simulation



245 days after the heating



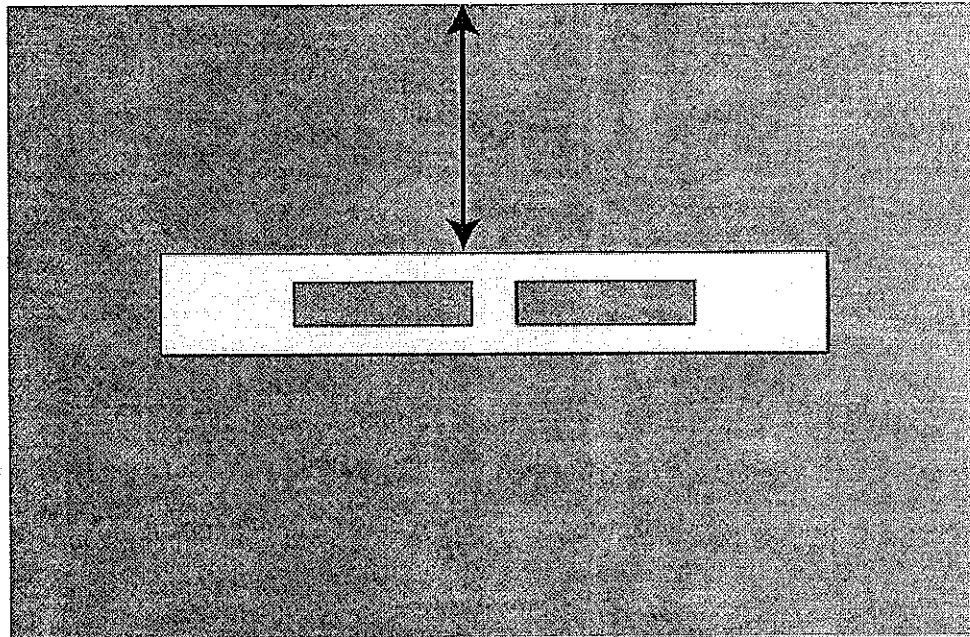
Time histories

# Future studies

- Decision of the boundary conditions
- Inclusion of Mechanical behavior in 2D model
- Three dimensional analysis

- The surrounding rocks are modeled as homogeneous media in Part B.
- The surrounding rocks are modeled as heterogeneous media in Part C.

Boundary should be set  
not to affect the temperature distributions.



Temperature and hydraulic potential head are fixed on the surrounding boundaries. However, it is difficult to set initial hydraulic condition of surrounding rocks.

付録 - 4

DECOVALEX TASK3 BMT1 Workshop

報告資料

# Current status of Task3 BMT1

## Scoping calculation for the near-field of a repository

Masakazu CHIJIMATSU  
Hiroshi KURIKAMI

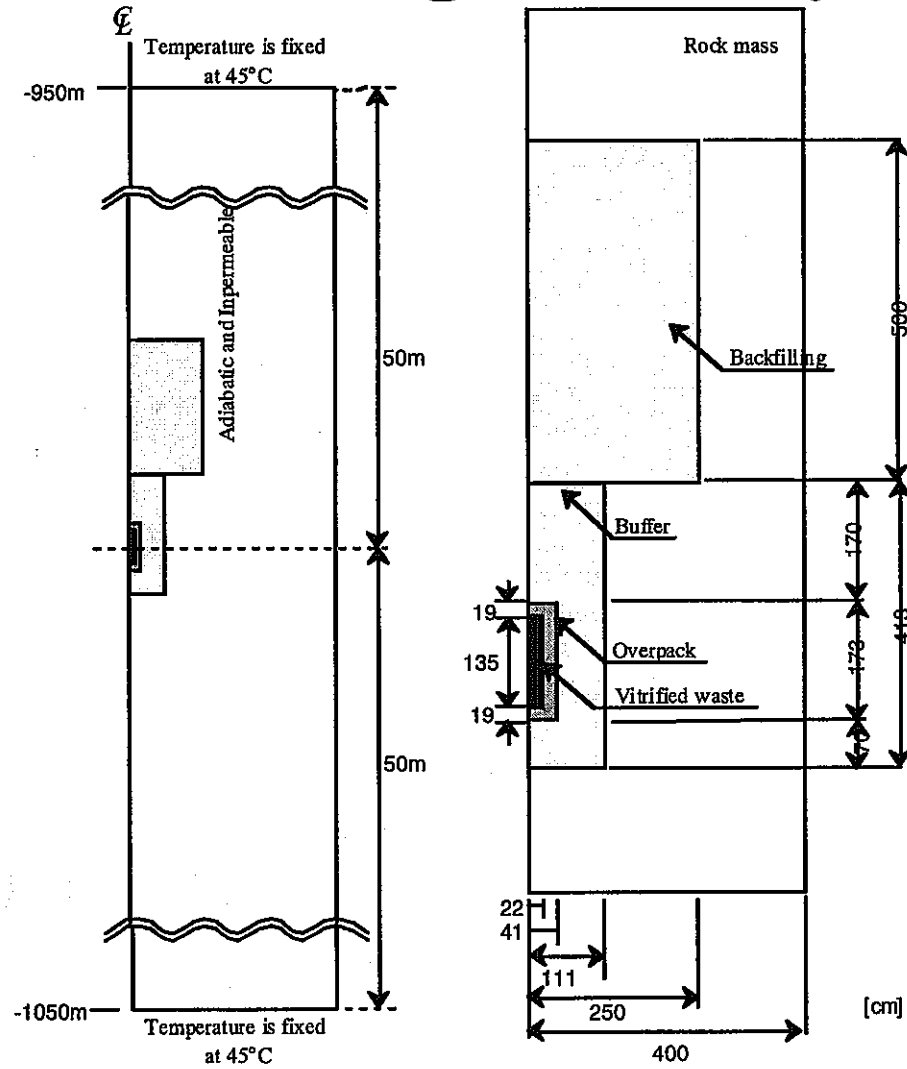
# Presentation

- Results of preliminary analysis by 2D model
- Current status of scoping calculation by 3D model

# Preliminary analysis

- Comparison between TH and T or H analysis
- Numerical code ; THAMES
- 2D axisymmetric analysis
- Analysis case; F0
- Excavation of drift -> Emplacement of EBS

# Model geometry





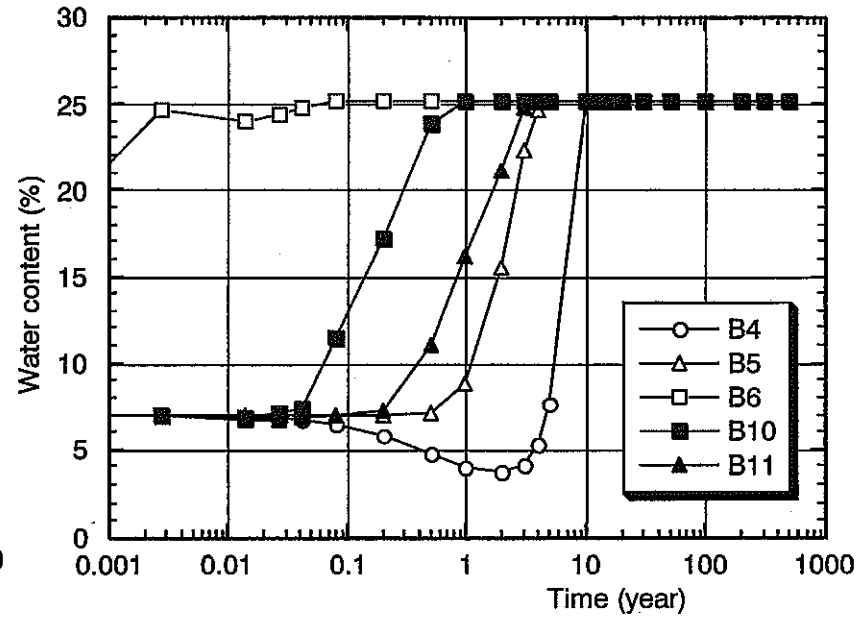
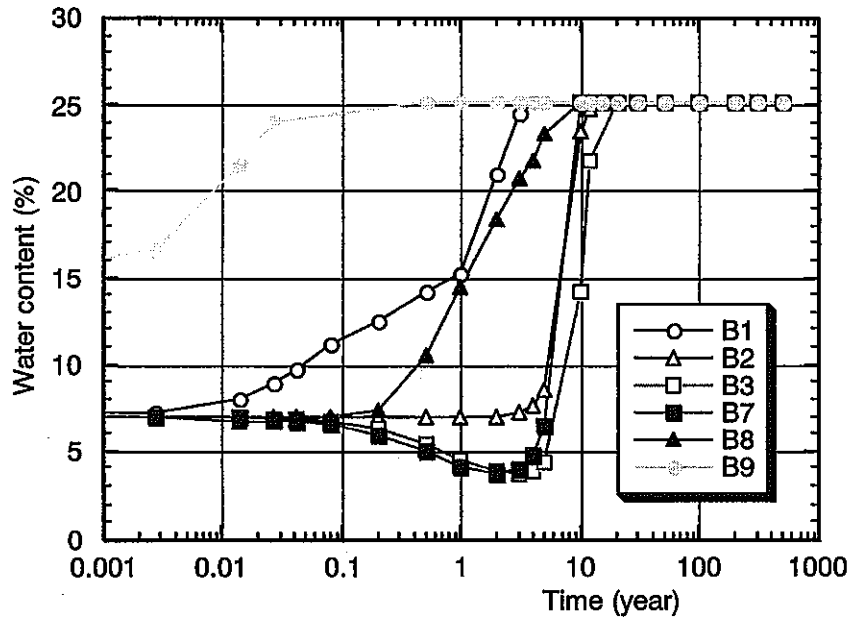
# Analysis case

Intrinsic permeability of rock mass ( $m^2$ )	TH	T	H
$10^{-14}$	Case14TH		Case14H
$10^{-15}$	Case15TH		Case15H
$10^{-16}$	Case16TH		Case16H
$10^{-17}$	Case17TH		Case17H
$10^{-18}$	Case18TH	CaseT	Case18H
$10^{-19}$	Case19TH		Case19H
$10^{-20}$	Case20TH		Case20H
$10^{-21}$	Case21TH		Case21H
$10^{-22}$	Case22TH		Case22H

# Time history of water content

## Case 14TH

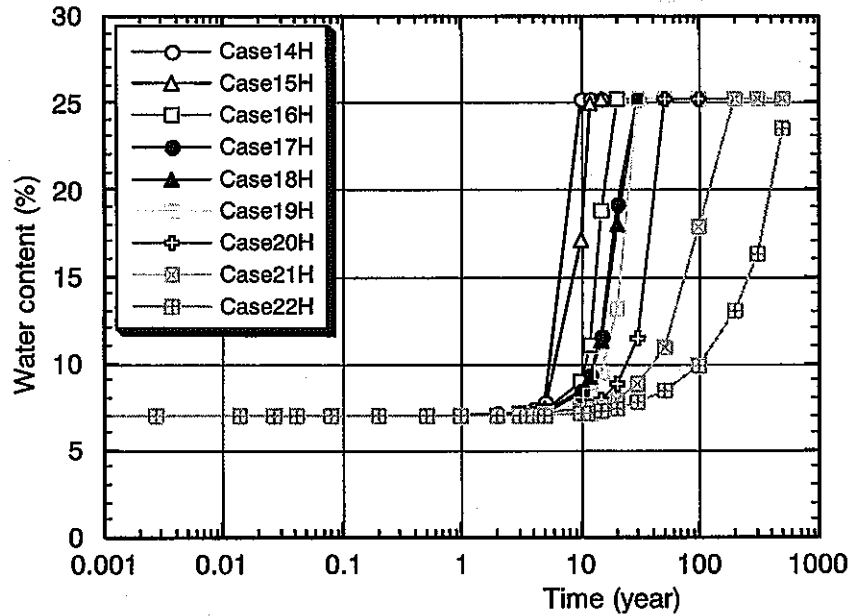
付-4 (6)



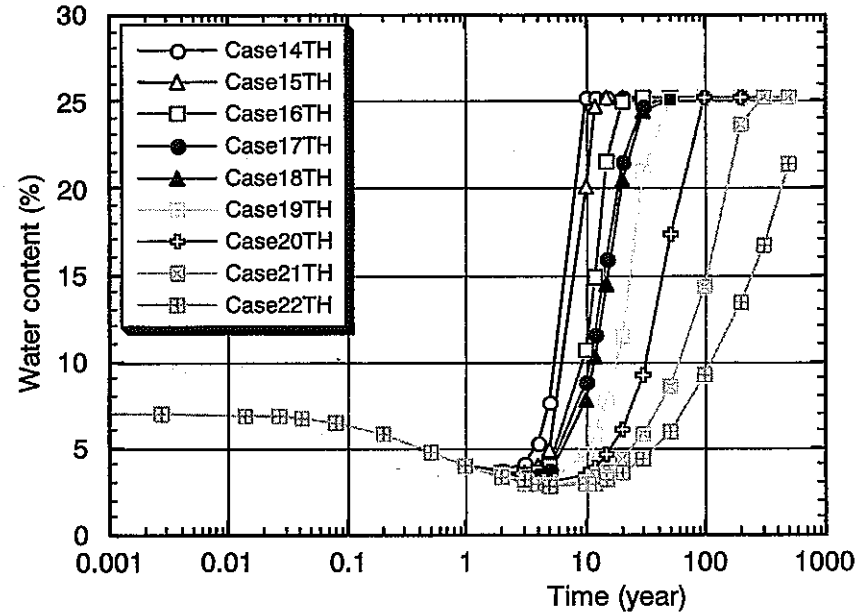
# Comparison of water content (1)

## Effect of intrinsic permeability of rock mass

付-4 (7)



H-analysis

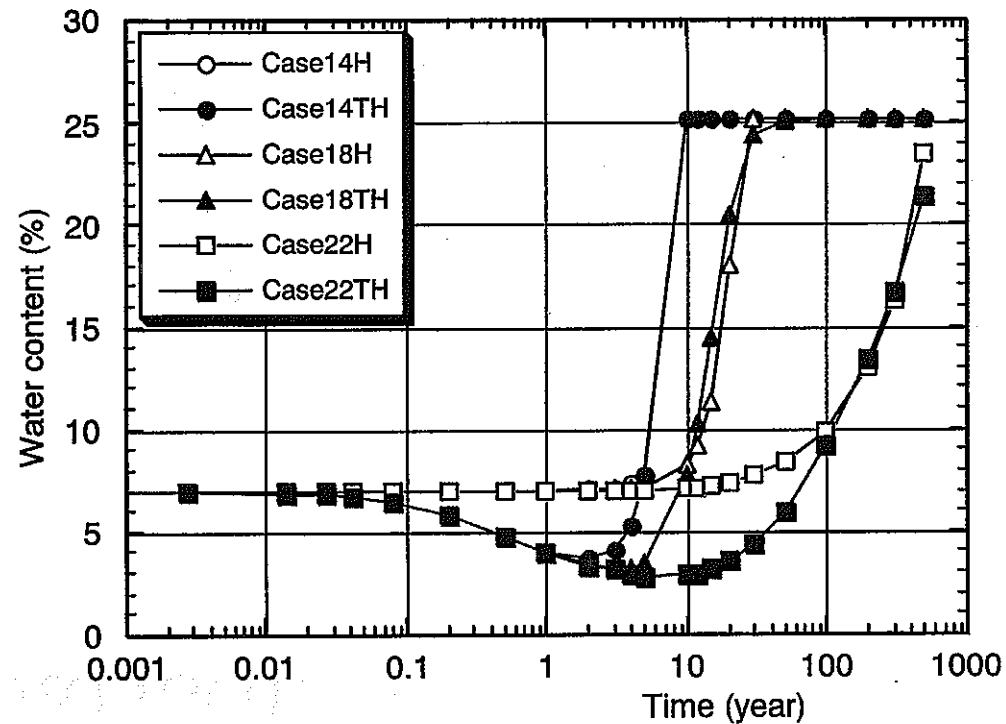


TH-analysis

Re-saturation time was long with decreasing of permeability of rock .

# Comparison of water content (2)

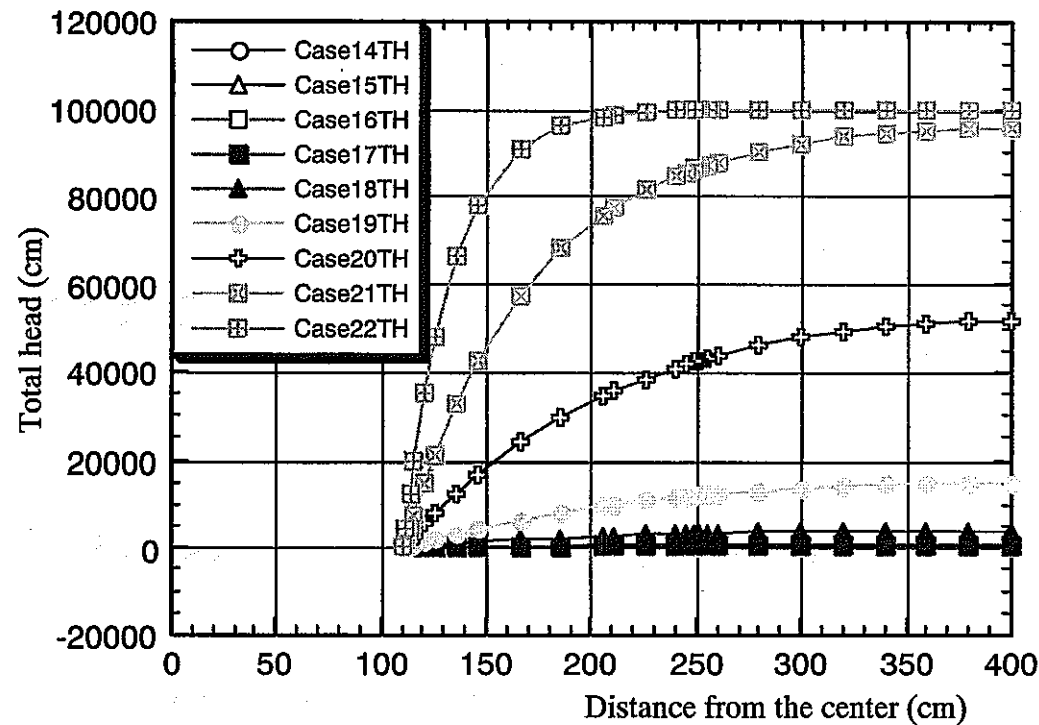
## Comparison between TH and H



Re-saturation times by TH analysis are almost the same with those by H analysis, when the permeability of rock mass is relatively high. However, when the permeability of rock mass is low, re-saturation time by TH analysis is longer than those by H analysis.

# Comparison of total head in the rock mass after the excavation

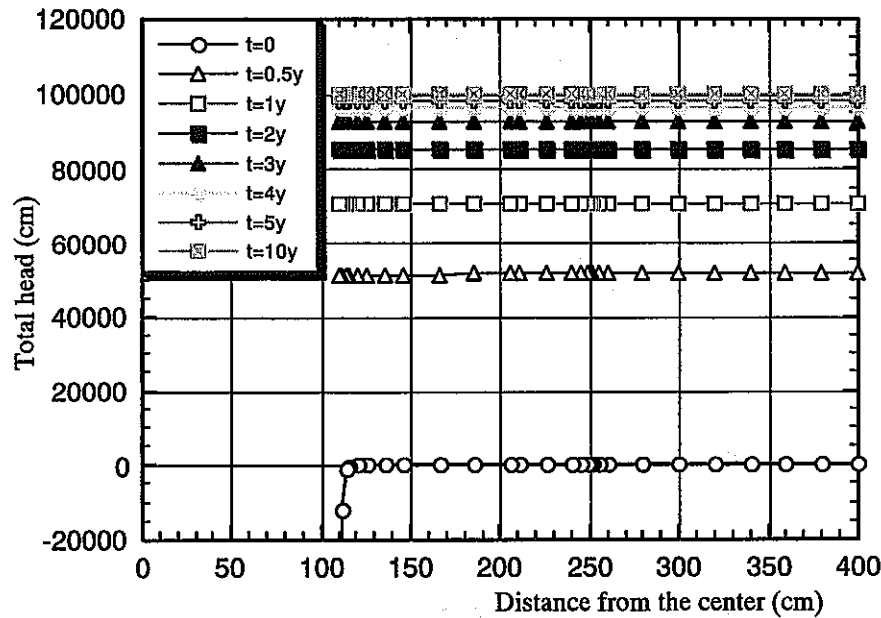
Effect of intrinsic permeability of rock mass



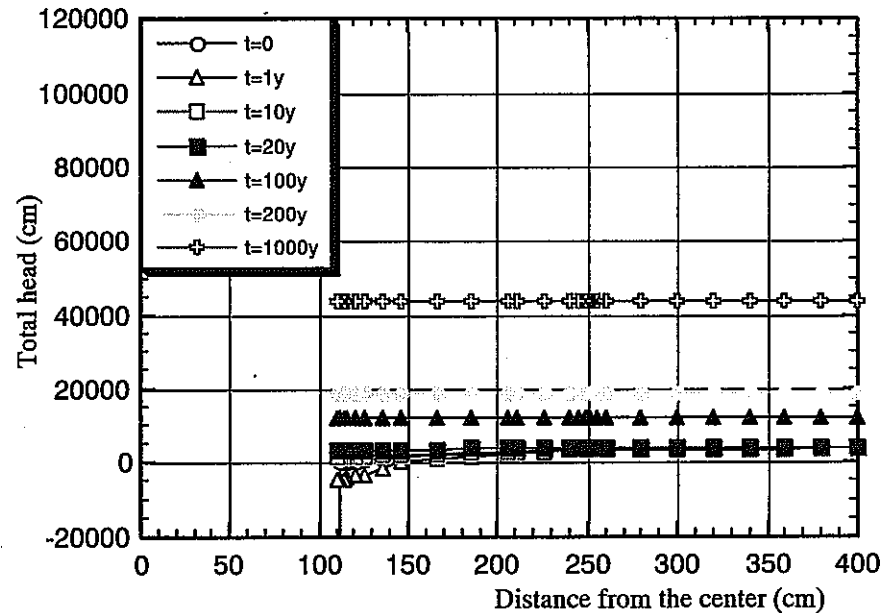
When the permeability of rock mass was relatively high, pore pressure in the rock mass was more decreased after the excavation of drift

# Total head change after the emplacement of EBS (1)

Fig-4 (10)



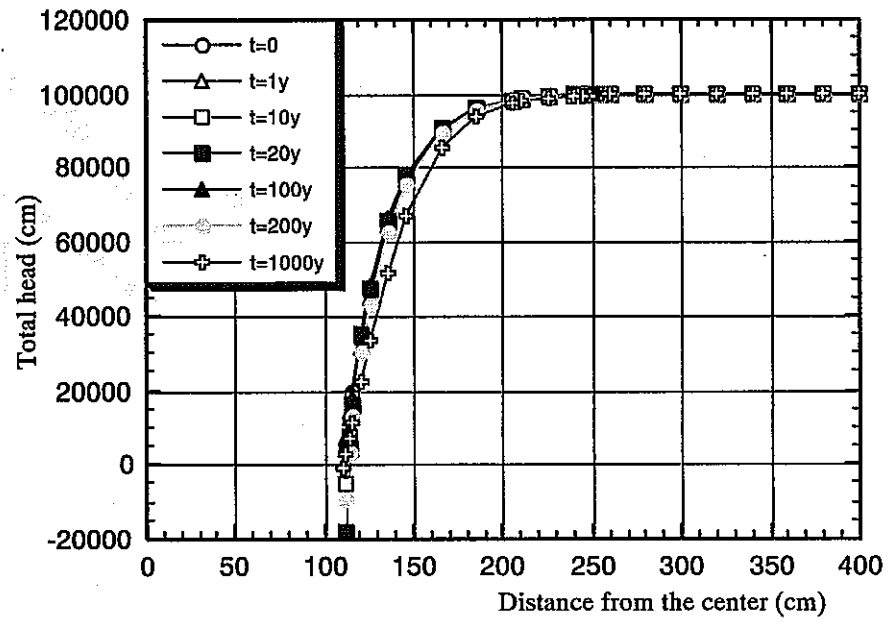
Case14TH



Case18TH

When the permeability of rock mass was relatively high, pore pressure in the rock mass was more decreased after the excavation of drift, but it recovered rapidly after the emplacement of EBS. On the other hand, when permeability was low, decreasing of pore pressure was small and recovery speed of pore pressure was very low. These phenomena affected the re-saturation time strongly.

# Total head change after the emplacement of EBS (2)

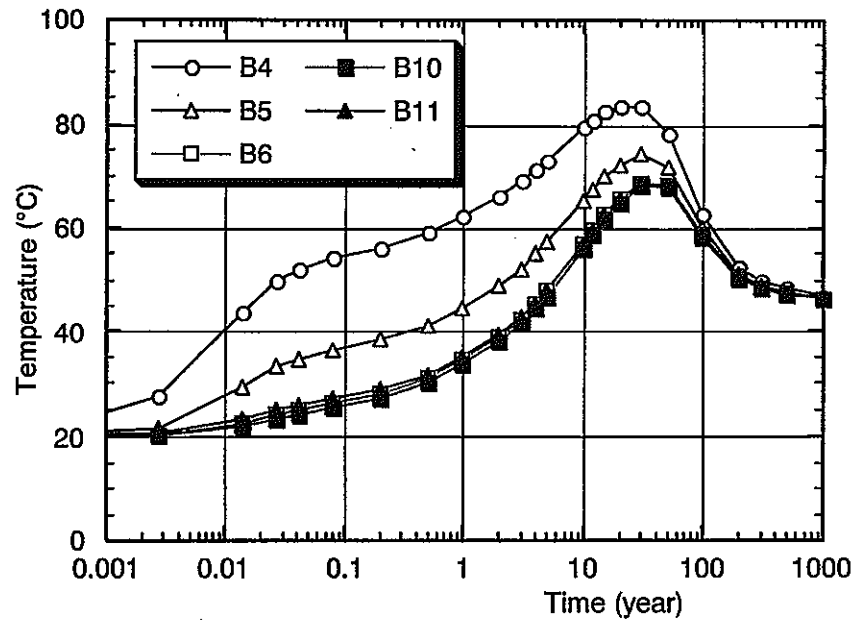
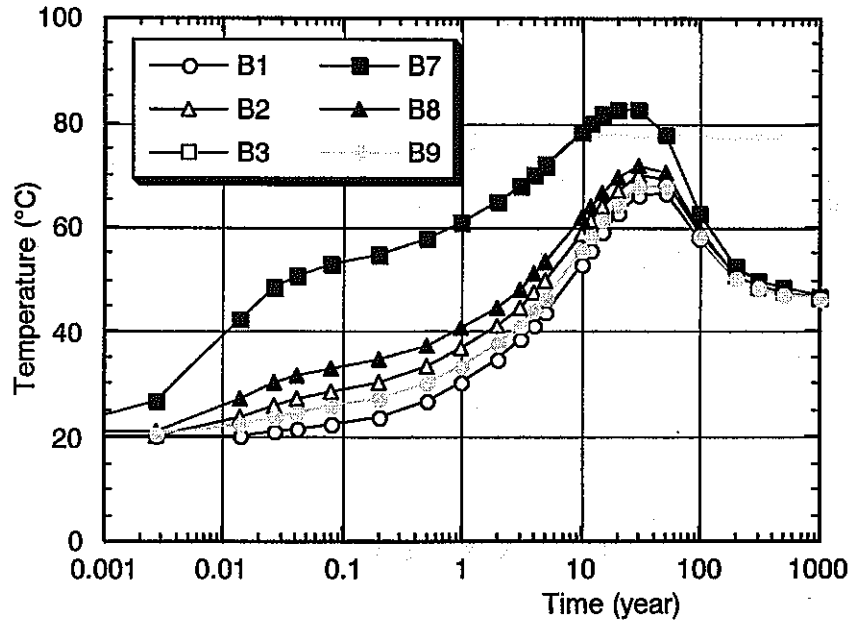


Case22TH

# Time history of temperature

## Case T

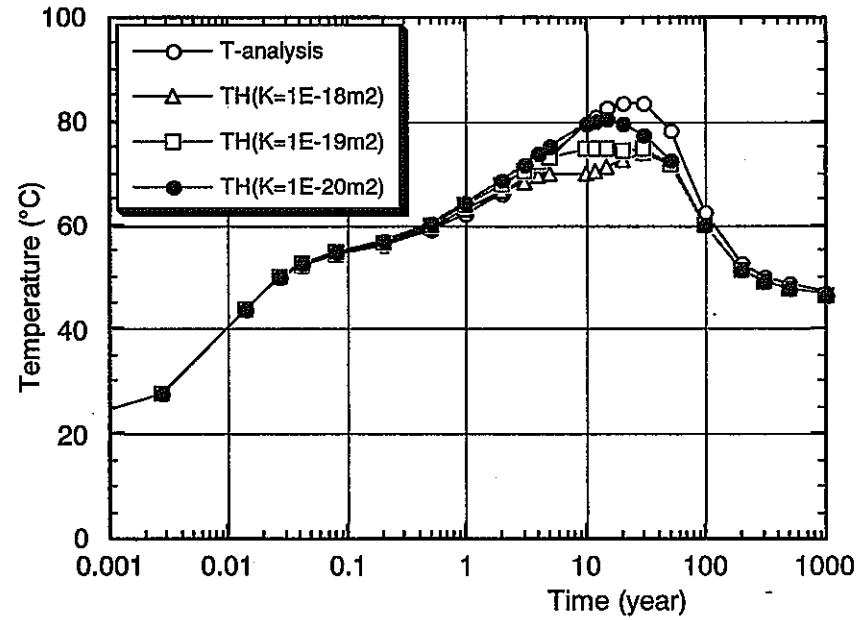
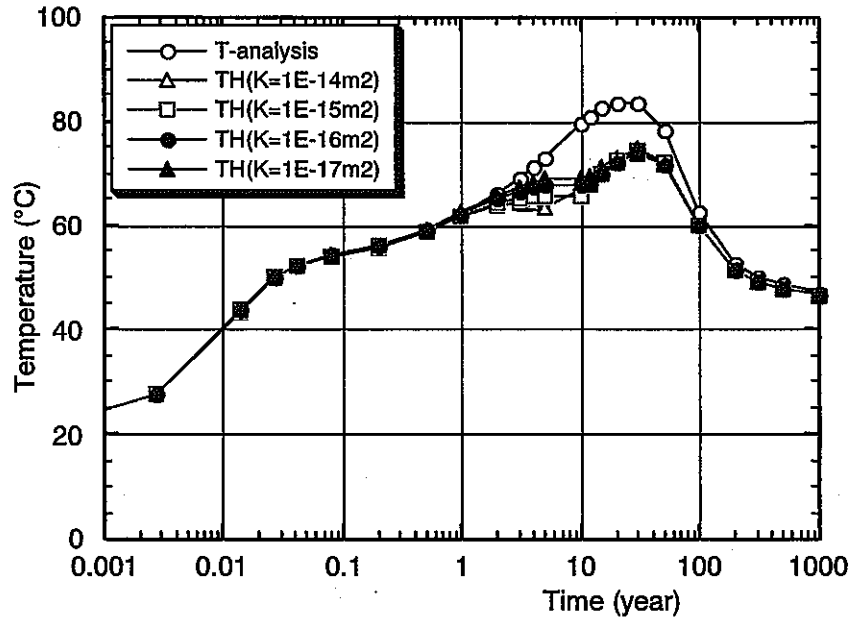
付-4 (12)





# Comparison of temperature

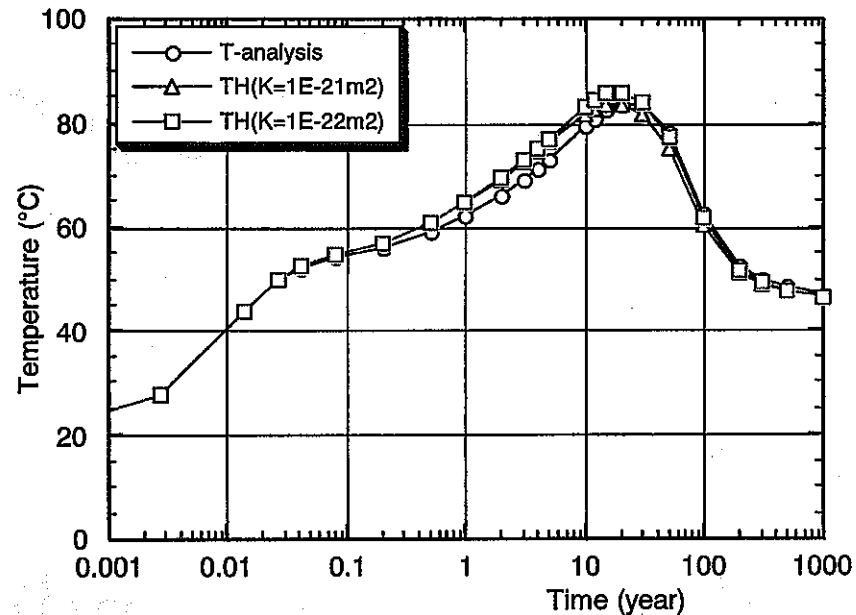
Effect of intrinsic permeability  $K$  of rock mass



$K(\text{rock}) > K(\text{buffer})$

# Comparison of temperature

## Effect of intrinsic permeability $K$ of rock mass



$$K(\text{rock}) < K(\text{buffer})$$

When the permeability of rock mass was higher than that of buffer, maximum temperature in the buffer predicted by the coupled TH analysis was lower than that by uncoupled T analysis.

# Summary from the preliminary 2D analysis (1)

- Re-saturation time was long with decreasing of permeability of rock .
- Re-saturation times by TH analysis are almost the same with those by H analysis, when the permeability of rock mass is relatively high. However, when the permeability of rock mass is low, re-saturation time by TH analysis is longer than those by H analysis.

# Summary from the preliminary 2D analysis (2)

- When the permeability of rock mass was relatively high, pore pressure in the rock mass was more decreased after the excavation of drift, but it recovered rapidly after the emplacement of EBS. On the other hand, when permeability was low, decreasing of pore pressure was small and recovery speed of pore pressure was very low. These phenomena affected the re-saturation time strongly.

# Summary from the preliminary 2D analysis (3)

- When the permeability of rock mass was higher than that of buffer, maximum temperature in the buffer predicted by the coupled TH analysis was lower than that by uncoupled T analysis.

# Analysis case by 3D model

## (1) Geometry (2 cases)

G1; F0 (No fracture)

G2; F1 (One fracture)

## (2) Bentonite property (3 cases)

B1; Sand mixture bentonite ( $B/S=7/3$ ,  $\rho_d=1.60\text{g/cm}^3$ )

B2; Granulated bentonite (OT-9607,  $\rho_d=1.65\text{g/cm}^3$ )

B3; Bentonite (Kunigel V1,  $\rho_d=1.80\text{g/cm}^3$ )

## (3) Permeability of rock (3 cases)

R1;  $K_0=10^{-17}\text{m}^2$  ( $n_0=4.17 \times 10^{-3}$ )

R2;  $K_0=10^{-18}\text{m}^2$  ( $n_0=3.15 \times 10^{-3}$ )

R3;  $K_0=10^{-19}\text{m}^2$  ( $n_0=3.00 \times 10^{-3}$ )

## (4) Effect of coupling (6 cases)

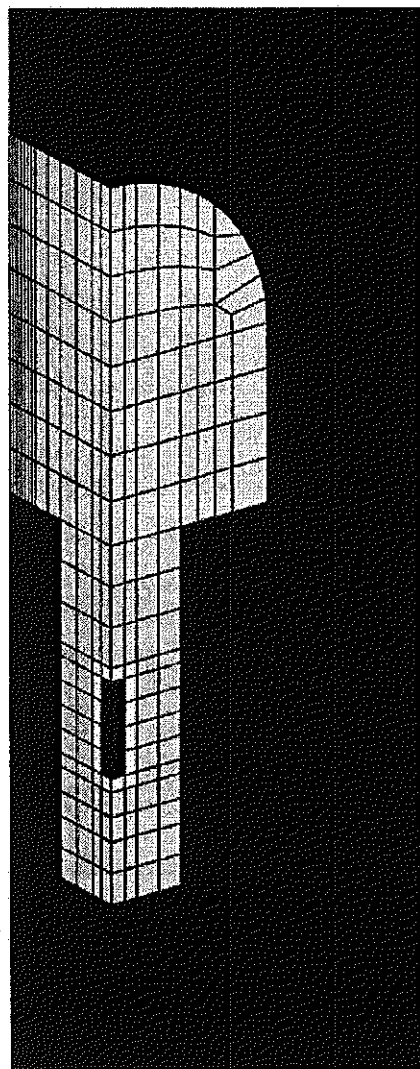
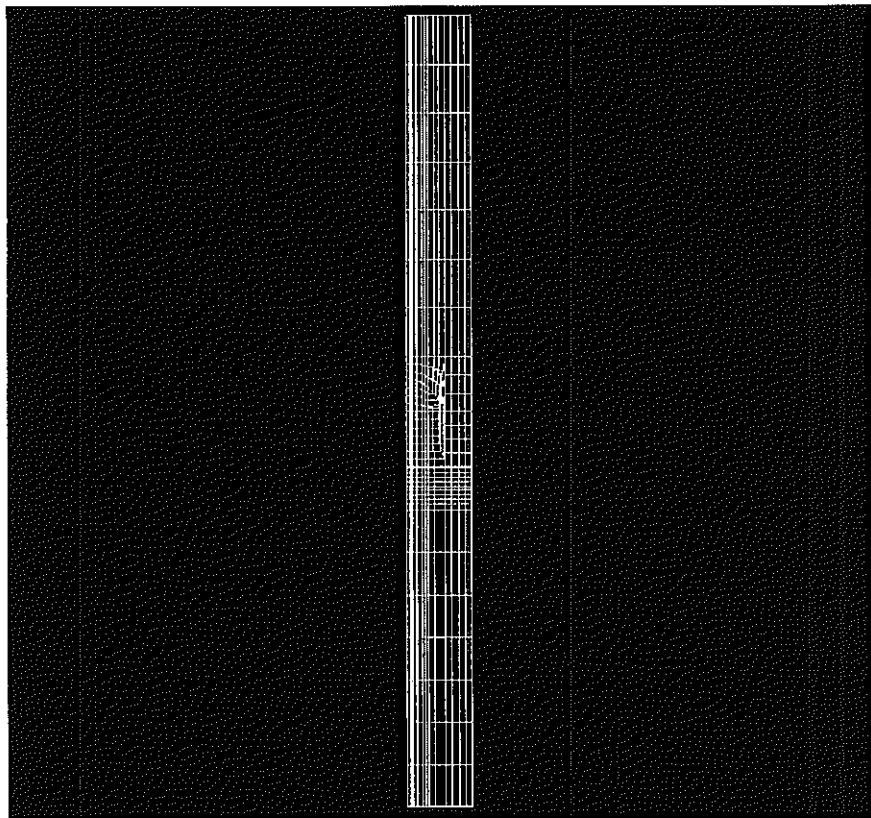
T, H, M, TH, HM, TM, THM

# Analysis step

Step	Basic case	Scoping object	Analysis case
1	G1-B1-R1	Effect of coupling	T,H,TH,HM,TM,THM
2	G1-B2-R1	Effect of coupling	T,H,TH,HM,TM,THM
3	G1-B3-R1	Effect of bentonite property	THM
4	G1-B1-R1,R2,R3	Effect of permeability of rock mass	THM
5	G2-B1-R1	Effect of fracture	THM

In this bench mark test, we should focus the effect of coupling analysis after the emplacement of the EBS. Therefore, we will carry out the Step1 at first. Furthermore, we think we do not need the M (only) analysis because T or H phenomenon is more important just after the emplacement of EBS.

# Three dimensional model





付録 - 5

**DECOVALEX TASK3 BMT2**

事務局提出資料

**DECOVALEXIII Task3 BMT2**

**Progress Report of JNC Team**

**Up-Scaling Examination for BMT2 by Using Crack Tensor Theory and  
2-D Pixel method.**

**Akira Kobayashi\*, Mitsuhiro Nishida\*, Yutaka Sugita\*\* and Masakazu Chijimatsu\*\*\***

**\*Kyoto university, Graduate school of agriculture, Kitashirakawa, Sakyo, Kyoto, 606-8502,  
JAPAN**

**\*\*Japan Nuclear Cycle Development Institute (JNC), Tokai works, Muramatsu, Tokai-mura,  
Ibaraki, 319-1194, JAPAN**

**\*\*\*HAZAMA Corporation, Kitaminato, Tokyo, 107-8658, JAPAN**

## 1. INTRODUCTION

The parameters used in the performance assessment are obtained from the laboratory or in-situ tests. Thus, the obtained value of the parameter is limited for the scale of the test. On the other hand, the behavior of the rock mass is very dependent on the scale, which is caused from the heterogeneity of the parameters. To examine of the behavior for the regional scale, the parameters have to be up-scaled from the test scale. The variety of the parameters is mainly given by the deference of the structure of the rock mass. In particular, the structure of the deep ground is governed by the geological discontinuities such as fractures and cracks. Such discontinuities become the groundwater conduits and extensively deformable parts. Thus, a homogenization method considering such discontinuities has to be applied to obtain the parameters for large scale.

In our examination, the crack tensor theory, which was originally proposed by Oda, 1986, is used as a homogenization method. This method uses the fracture geometry data such as direction, length and fracture density. The stiffness of the fracture is also used, which is very dependent on the fracture length. In the examination, the dependency of the fracture stiffness on the length is considered by incorporating the Barton and Bandis constitutive model of a single fracture( BB model). By using the probability density function of the fracture length, the generated fracture has the stiffness according to the length. The crack tensor theory makes the equivalent parameter by averaging of the information on each fracture. The crack tensor is a function of the fracture length, for example, cubic of length for the elastic compliance and square of length for permeability. The effect of large fracture is so big for the stable crack tensor values in the case of the small number of the fracture, even if the effect of dependency of the fracture stiffness on the length is not considered. The number of fractures is obtained by multiplying the fracture density by the volume. The fracture density is given as a function of the cut-off value of the fracture length in the protocol. Thus, when the maximum and minimum lengths are defined, the density is determined. Then, the number of fracture is calculated for a given volume. Thus, the volume has to be enlarged to get the stable crack tensor values. Moreover, the effect of the stiffness for the dependency on the length is considered in the present examination. The volume giving the stable tensor values is the necessary volume for averaging. The up-scaling for prescribed fracture geometry information should be done up to such a volume.

Since the crack tensor is giving the equivalent value by averaging, the position of each fracture is not considered. Thus, the effect of the position of each fracture on the entire behavior is not reflected for the tensor values. On the other hand, the discontinuous method like DEM is very dependent on the position of discontinuity. However, the number of the discontinuity considered by DEM is quite small because of the limitation of the computer capacity. Thus, the range of fracture length is very small and it is very difficult to examine the scale effect for large volume, in which many fractures from small to large exist. As another way to examine the effect of the position of the fractures, the pixel method is applied for the examination in the present study. The pixel means the small square of 2-D plane. In the present examination, the maximum region, i.e., 250 x 250m, is divided by the 1250 x 1250 pixels. To examine the scale effect of the region, small subregion is derived from the entire region randomly and the deformability of such a subregion is examined with the numerical analysis. The pixel having a fracture is assumed to deform according to the only shear stiffness of the fracture without zero volumetric strain. For simplicity, the isotropic elasticity is assumed as a constitutive law and thus the equivalent

Young's modulus is calculated for each pixel. Therefore, the subregion consists of the various mechanical properties dependently on the fracture structure. The loading to the subregion is carried out from the top surface and the compliance is examined from the mean deformation of the vertical displacements. In the present study, the anisotropic deformation is not examined and the only vertical deformation is investigated to understand the scale effect of deformability.

## 2. UP-SCALING EXAMINATION BY CRACK TENSOR THEORY

### 2.1 Theory

The JRC and JCS values for each formation are introduced in Table 2 of the protocol. The averaged values for each set in each formation are calculated from the table. The scale dependency of JRC and JCS is obtained from

$$JRC_n = JRC_{300} \frac{L_n^{-0.02JRC_{300}}}{300} \quad (1)$$

$$JCS_n = JCS_{300} \frac{L_n^{-0.03JCS_{300}}}{300} \quad (2)$$

in which subscript 300 means the fracture length of 300 mm and  $L_n$  is the natural fracture length. In the examination,  $L_n$  is generated from the probability information on fracture length. By using the  $JRC_n$  and  $JCS_n$ , the initial normal stiffness  $K_{ni}$  is given by

$$K_{ni}^I = -7.15 + 1.75JRC_n^I + 0.02(JCS_n^I / a_j^I) \quad (3)$$

where superscript  $I$  means the  $I$ th set and  $a_j^I$  is calculated from

$$a_j^I = \frac{JRC_n^I}{5} \left( 0.2 \frac{UCS}{JCS_n^I} - 0.1 \right) \quad (4)$$

$UCS$  is the unconfined strength. The normal stiffness under some normal stress  $\sigma_n$  is given by

$$K_n^I = K_{ni}^I \left[ 1 - \frac{\sigma_n^I}{V_m K_{ni}^I + \sigma_n^I} \right]^{-2} \quad (5)$$

where  $V_m$  is the maximum closure of fracture, which is assumed to be the same as  $a_j$ .

$\sigma_n$  is assumed to be constant for the examination and obtained from the vertical earth pressure at 500 m depth.

The shear stiffness is also given as a function of fracture length by

$$K_s^I = \frac{100}{L_n^I} \sigma_n^I \tan \left[ JRC_n^I \log_{10} \left( \frac{JCS_n^I}{\sigma_n^I} \right) + \phi_r^I \right] \quad (6)$$

where  $\phi_r$  is the residual friction angle, which is also derived for each formation from Table 2 of the protocol.

By using  $K_n^I$  and  $K_s^I$ , the elastic compliance is written by the crack tensor theory as

$$C_{ijkl} = \sum_I \left( \frac{1}{h^I} - \frac{1}{g^I} \right) F_{ijkl}^I + \frac{1}{4g^I} (\delta_{ik} F_{jl}^I + \delta_{jk} F_{il}^I + \delta_{il} F_{jk}^I + \delta_{jl} F_{ik}^I) \quad (7)$$

in which  $h^I$  is  $K_n^I L^I$  and  $g^I$  is  $K_s^I L^I$ .  $F_{ijkl}$  and  $F_{ij}$  are given as

$$F_{ijkl}^I = \frac{1}{V_r} \frac{\pi}{4} n_i^I n_j^I n_k^I n_l^I \sum_{m=1}^{m_v^I} L_m^I \quad (8)$$

$$F_{ij}^I = F_{ijkl}^I \delta_{kl} \quad (9)$$

At this time, the direction of fracture is assumed to be constant among the  $l$ th set fractures, but the length is generated from the probability information. This variety of the fracture length gives the scale effect of stiffness of fracture and crack tensor components.  $m_v^I$  is the number of fractures in the  $l$ th set and  $V_r$  is the volume from which the number of fracture is calculated with the fracture density.

The probability density function of fracture length is given in the protocol as

$$f(L) = \frac{4 \times 10^6}{7653570} L^{-2.2} \quad (10)$$

The cumulative probability function is obtained as

$$\begin{aligned} P(L) &= \int_{L_{\min}}^{L_{\max}} f(L) dL = \frac{4 \times 10^6}{7653570} \left[ -\frac{1}{1.2} L^{-1.2} \right]_{L_{\min}}^{L_{\max}} \\ &= \frac{4 \times 10^6}{7653570} \left( -\frac{1}{1.2} \right) (L_{\max}^{-1.2} - L_{\min}^{-1.2}) \end{aligned} \quad (10)$$

$L_{\max}$  and  $L_{\min}$  are the maximum fracture length and minimum one in the examination, respectively. At the in-situ investigation,  $L_{\max}$  is 250 m and  $L_{\min}$  is 0.5 m.

The fracture density is also given in the protocol as

$$D(X) = 2.4X^{-1} \text{ (number/m)} \quad (11)$$

where  $X$  is cut-off value(m). By substituting  $L_{\max}$  and  $L_{\min}$  into  $X$  in the above equation, the total number of fractures existing between  $L_{\max}$  and  $L_{\min}$  is given by

$$m_v = (D(L_{\max}) - D(L_{\min})) \cdot V_r \quad (12)$$

The number of fractures is assumed to be homogeneous among sets and formations. Thus, the number of fractures for each set,  $m_v^I$ , is obtained by dividing  $m_v$  by the total number of sets, i.e., 12.

## 2.2 Examination Results

(1) Case1;  $L_{\max}$  is the maximum length and  $L_{\min}$  is the minimum length

This case shows the effect of the volume on the crack tensor components. The number of cracks is decided by the volume through Eq. (12). The length of the cracks included in the volume is calculated from Eq. (10) with random number. Thus, when the volume is small and therefore the number of cracks is small, the variance of the tensor components becomes so high because the length in the volume varies widely and exists sparsely. To get a meaningful averaged value, the volume has to be large, in which the various lengths of cracks are included. Fig. 1 shows the examination result. Only the xxxx component of the elastic compliance is figured. This result is gotten from the single realization for each volume. The initial seed of the random number is the same for all volumes. This situation is the same as

that the volume is enlarged with the same center because the new fractures are added on the fractures of the small volume with increase in the volume. In this case, the compliance does not be stable at the 250 m cube. The more large volume than 250 m cube is needed to get the stable components.

2) Case2;  $L_{max}$  is the same as the side length of the examination region

In this case, the maximum length of fracture is the same as the side length of the subregion, while the minimum length of fracture is 0.5 m. The fracture length larger than the side length of the cube is not generated by substituting the side length of cube into  $L_{max}$  in Eq. (10). This means that all fractures included in the volume are smaller than the side length of the region. A larger fracture than the region is ignored. Fig.2 shows the results of this case. Similarly to Case 1, the compliance is obtained from a single realization for each volume. In this case, the compliance becomes stable at the volume over the 200 m cube after gradual increase. The mean fracture length is small for small volume while that is fundamentally the same for all volumes in Case 1. Thus, the compliance value in Case 2 becomes small at small volume. The treatment in Case 2 is quite practical because the extensive fracture larger than the region had better be modeled explicitly. Effective parameter of the region should be considered by neglecting such an extensive fracture. As a result of Case 2, it can be said that the volume larger than 200 m cube is necessary to obtain the effective parameter value independent of the volume.

The compliance value at 250 m cube in Case 2 is of course the same as that in Case 1.

3) Case 3;  $L_{max}$  is the same as the side length and  $L_{min}$  is set as cut-off length

As shown in the result of Case2, if all fractures smaller than the region are considered, the volume larger than 200 m cube is needed to get the effective parameter independent of the volume. However, when the detail examination of small region is carried out, the averaged value of such a big volume is not meaningful and thus the averaged value of more small volume is needed. The averaged value of small volume is dependent on the volume as shown in Fig. .2. Thus, it is very difficult to decide the volume giving the parameter values for the detail analysis.

The size of each element is not necessarily the same as the volume giving the parameter values while the element has to be smaller than the volume. If the size of element is smaller than the volume to decide the parameter, the parameters at the center point of an element have to be obtained by the information of the volume for the parameter with the same center. If the volume for parameter values is 200 m cube, the value is not sensitive for the difference of a few meters and the heterogeneity of the small region is not expressed well. Thus the volume for the parameters has to be small even if the parameter values are dependent on the volume.

In the present case, the variation of the parameter value in a small volume is examined. The examination is carried out by using the cut-off value for  $L_{min}$ . In Case 2, the value of  $L_{min}$  is constant at 0.5 m which is the smallest value of observation. In Case 3,  $L_{min}$  is arranged at larger length than 0.5 m and the parameter value is examined as a function of  $L_{min}$ . The arrangement of the minimum length coincides with setting of cut-off length at the in-situ investigation. Fig. 3 shows the results. In this case, since the number of fractures is changed

by the cut-off length for the same volume, the averaged values of 10 realizations are plotted. The parameter value for each volume increases with cut-off length. The mean length becomes large with increase of  $L_{min}$  while the number of the fractures becomes small. Thus it is found for this area that the effect of mean length is larger than that of the number of fractures. The ultimate value of compliance gives the most deformable property. Moreover, the smaller the volume is, the smaller the elastic compliance is. This is caused from the small mean length for the small volume. This tendency coincides with the general one observed at the real situation.

### 2.3 Summary

By using the crack tensor theory considering the scale effect of the fracture stiffness, the dependency of the compliance component on the scale is examined. The crack tensor theory gives the averaged property of the region consisting of fracture system.

As Case 1, the volumetric dependency of the averaged value is examined with all fracture information. Case 1 gave the unstable averaged value up to 250 m cube. This means that the more large volume is necessary to get the stable value so that the effect of the maximum fracture length, 250 m, becomes small.

However, it is not practical to consider the effect of the extensive fracture larger than the volume size on the property value. So, the larger fracture than the side length of the cube is ignored in Case 2. It is concluded from this case that the property value becomes stable for the volume larger than 200 m cube if all fracture smaller than the side length of the cube is considered. Thus the examination of regional area has to be carried out by using the property values from at least the volume of 200 m cube for each element and the fracture larger than 200 m has to be treated explicitly.

Such a volume is, however, quite large for the detail examination of small area, e.g., 100 m cube. For this sake, the averaged value for small volume has to be taken even if that is dependent on the volume. In Case 3, the dependency of the averaged value on the cut-off length is examined for each volume. It was found as a result that the averaged value increases with the cut-off length. Moreover, the small volume has small elastic compliance which means the high elastic stiffness. Although it is difficult to decide the volume size to obtain the parameter values, the small volume is suitable for detail examination because the scale effect has a large effect on the results. Moreover, if the deformation is one of the critical measures, the ultimate value of each volume has to be applied.

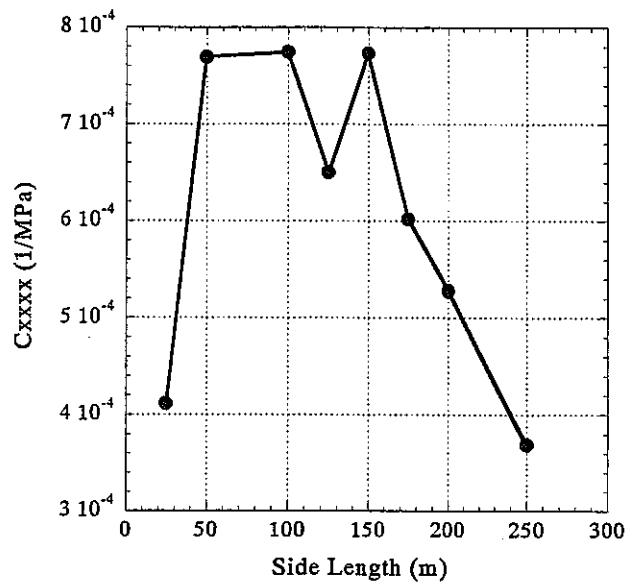


Fig. 1 Scale dependency of  $C_{xxxx}$   
 Case1; ;  $L_{max}$  is the maximum length and  $L_{min}$  is the minimum length

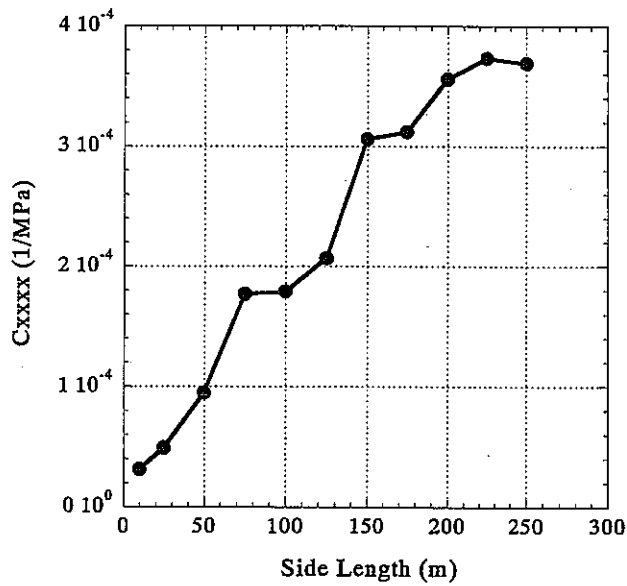


Fig. 2 Scale dependency of  $C_{xxxx}$   
 Case2; ;  $L_{max}$  is the side length of subregion and  $L_{min}$  is the minimum length



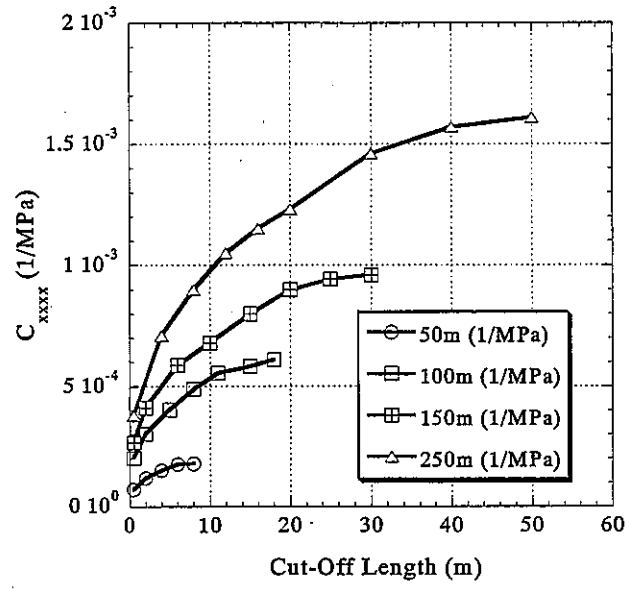


Fig.3 Relation between compliance and cut-off length

### 3. Examination with pixel method

#### 3.1 Method

As mentioned above, the effect of the position of fracture is examined with 2-D pixel method. The crack tensor theory does not consider the interaction between fractures. The crack tensor theory assumes that the stress is homogeneous and the summation of strain of each fracture and intact rock appears the entire strain of rock mass. However, the various strains occur at different positions according to the position of fractures in a real situation. Thus the stress distribution is not homogeneous. The mean deformation of such a heterogeneous situation might be different from the averaged deformation of each part under homogeneous stress condition.

Firstly, the maximum area is assumed as 250 x 250 m. The entire region is divided by 1250 x 1250 pixels, of which side length is 20 cm. The area of a pixel is constant for the other area. Thus the resolution becomes coarse with small area. For example, the area of 50 x 50m has 250 x 250 resolution while the 5 x 5 m region has 25 x 25 pixels.

The fracture is generated for the 250 m cube with all fracture information of 12 sets of 3 formations. Similarly to the examination with the crack tensor, the number of fractures is assumed to be homogeneous among sets and formations. The fracture length is considered from the maximum length of 250 m to the minimum of 0.5 m. The fracture geometry information used for generation is the same as the one for above crack tensor examination. The center of the fracture is assumed to exit quite randomly in the region and the shape of the fracture is assumed to be a circle. Then, the region is cut with the horizontal plane at the center of the region and the lines between cutting plane and fractures are traced. The steep fractures are dominant in this area. The cutting plane is used for the 2-D plane model for the present examination. The number of lines across each pixel is counted. Fig.4 shows the schematic view of the plane. This figure shows the pixels crossed by one line or more. Since the resolution is very high, the distribution of the pixel crossed by a line seems like fracture distribution. One realization of 250 x 250 m plane is used for the examination. The subregions are derived from this plane randomly. In this report, the 5 subregions of 5 x 5 m, 5 subregions of 25 x 25 m and 2 subregions of 50 x 50 m are derived and the deformation analyses are carried out.

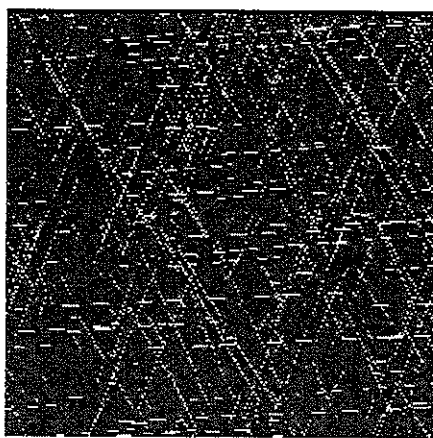


Fig.4 Pixels crossed by fracture on 250 x 250 m plane.

If a fracture is across a pixel, the pixel is assumed to deform by the only property of fracture. The shear deformation without volumetric strain is considered as a dominant one for such a pixel. However, for simplicity, the isotropic elasticity is assumed as a constitutive law. Thus the equivalent elastic parameter for the pixel crossed by fracture is calculated. The other fracture having no fracture has the same mechanical properties as the intact rock.

Let the fracture shear stiffness  $K_s^i$ , in which superscript  $i$  indicates the fracture number across the pixel.  $K_s^i$  is given from Eq. (6) for each set. The length  $L_n$  is assumed to be the same as the side length of a pixel. Thus the  $K_s^i$  is the same for any pixel crossed by  $i$ th fracture and the effect of the fracture length is incorporated by the number of pixels crossed by the fracture. The deformation is assumed with zero volumetric strain as shown in Fig.5

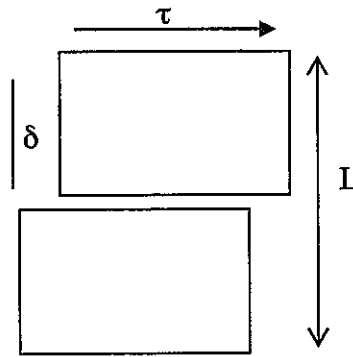


Fig.5 Schematic view of deformation of pixel crossed by fracture

The displacement  $d$  by the shear stress  $t$  is obtained by

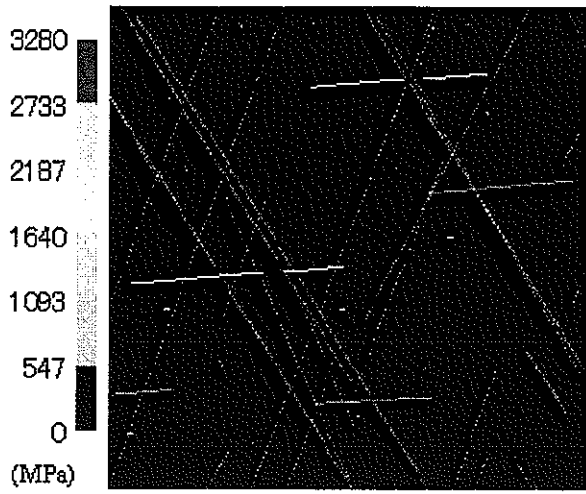
$$\frac{1}{K_s^1 + K_s^2 + \dots + K_s^n} \tau = \delta \tag{13}$$

where  $n$  is the number of fracture across a pixel. The shear strain  $\gamma$  is given by  $\delta/L$ . Thus, the Young's modulus of a pixel can be given by

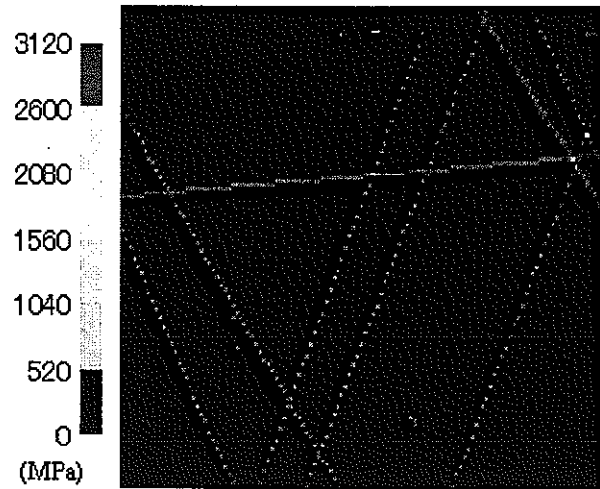
$$\frac{1}{K_s^1 + K_s^2 + \dots + K_s^n} L = \frac{E}{2(1+\nu)} \tag{14}$$

Poisson's ratio  $\nu$  is assumed as 0.5 (for the calculation,  $\nu$  is set as 0.49). By using this equivalent Young's modulus and Poisson's ratio, the heterogeneous isotropic elastic medium is produced. Then the subregion is derived from this region. Fig. 6 shows the examples of subregions. Blue parts are intact rocks and other color indicates the pixels crossed by fractures. The intact rock has Young's modulus of 80 GPa and Poisson's ration of 0.2.

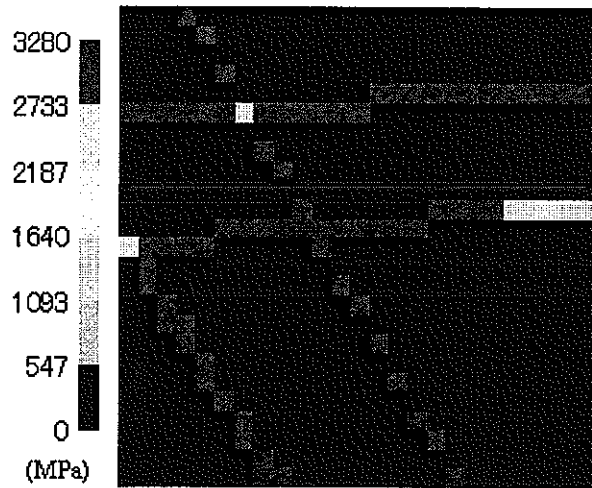
By using the subregion, loading is carried out on top surface. Fig. 7 shows the schematic view of loading and boundary conditions. The plane strain condition is applied. The mean deformation of top surface is obtained and the axial strain is gotten. The compliance in the loading direction as an effective parameter of the subregion is calculated by dividing the stress by the axial strain.



(a) 50 x 50 m



(b) 25 x 25 m



(c) 5 x 5 m

Fig. 6 Examples of subregions

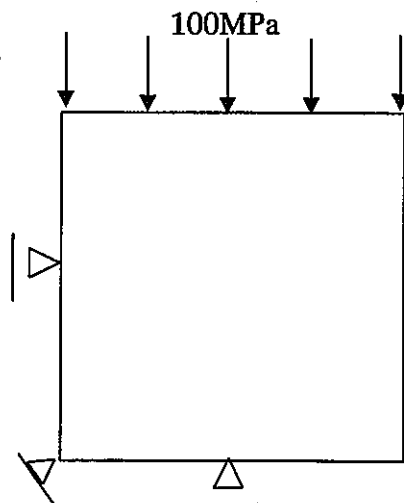


Fig.7 Schematic view of boundary conditions

### 3.2 Results

Fig. 8 shows the examination results of the compliance. It is found from the figures that the compliance in the loading direction becomes large with volume size. This result can be compared with that of Case2 in the crack tensor examination. It may be said by comparison with Fig. 2 that the compliance of pixel model is larger than that of crack tensor and the dependency of the size in pixel model is also larger than that in crack tensor model.

These are caused from the effect of heterogeneity and it can be said that this effect is very large. This indicates that the displacement at fracture is larger than that expected by homogeneous stress situation.

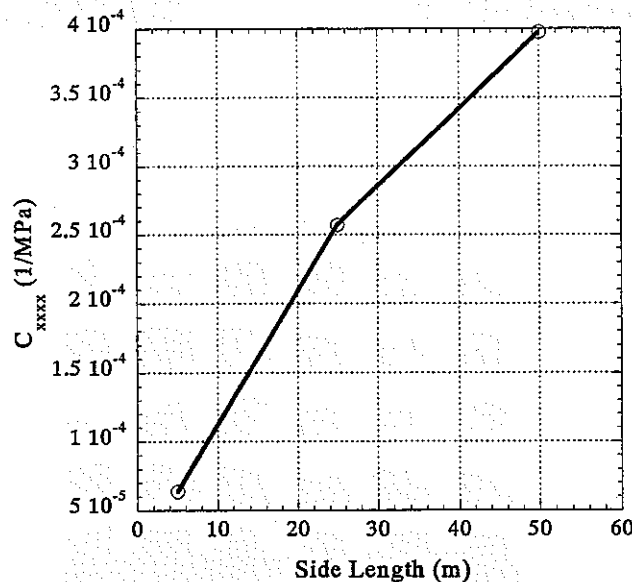


Fig.8 Compliance as function of side length by pixel model

## 4. CONCLUSIONS

The following results are obtained at present;

- 1) If the crack tensor theory is used for homogenization, very large volume such as 200 m cube is needed to get the equivalent parameters independent of the volume. While this result is very influenced by the fracture geometry information, in particular, the probability of the fracture length, the regional analysis has to be carried out by using the parameters obtained from such a volume.
- 2) The compliance becomes large with volume size. This tendency is given by not only crack tensor theory but pixel model. However, the dependency of the compliance on the size is high for the pixel model. This indicates that the interaction between fractures has a great effect on the deformability.
- 3) When the smaller region than such a large volume as 200 m cube is focused for detail examination, the parameters dependent on the volume have to be used. The selection of the volume for parameter identification needs a careful consideration. Moreover, the parameters of a given volume are dependent on the cut-off length and the deformability

becomes large with increase in the cut-off length. Thus, if the displacement is the critical measure for the examination, the large volume for parameter identification and large cut-off length have to be selected. In contrast, if the stress is focused, the small volume for parameter identification and small cut-off length may be better  
βεχαισε οφ τηε ηιγη σιφφνεσσ.

付録 - 6

DECOVALEX TASK1 Workshop

報告資料

# DECOVALEX III Task 1 Part B

## Current status of JNC team

Masakazu CHIJIMATSU (Hazama Corp.)

Hiroshi KURIKAMI (Kyoto Univ.)



# Content

- **Properties of FEBEX bentonite for THAMES**
  - Thermal properties
  - Hydraulic properties
- **Preliminary analyses**
  - Two dimensional TH analysis of engineering barrier
- **Finite element mesh for full scale analysis**
  - Thermal analysis
  - Future work

# Thermal properties

Specific heat [J/kg°C]

$$(\rho C)_m = (1-n)\rho_s C_s + n S_r \rho_w C_w$$

$C_s$ ; Specific heat of solid  
 $= 1.38T + 732.5$

$C_w$ ; specific heat of water

$n$ ; Porosity

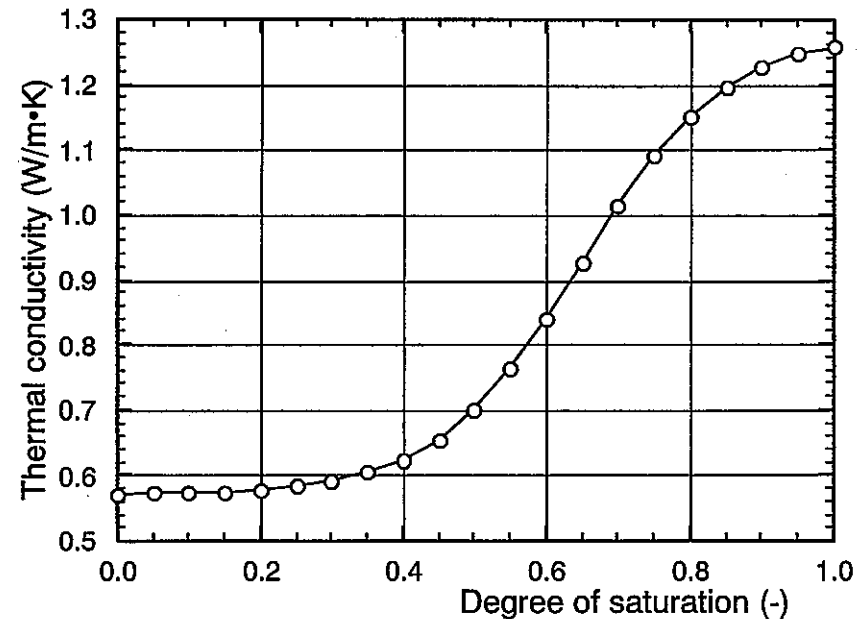
$S_r$ ; Degree of saturation

$\rho_s$ ; Density of solid

$\rho_w$ ; Density of water

Thermal conductivity [W/m°C]

$$\lambda = 1.28 - \frac{0.71}{1 + e^{(S_r - 0.65) / 0.10}}$$



# Hydraulic property (1)

Hydraulic conductivity  $\longrightarrow$  Intrinsic permeability

$k$  [m/s]

$$K = \frac{\mu k}{\rho g}$$

$K$  [m<sup>2</sup>]

$\log(k) = -6.00\rho_d - 4.09$

$(\rho_d = 1.30 - 1.47 \text{ g/cm}^3)$

$\log(k) = -2.96\rho_d - 8.57$

$(\rho_d = 1.47 - 1.84 \text{ g/cm}^3)$

$\mu$ ; Viscosity of water

$\mu(25^\circ\text{C}) = 0.893 \times 10^{-3} \text{ Pa}\cdot\text{s}$

$\rho$ ; Density of water

$\rho(25^\circ\text{C}) = 997.04 \text{ kg/m}^3$

$g$ ; Acceleration of gravity

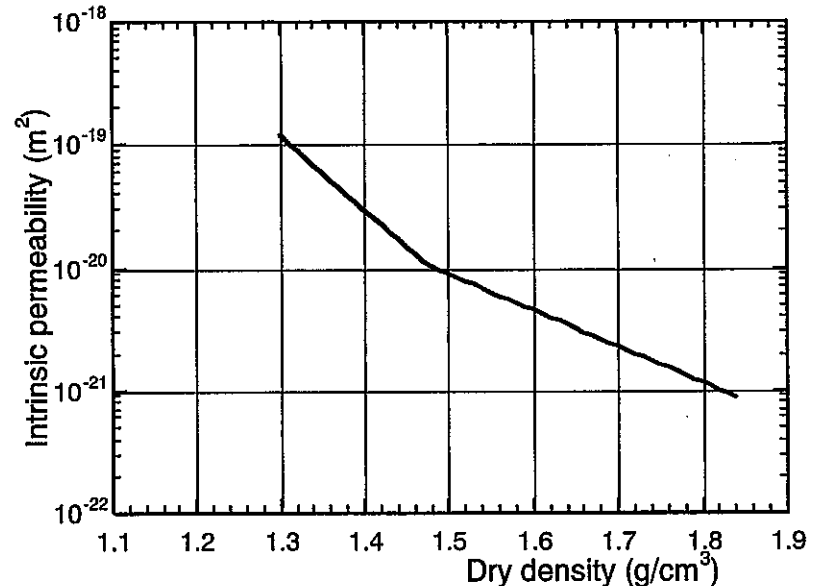
$\log(K) = -6.00\rho_d - 11.13$

$(\rho_d = 1.30 - 1.47 \text{ g/cm}^3)$

$\log(K) = -2.96\rho_d - 15.61$

$(\rho_d = 1.47 - 1.84 \text{ g/cm}^3)$

付-6 (4)



# Hydraulic property (2)

Relative permeability

$$k_r = S_r^n$$

Test	Value of $n$
Water infiltration in small teflon cells	4.64
Water infiltration in bentonite in contact with granite	3.50
Heat and water flow experiment 1	3.06
Heat and water flow experiment 2	1.10
Heat and water flow experiment 3	1.68
<b>Simulation for above experiments</b>	<b>3.0</b>

# Hydraulic property (3)

## Water retention curve

$$\frac{S_r - S_{rmin}}{S_{rmax} - S_{rmin}} = \left[ 1 + (s/P_o)^{\frac{1}{1-\lambda}} \right]^{-\lambda}$$

Path	$\rho_d$ range	$P_o$	$\lambda$	$S_{rmin}$	$S_{rmax}$
Wetting	1.70-1.75	90.0	0.45	0.00	1.00
	<b>1.60-1.65</b>	<b>30.0</b>	<b>0.32</b>	<b>0.10</b>	<b>1.00</b>
	1.58-1.59	4.5	0.17	0.00	1.00
Drying	1.70-1.75	180.0	0.62	0.00	1.00
	1.58-1.59	30.0	0.15	0.00	1.00

# Hydraulic property (4)

## Water retention curve

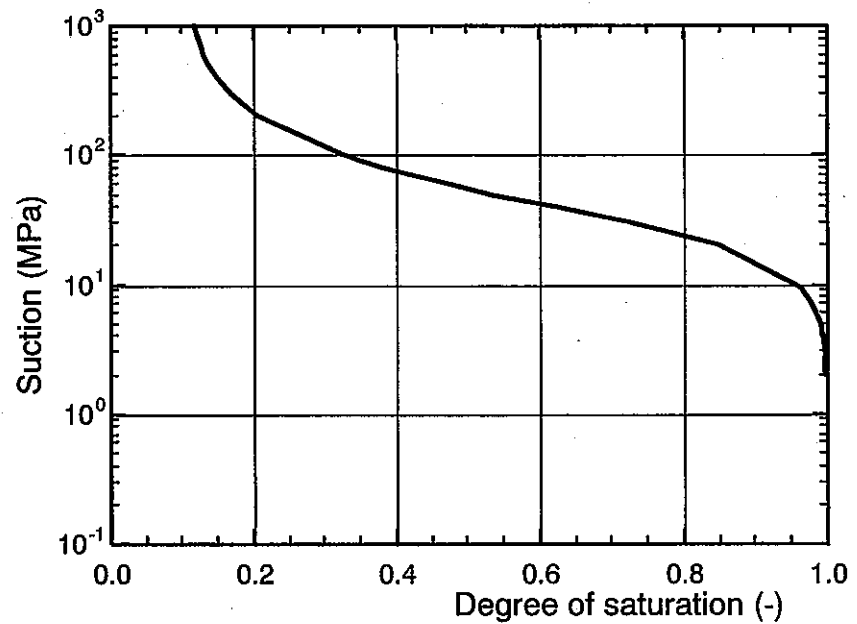
$$\frac{S_r - S_{rmin}}{S_{rmax} - S_{rmin}} = \left[ \frac{1}{1 + (\alpha s)^n} \right]^{1 - \frac{1}{n}}$$

$$\alpha = 0.033 \text{ (1/MPa)}$$

$$n = 2.125 \text{ (-)}$$

$$S_{rmin} = 0.10$$

$$S_{rmax} = 1.00$$

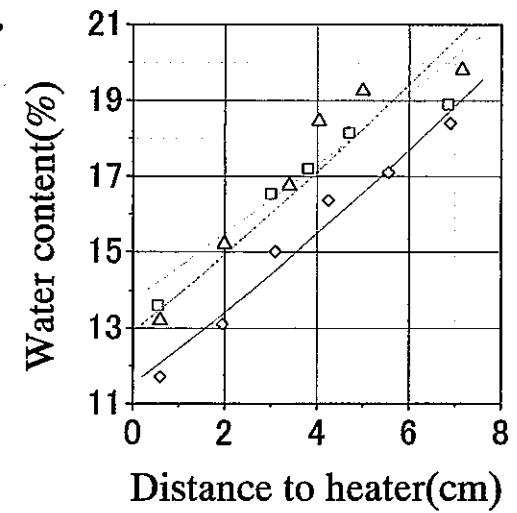
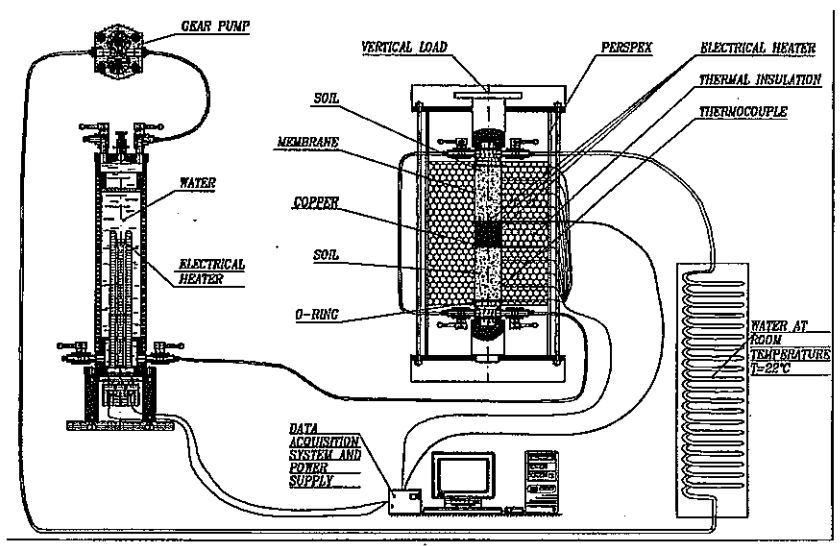


# Hydraulic property (5)

## Thermal water diffusivity

Thermal water diffusivity will be determined by back analysis of laboratory test.

付-6 (8)



### Measured water content

- ◇ initial water content = 15.3
- initial water content = 16.9
- △ initial water content = 17.1

### Computed water content

- initial water content = 15.3
- - - initial water content = 16.9
- · · initial water content = 17.1

$$D_T = 1.0 \times 10^{-12} [\text{m}^2 / (\text{K} \cdot \text{s})] (\text{constant})$$

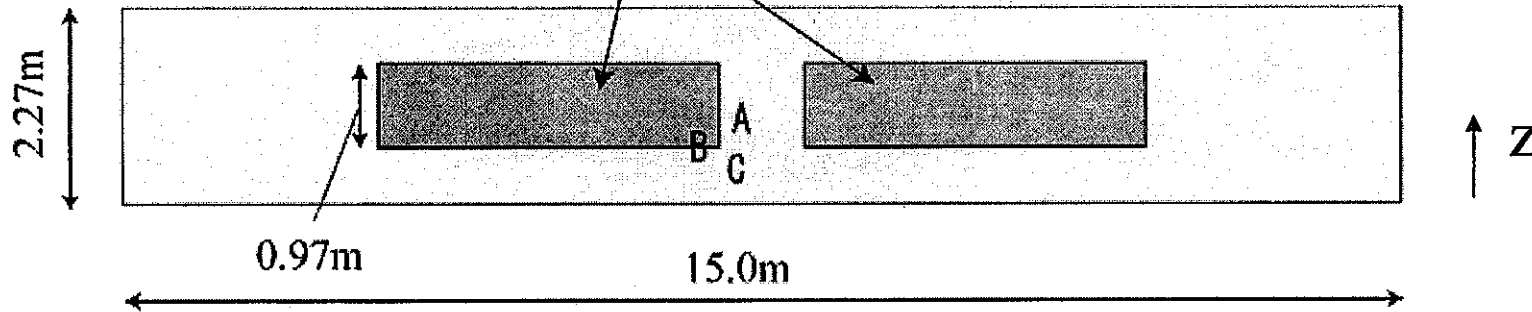
# Preliminary analyses

- TH coupling problem was focused on.
- Only the bentonite and the heaters were modeled. The surrounding rocks were not considered.
- Two dimensional model was used because of its simplicities.
- The purposes were to check the analytical possibility of THAMES and to get a rough estimate.



# Analytical conditions

Each heater provides 1200W constantly. Hydraulic potential is fixed 500m.  
Temperature is fixed 40°C.

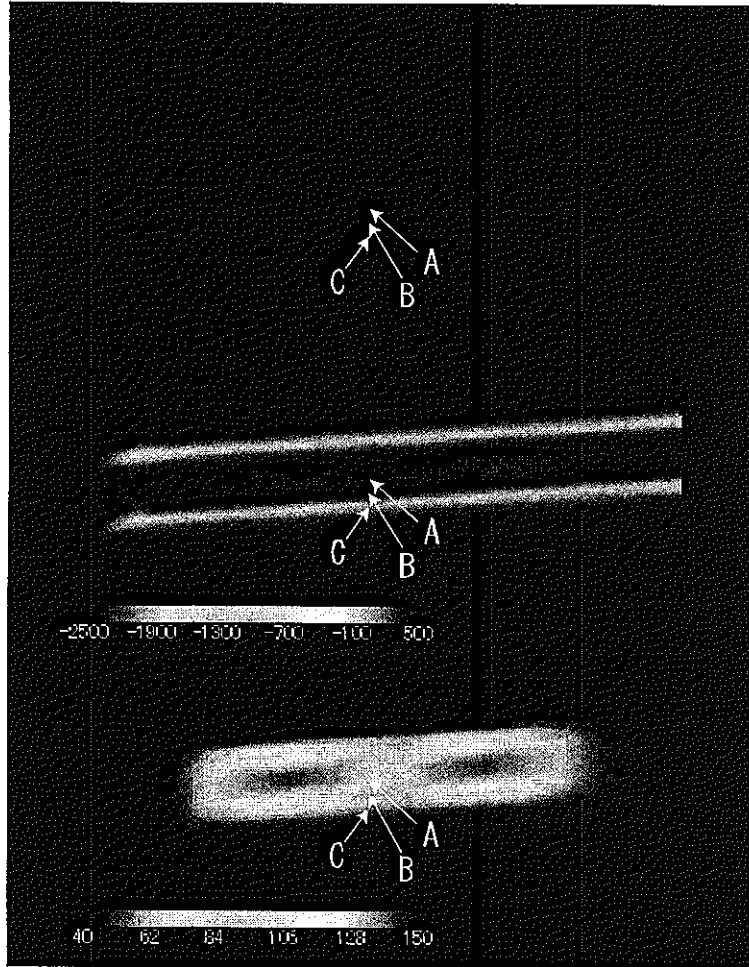


## Initial conditions

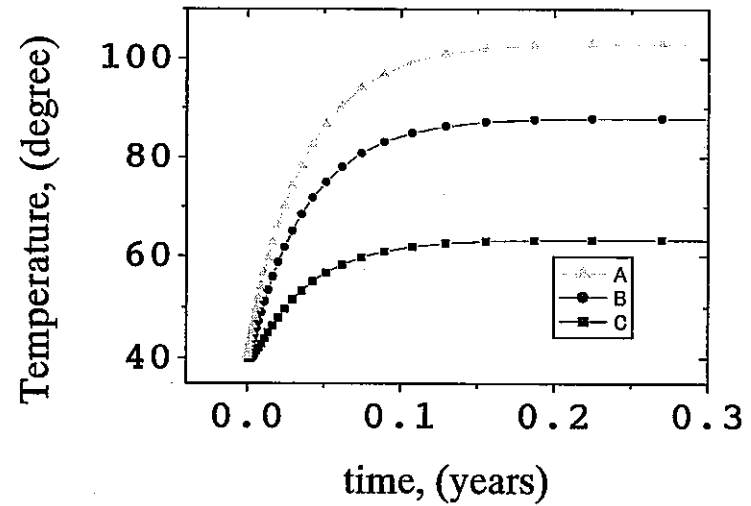
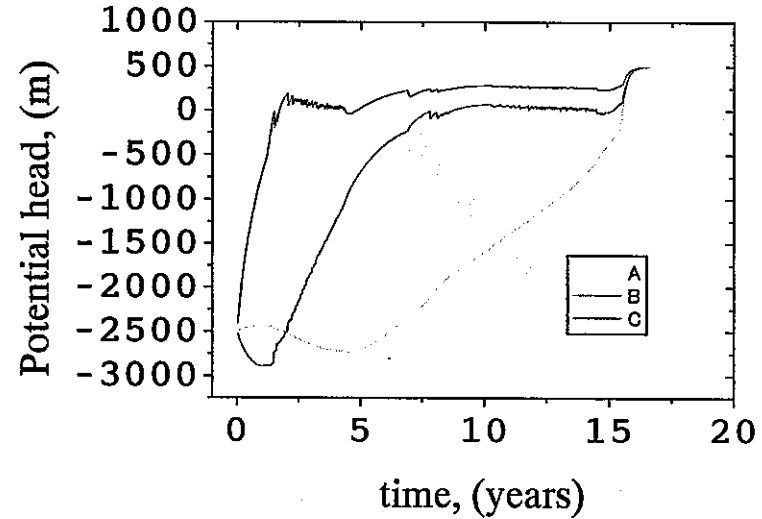
- Suction is set 2500m (water content is about 13.5%).
- Temperature is set 40°C

# Result of simulation

Fig-6 (11)

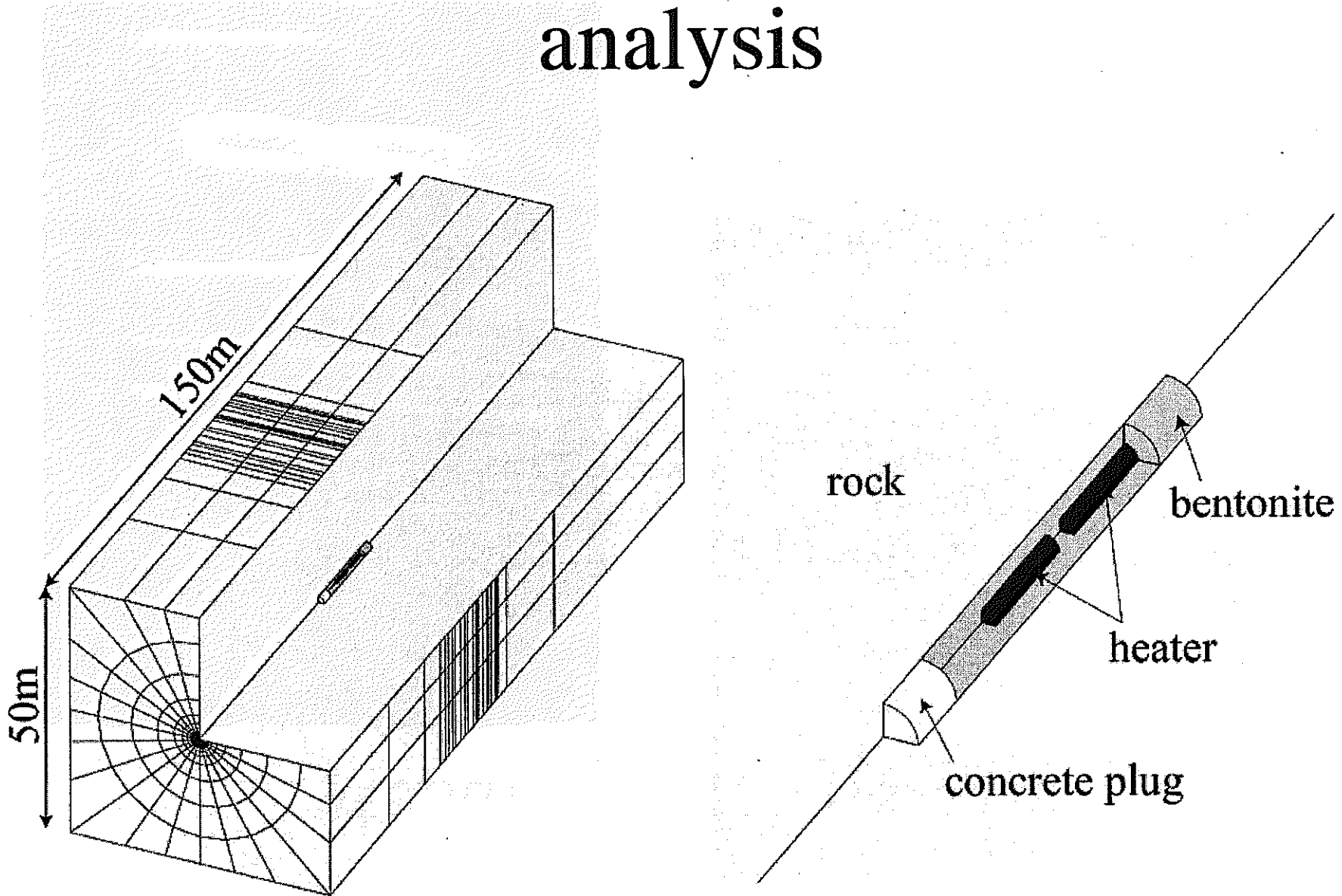


245 days after the heating

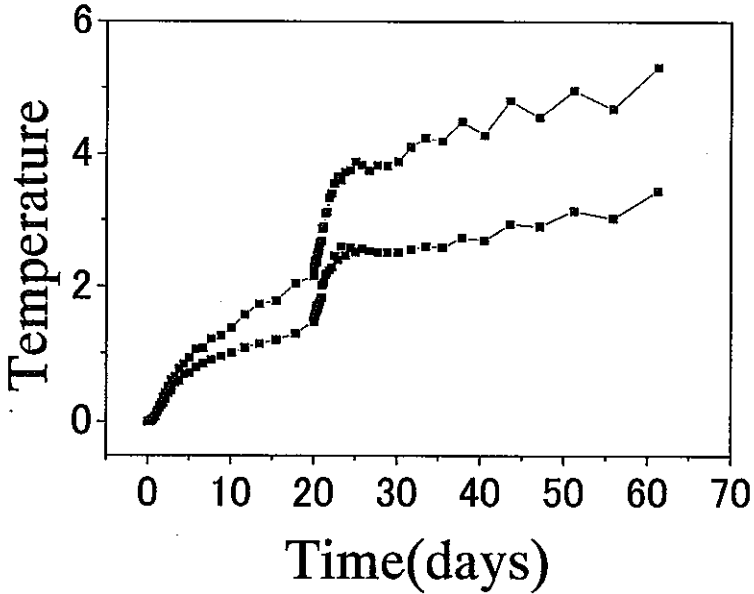
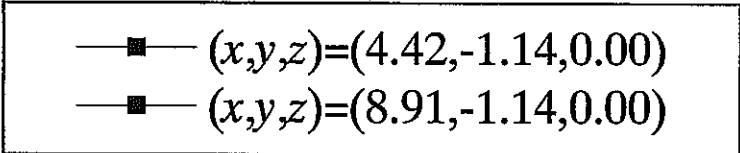
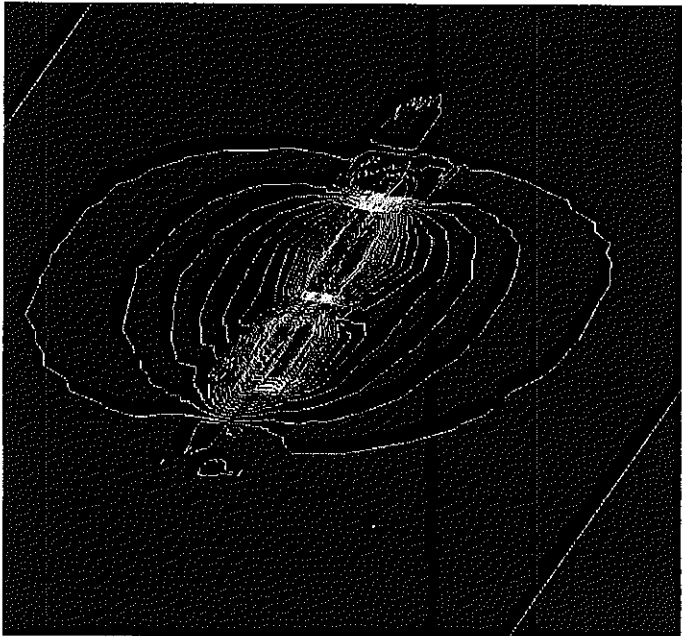
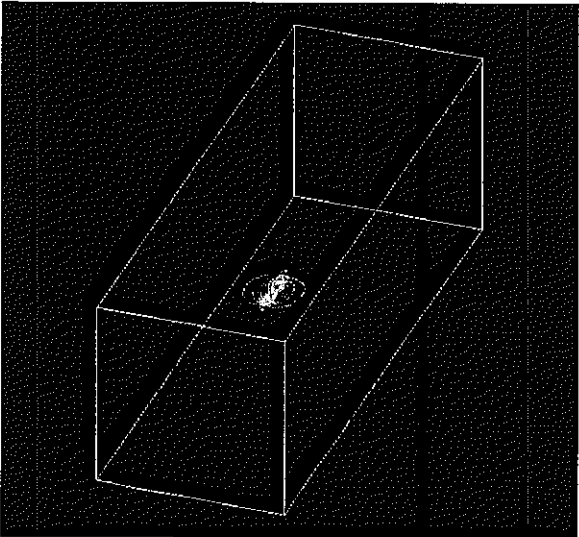


Time histories

# Finite element mesh for full scale analysis



# Thermal analysis



付録 - 7

DECOVALEX TASK1 事務局提出資料

DECOVALEXIII Task1  
Progress Report of JNC Team

PART B: THERMO-HYDRO-MECHANICAL ANALYSIS OF THE  
BENTONITE BEHAVIOUR

Hiroshi Kurikami\*, Masakazu Chijimatsu\*\* and Yutaka Sugita\*\*\*

\*Kyoto university, School of Civil Engineering, Sakyo-ku, Kyoto, 606-8502, JAPAN

\*\*HAZAMA Corporation, Kita-Aoyama, Minato-ku, Tokyo, 107-8658, JAPAN

\*\*\*Japan Nuclear Cycle Development Institute (JNC), Tokai works, Muramatsu, Tokai-mura, Ibaraki, 319-1194, JAPAN

(1) Introduction

The international FEBEX (Full-scale Engineered Barriers Experiment in Crystalline Host Rock) project is a project that is co-financed by ENRESA the European Commission. It is co-ordinated by ENRESA and it is planned to last from 1994 to 2003. The purpose of the project is the study of the various processes occurring in the near field of a high activity radioactive waste storage. Specifically, three objectives were defined: (1) demonstration of the feasibility of the construction of engineered barriers, (2) study of the thermo-hydro-mechanical (THM) processes in the near field and (3) study of the thermo-hydro-geochemical (THG) processes in the near field. The FEBEX project has three main components, namely: (1) an "in situ" test in natural conditions and at real scale, (2) a mock-up test at near-to-real scale and (3) a series of laboratory tests to complement the information of the two large scale tests.

For the present modelling exercise, the FEBEX "in situ" test has been chosen. This test is installed at the Grimsel Test Site, an underground laboratory in Switzerland operated by NAGRA. The experiment is based on the Spanish reference concept of deep geological storage in crystalline host rock. In this concept, steel canisters containing the conditioned waste are placed along the axis of horizontal galleries drilled in a rock formation and an engineered barrier is placed in the annular space left between them. The engineered barrier is made of high density compacted bentonite blocks that will swell due to water input from the host rock, providing thus a very impervious sealing. In the FEBEX "in situ" test, waste canisters are replaced by two cylindrical heaters.

Due to the detailed geological and hydrogeological characterization of the Grimsel Test Site, the comprehensive characterization of the bentonite used to fabricate the engineered barrier and the monitoring performed during the drilling of the FEBEX tunnel as well as during the test, the FEBEX "in situ" test is well suited to be the object of a modelling exercise. In the context of the DECOVALEX III project, the modelling exercise will be divided into three parts, namely:

- Part A: Hydro-mechanical modelling of the rock.

Based on the available geological, hydraulic and mechanical characterizations of the Grimsel Test Site as well as on results of hydraulic tests performed on boreholes, a hydro-mechanical model for the zone around the FEBEX tunnel will be prepared. Using this model, changes in water pressure induced by the boring of the FEBEX tunnel as well as the total water flow rate to the excavated tunnel will be required.

- Part B: Thermo-hydro-mechanical analysis of the bentonite behaviour.

Based on the characterization of the bentonite and on the details of the process of test installation, a thermo-hydro-mechanical model for the bentonite barrier and the heaters will be prepared. Using this model, the thermo-hydro-mechanical response of the bentonite barrier as a result of the heat released by the heaters will be required. Besides local field variables such as temperature, relative humidity, pore water pressure, stresses and displacements, and global variables such as total input power to the heaters will also be required.

- Part C: Thermo-hydro-mechanical analysis of the rock.

Based on the characterization of the rock massif and on the details of the process of test installation and

performance, the rock response in the immediate vicinity of the buffer will be required. The rock is now subjected to the heat released by heaters and by swelling pressures resulting from bentonite hydration. The initial hydrological regime (Part A) is also modified by the presence of the impervious barrier. Temperature, stresses, water pressures and displacements in selected points of the rock will be required.

This report shows the simulation results about the part B of JNC research team.

## (2) Properties of buffer material

### 1) Thermal properties

#### (a) Specific heat

Specific heat is given from the laboratory experiments of bentonite S-2. and the specific heat capacity is given as

$$(\rho C)_m = (1-n)\rho_s C_s + nS_r \rho_w C_w \quad (1)$$

where  $C_s$  is the specific heat of solid particle [J/kgK],  $C_w$  is the specific heat of water [J/kgK],  $n$  is the porosity [-],  $S_r$  is the degree of saturation,  $\rho_s$  is the density of solid particle [kg/m<sup>3</sup>],  $\rho_w$  is the density of water [kg/m<sup>3</sup>]. Specific heat of solid particle  $C_s$  is a function of temperature as follows,

$$C_s = 1.38 T + 732.5 \quad (2)$$

#### (b) Thermal conductivity

Thermal conductivity is a function of the degree of saturation as follows,

$$\lambda = 1.28 - \frac{0.71}{1 + e^{(S_r - 0.65)/0.10}} \quad (3)$$

where  $\lambda$  is the thermal conductivity [W/mK]. It is a function of the degree of saturation. Fig.1 shows the relationship between the degree of saturation and the thermal conductivity.

#### (c) Linear expansion

Linear expansion is  $1.0 \cdot 10^{-4}$  [1/K] which is given from the laboratory experiments.



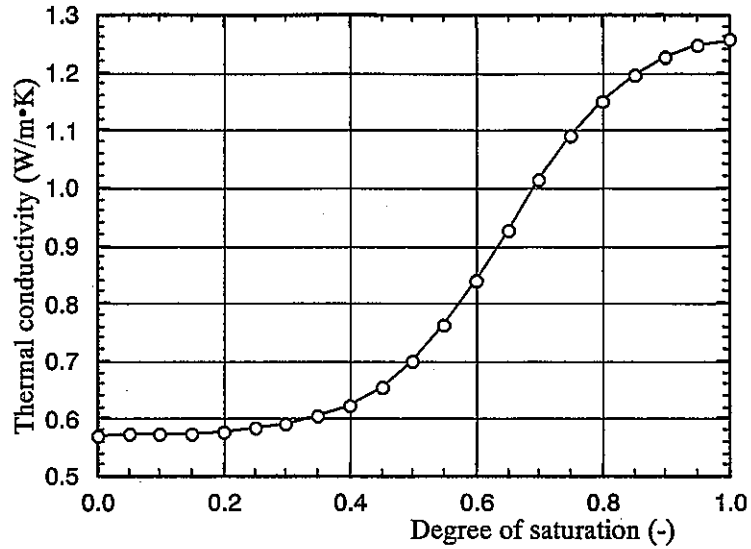


Fig.1 Dependence of thermal conductivity on Degree of saturation

2) Hydraulic properties

(a) Saturated hydraulic conductivity

Saturated hydraulic conductivity,  $k$  [m/s] of FEBEX bentonite is the function of the dry density,  $\rho_d$  [g/cm<sup>3</sup>] as follows.

$$\begin{aligned} \log(k) &= -6.00 \rho_d - 4.09 \quad (\rho_d = 1.30 \sim 1.47 \text{g/cm}^3) \\ \log(k) &= -2.96 \rho_d - 8.57 \quad (\rho_d = 1.47 \sim 1.84 \text{g/cm}^3) \end{aligned} \tag{4}$$

Assume that these values were obtained under 25 degrees Celsius, they can be converted into intrinsic permeability [m<sup>2</sup>] by following equation.

$$K = \frac{\mu k}{\rho g} \tag{5}$$

where  $\mu$  is the viscosity of water [Pa s],  $\rho$  is the density of water [kg/m<sup>3</sup>],  $g$  is the gravity acceleration [m/s<sup>2</sup>]. Viscosity and density of water at 25 degrees Celsius are

$$\mu (25^\circ\text{C}) = 0.893 \times 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s} \tag{6}$$

$$\rho (25^\circ\text{C}) = 997.04 \text{ kg/m}^3 \tag{7}$$

From equations (5), (6), (7), intrinsic permeability was estimated as follows.

$$\log(K) = -6.00 \rho_d - 11.13 \quad (\rho_d = 1.30 \sim 1.47 \text{g/cm}^3)$$

$$\log(K) = -2.96 \rho_d - 15.61 \quad (\rho_d = 1.47 \sim 1.84 \text{g/cm}^3) \tag{8}$$

Fig. 2 shows the relationship between intrinsic permeability and dry density.

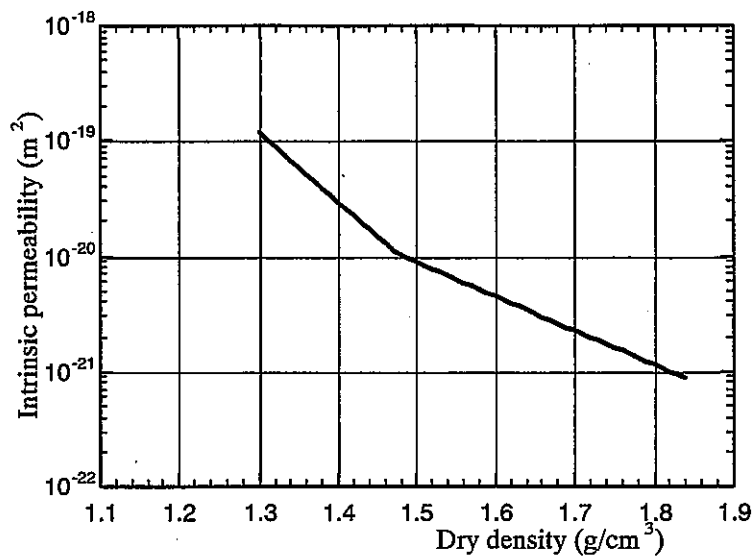


Fig. 2 Relationship between intrinsic permeability and dry density

(b) Relative permeability

Unsaturated hydraulic conductivity,  $k_{uns}$  is greatly dependent on degree of saturation. It can be given as the product of relative permeability,  $k_r$  by saturated permeability,  $k_{sat}$ . Relative permeability for FEBEX bentonite is given as following equation.

$$k_r = S_r^m \tag{9}$$

The value of  $m$  was identified by back analysis from laboratory tests. Table 1 shows the result of it. Various  $m$  values were obtained by different laboratory tests. For the simulation, the  $m$  value 3.0 is used.

Table 1 Exponent in relative permeability law obtained from different types of tests

Application		Value of $m$
Test	Infiltration Test(CIEMAT)	4.64
	Infiltration Test(UPC-DIT)	3.50
	Heat and water flow test 1	3.06
	Heat and water flow test 2	1.10
	Heat and water flow test 3	1.68
Analysis		3.0

(c) Water retention curve

Water retention curve is the relationship between suction,  $s$  [MPa] and degree of saturation,  $S_r$  [-], and is given as

$$\frac{S_r - S_{r\min}}{S_{r\max} - S_{r\min}} = \left[ 1 + (s/P_0)^{\frac{1}{1-\lambda}} \right]^{-\lambda} \tag{10}$$

where  $S_{r\min}$  and  $S_{r\max}$  are maximum and minimum saturation,  $P_0$  and  $\lambda$  are material parameters. The values of these properties were specified as Table 2. The values for the analysis of in-situ test are correspondence to those of dry density of 1.60 to 16.5g/cm<sup>3</sup> during wetting. van Genuchten model as shown in equation (11) is used for the simulation and the parameters for equation (11) are determined as equations (12) and (13).

$$\frac{S_r - S_{r\min}}{S_{r\max} - S_{r\min}} = \left[ \frac{1}{1 + (\alpha s)^n} \right]^{1-\frac{1}{n}} \tag{11}$$

$$\alpha = 0.033 \quad (1/\text{MPa}) \tag{12}$$

$$n = 2.125 \quad (-) \tag{13}$$

The retention curve for simulation is shown in Fig. 3.

Table 2 Parameters of the retention curves

Process	Dry density $\rho_d$ (g/cm <sup>3</sup> )	$P_0$ (MPa)	$\lambda$	$S_{r\min}$	$S_{r\max}$
Wetting path	1.70-1.75	90.0	0.45	0.00	1.00
	1.60-1.65	30.0	0.32	0.10	1.00
	1.58-1.59	4.5	0.17	0.00	1.00
Drying path	1.70-1.75	180.0	0.62	0.00	1.00
	1.58-1.59	30.0	0.15	0.00	1.00

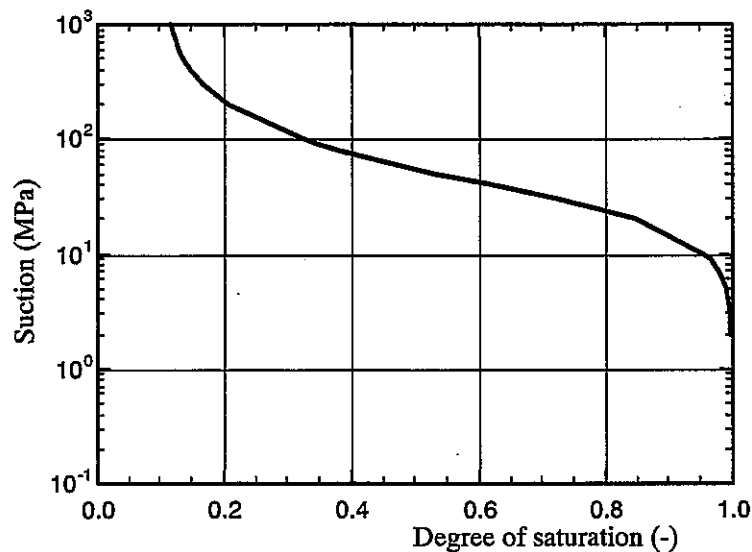


Fig. 3 Retention curve in analysis

(d) Thermal water diffusivity

Moisture movement due to thermal gradient in unsaturated area is expressed by using the coefficient of thermal water diffusivity,  $D_T$ . The value of  $D_T$  is determined by back analysis using the data of the laboratory tests by UPC. Intrinsic permeability, relative permeability and water retention curve are those specified in (a) to (c). Analytical conditions are as follows.

- size of specimen : diameter 38mm, height 76mm
- initial dry density : 1.68g/cm<sup>3</sup>
- thermal boundary conditions : 2.6W at one end and fixed at the other
- initial water content : 15.3%, 16.9%, 17.1%

Thermal water diffusivity obtained from the back analysis of laboratory test is as follows.

$$D_T = 1.0 \times 10^{-12} \text{ (m}^2\text{/s}^\circ\text{C)} \tag{14}$$

Fig. 4 shows the comparison between the simulated water contents by using the parameter in equation (14) and those of laboratory tests. Here distribution of water content in sample at 100 hours after starting from the tests is shown.

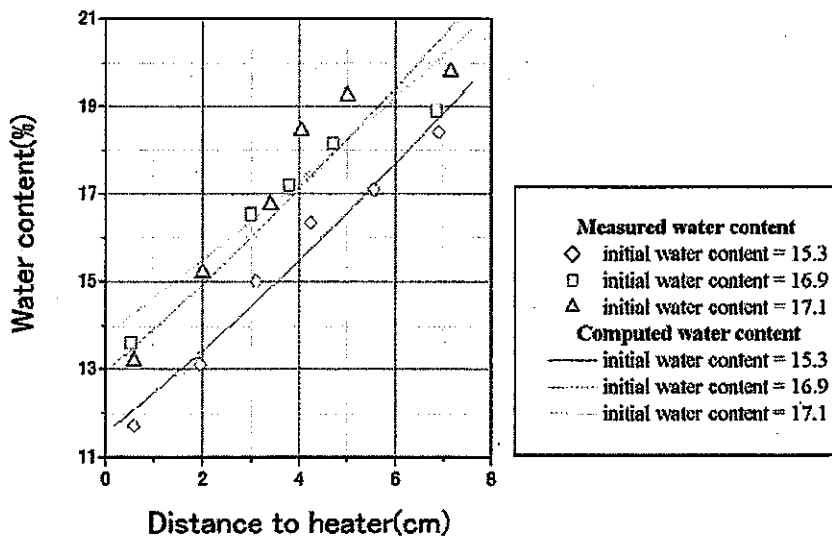


Fig.4 The comparison between the heat and water tests and analysis

3) Mechanical properties

(a) Elastic modulus

Fig.5 shows the relationship between the shearing modulus and the dry density, and Fig. 6 shows the relationship between the shearing modulus and the degree of saturation obtained by laboratory tests. These figures show that the shearing modulus increase with the increase of the dry density and the degree of saturation. Therefore, we assumed that shearing modulus  $G(\text{MPa})$  is expressed by using dry density  $\rho_d$  ( $\text{g}/\text{cm}^3$ ) and degree of saturation  $S_r$  (%) as following linear equation.

$$G = c_1 + c_2\rho_d + c_3S_r \tag{15}$$

The following equation shows the result of regression analysis by using the result of the test in  $S_3=0.01\text{Mpa}$ .

$$G = -234.7 + 176.0\rho_d + 2.1S_r \tag{16}$$

Fig. 7 shows the comparison of the relationship concerning shearing modulus between the value from equation (15) and measured one. For our simulation, the elastic modulus is needed. Elastic modulus  $E$  is calculated by following equation.

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \tag{17}$$

where  $\nu$  is Poisson ratio.

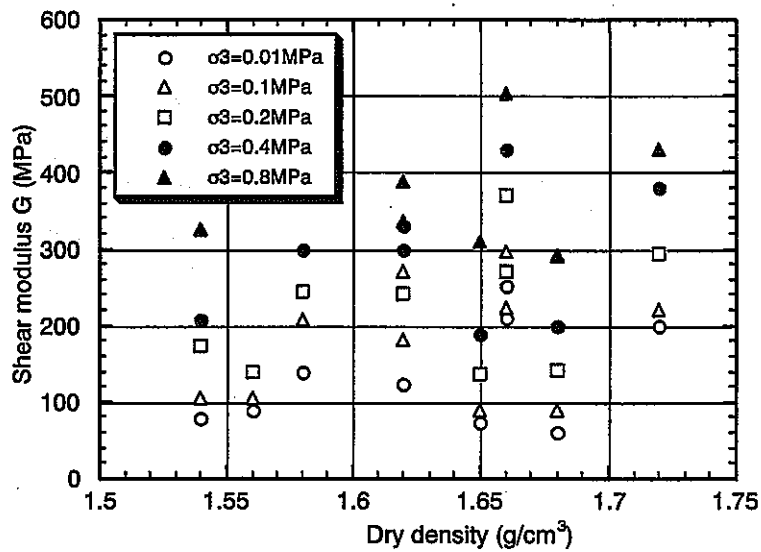


Fig. 5 The relationship between shearing modulus and dry density

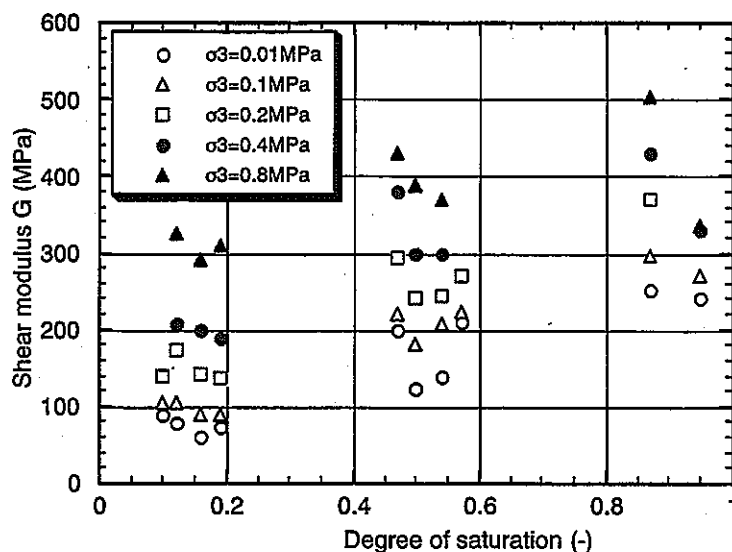


Fig. 6 The relationship between shearing modulus and degree of saturation

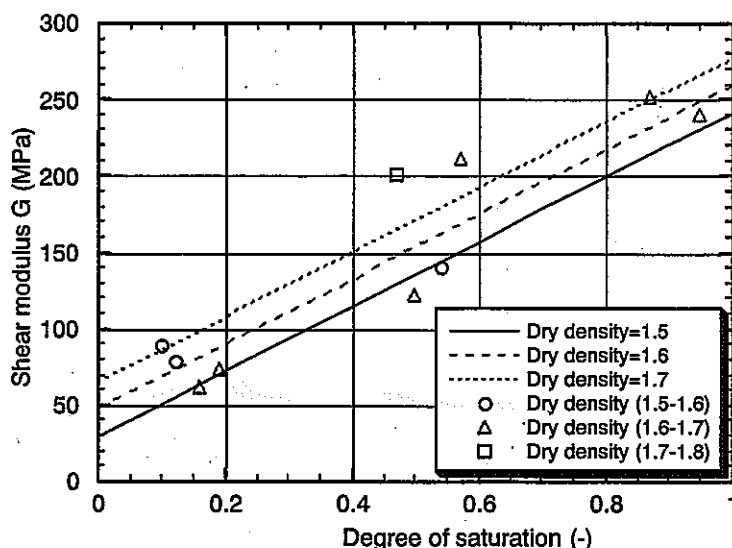


Fig. 7 Comparison of the relationship concerning shearing modulus

(2) Coupled thermo-hydro analysis of buffer material

1) Analytical conditions

THAMES3D is used for the numerical simulation. Fig. 8 shows the model geometry for the simulation, which includes the two heaters, buffer material, concrete-plug, tunnel, and host rocks. The origin for simulation is the point of contact between the center of the tunnel and the boundary between buffer material and concrete-plug. Positive direction of x-axis is longitudinal direction from the origin to buffer material. Positive direction of z-axis is vertical upward. The direction of y-axis is set as the system was right hand one. Since the site is line symmetric with the xz-plane, the model is made only in the positive part of y direction.

The initial state is when the engineering barrier system is emplaced, but the water pressure decreasing due to the excavation is not considered. The hydraulic head are specified 100m at host rocks, tunnel and concrete-plug, and the pressure head are specified -9194.7m at buffer material, which correspond to about

14% of water contents. Initial temperature is 20 degrees Celsius over the domain.

In this analysis it was assumed that hydraulic head and temperature at host rocks were fixed. And the coupled thermo-hydro phenomenon in the buffer material was only focused on.

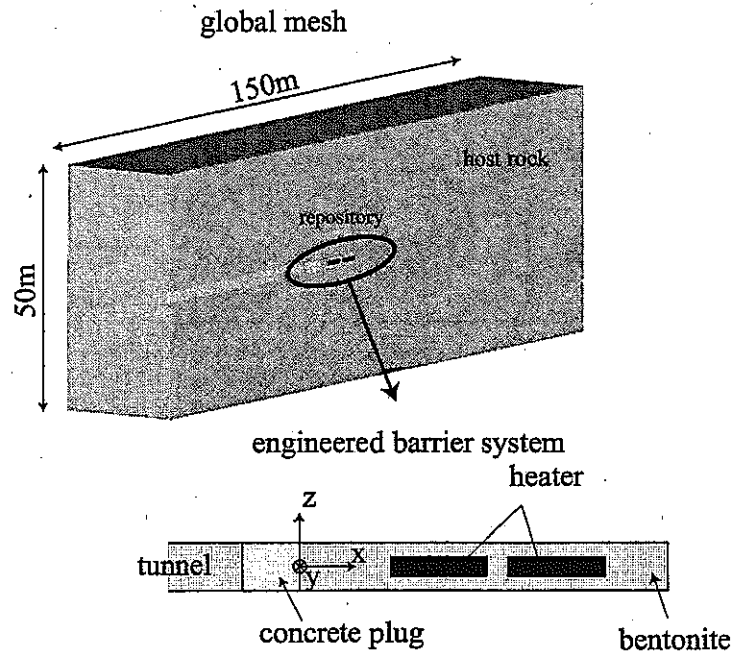
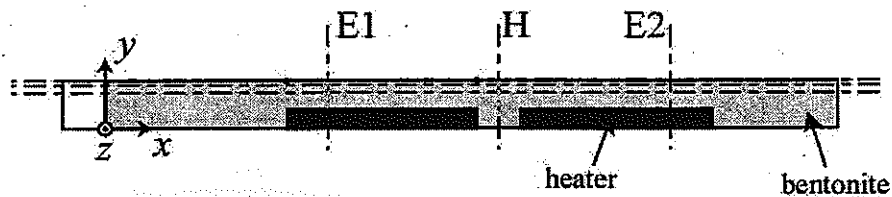


Fig.8 The model of FEBEX analysis



Distribution of saturation		Evolution of saturation	
radial direction		E1H	: x=5.325m; y=0.55m; z=0m
E1	: x=5.325m; y=0m	E1C	: x=5.325m; y=0.85m; z=0m
	: x=5.325m; z=0m	E1G	: x=5.325m; y=1.04m; z=0m
H	: x=9.375m; y=0m	HH	: x=9.375m; y=0.55m; z=0m
	: x=9.375m; z=0m	HC	: x=9.375m; y=0.85m; z=0m
E2	: x=13.425m; y=0m	HG	: x=9.375m; y=1.04m; z=0m
	: x=13.425m; z=0m		
longitudinal direction			
LG1	: z=0m; y=1.04m		
RC1	: z=0m; y=0.85m		

Fig. 9 Location of the observation lines and points

2) Result

(a) Re-saturation

Fig. 9 shows the location of the observation lines and points for the degree of saturation. Fig. 10 shows the time history of degree of saturation at the observation points. The points E1G and HG, those are close to the host rocks, are re-saturated in the earlier stage, while the points E1H and HH, those are close to the

heater, are slightly dried. The drying at E1H can be seen until about 150 days after heating. From Fig. 11 to Fig. 14 show the distribution of degree of saturation on the specified lines.

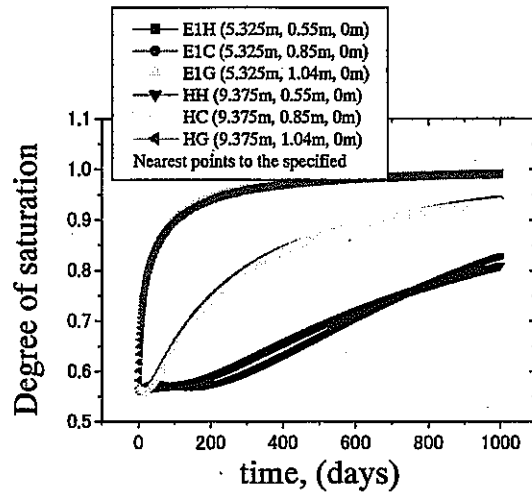


Fig. 10 Time history of degree of saturation at the observation points

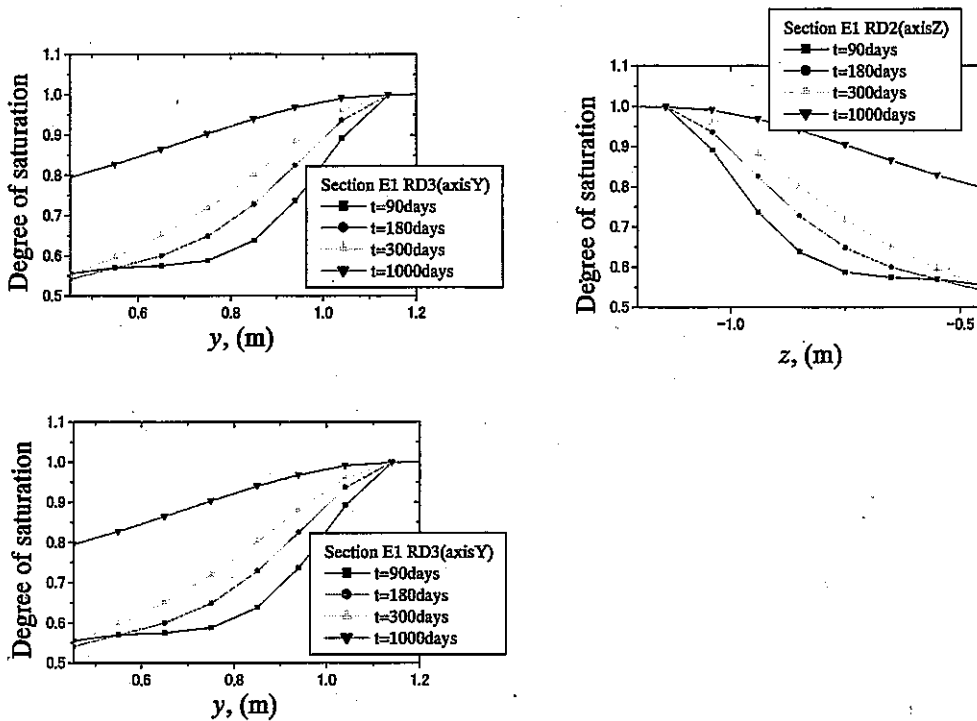


Fig. 11 Time distribution of saturation degree along the observation lines at E1



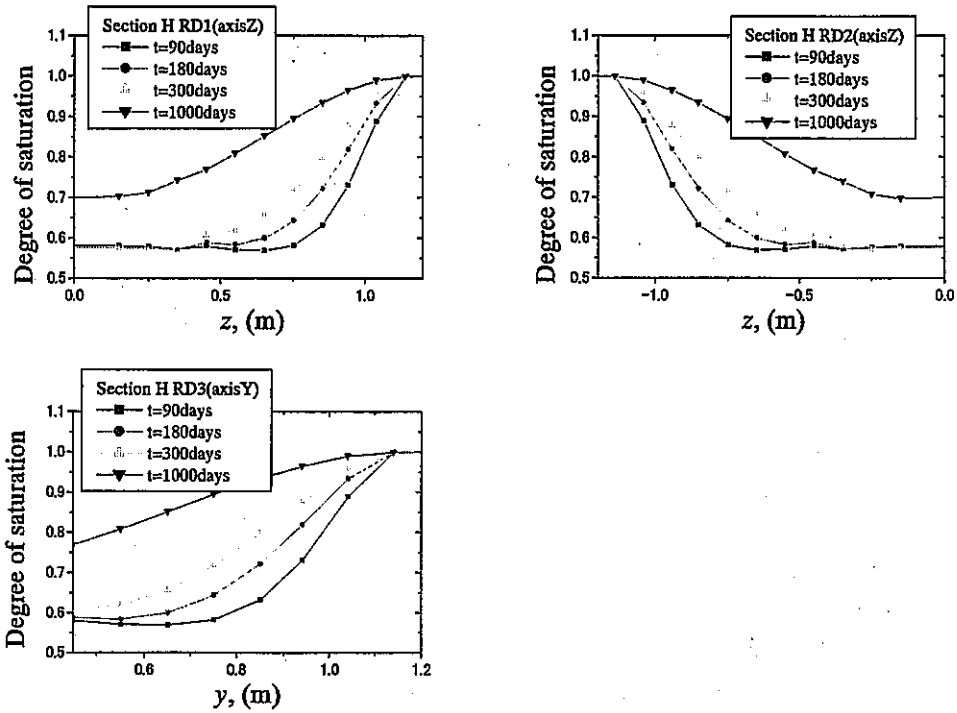


Fig. 12 Time distribution of saturation degree along the observation lines at H

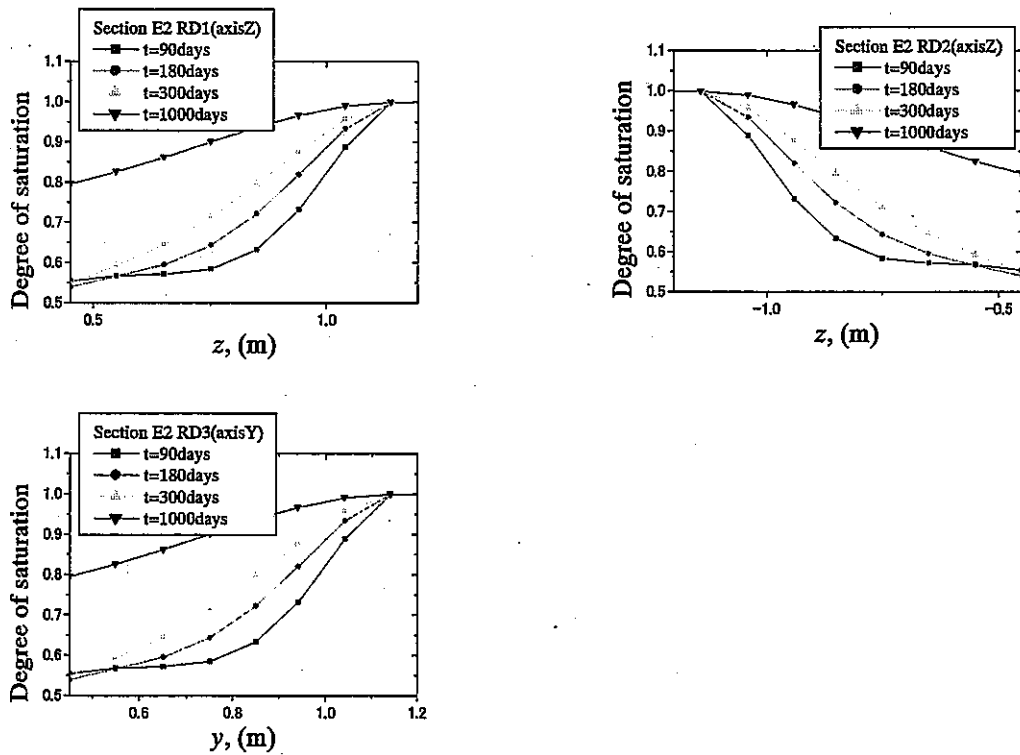


Fig. 13 Time distribution of saturation degree along the observation lines at E2

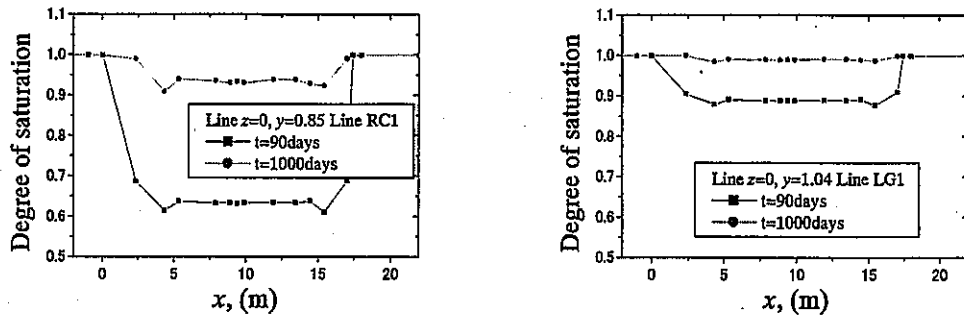


Fig. 14 Time distribution of saturation degree along the observation lines RC1, LG1

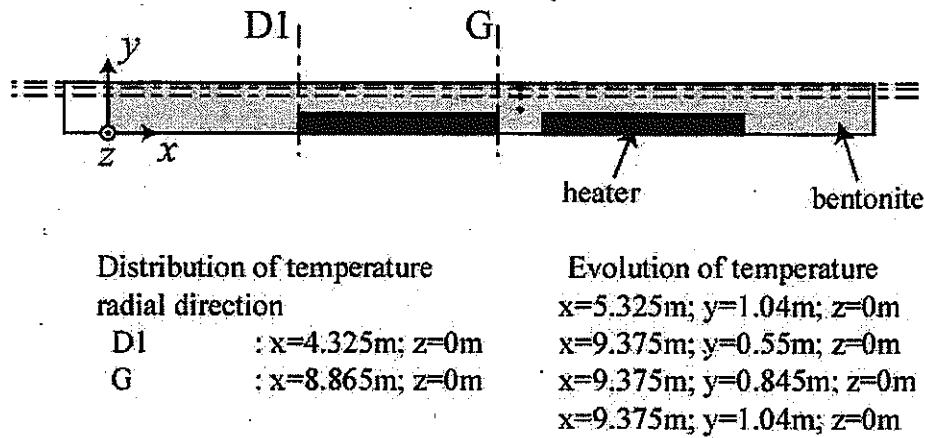


Fig. 15 Location of the observation lines and points

(b) Temperature

Fig. 15 shows the location of the observation lines and the points for temperature. Fig. 16 shows the time history of temperature at the observation points. Fig. 17 shows the distribution of temperature along D1 and G lines after 90 and 1000 days. Fig. 18 shows the evolution of heat flux. Temperature increasing rate until  $t=60$ days to  $70$ days is relatively high. The reason may be that estimated heat flux from the heaters is too high. From  $t=53$ days, temperature of heater is fixed, and the temperature at the observation points increases slowly with constant increase of heat flux. There are some points where temperature decreasing occurs. This is because of the increase of thermal conductivity due to the increase of degree of saturation. .

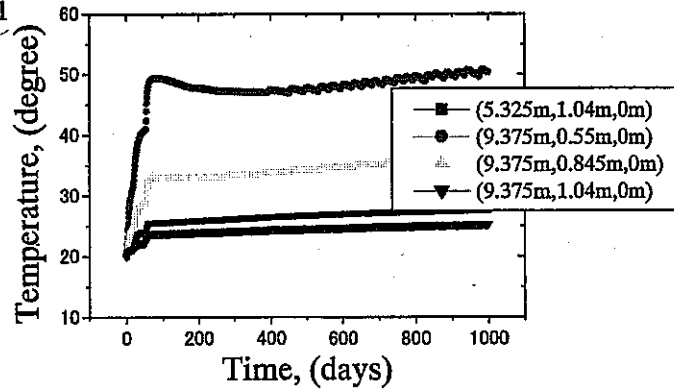


Fig. 16 Time history of temperature at the observation points

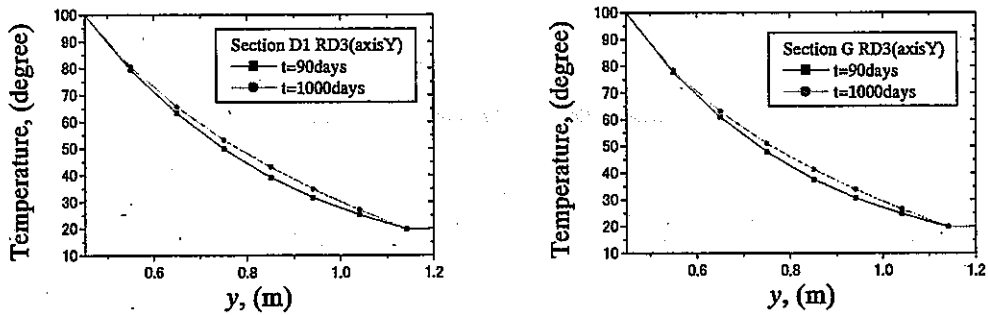


Fig. 17 Time history of temperature at the observation point

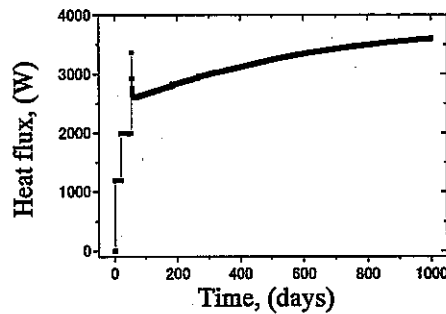


Fig. 18 The change of heat

### 3) Conclusion

In this analysis the heat flux from the heaters was overestimated. One of the reasons is that the temperature of rock was fixed. Consequently, the gradient of temperature inside the buffer became larger than the expected value. Drying was observed near the heater, but it appeared not so distinctly. This is not only because re-saturation was earlier than the diffusion due to gradient of temperature but also because heat is fixed 100m at host rocks. Actually, excavating tunnel causes the lowering of the water level in the rock, therefore it is inevitable to consider this effect.