

分置01

地層処分システムにおける熱—水—応力
連成モデルの開発(V)
(平成7年度)

(動力炉・核燃料開発事業団 受託研究内容報告書)

技 術 資 料		
開示区分	レ ポ ー ト N o.	受 領 日
Z	ZJ141296-003	9.5.23
この資料は技術管理室保存資料です 聞覧には技術資料聞覧票が必要です <small>動力炉・核燃料開発事業団 技術協力部技術管理室</small>		

1996年2月

株式会社 間 組

この資料は、動燃事業団の開発業務を進めるため、特に限られた関係者だけに開示するものです。については、複製、転載、引用などを行わないよう、また第三者への開示又は内容漏洩がないよう管理して下さい。また今回の開示目的以外のことには使用しないよう特に注意して下さい。

本資料についての問合せは下記に願います。

〒319-11 茨城県那珂郡東海村大字村松4-33

動力炉・核燃料開発事業団

東海事業所

技術開発推進本部・技術管理室

限 定 資 料

PNC ZJ 1412 96-003

1996年 2月

地層処分システムにおける熱一水一応力連成モデルの開発(V)

茂呂 吉司*

Tran Duc Phi Oanh*

雨宮 清**

要 旨

放射性廃棄物の地層処分においては緩衝材とその周辺岩盤に、廃棄体から発生する熱による力学・透水特性の変化、地下水の侵入による伝熱・力学特性の変化、緩衝材の膨潤、岩盤の変形による伝熱・透水特性の変化等が相互に複合して生じる。このため、人工バリア及びその周辺岩盤の伝熱特性、力学的挙動、水理特性等を評価するためには、これらの熱一水一応力連成現象を解析するモデル、コードの開発・確証が必要である。

本研究では、人工バリアの熱一水一応力連成モデル、コードを開発し、これまでの研究を整理し、成果をまとめた。

さらに、原位置における熱一水一応力連成試験の設計検討として、緩衝材の施工法および品質確認手法の検討を実施した。

本報告書は、株式会社間組が、動力炉・核燃料開発事業団の委託により実施した研究の成果である。

契約番号：070D0261

事業団担当部課室および担当者：環境技術開発部地層処分開発室 石川 博久

* : 株式会社間組技術研究所

** : 株式会社間組技術本部原子力部

COMMERCIAL PROPRIETARY
PNC ZJ 1412 96-003
FEBURARY, 1996

Development of the Coupled Model for Thermal, Hydrological, and Mechanical Processes in Geological Disposal (V)

Yoshiji Moro *

Tran Duc Phi Oanh *

Kiyoshi Amemiya **

Abstract

In the case of geological disposal of high level radioactive wastes, a coupled phenomenon involving thermal (T), hydrological (H), and mechanical (M) processes occurs in the buffer materials and surrounding rocks. This coupled phenomenon implies hydromechanical (HM) processes by heat dispersion, thermomechanical (TM) processes by ground water seepage, and thermohydrological (TH) processes by swelling of buffer materials and deformation of surrounding rocks.

Therefore the responses of buffer and rock mass cannot be predicted by the models considering each processes independently.

In the research herein, the study was made on the mechanisms of water movement in the buffer under the temperature gradient conditions and also the reviews were made to develop the coupled model, and the code for thermal, hydrological and mechanical (THM) processes of engineering barriers.

Furthermore, buffer compaction tests were performed in order to study the design of in-situ thermal, hydrological and mechanical (THM) experiment.

Work performed by HAZAMA Corporation under contact with Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation (PNC).

PNC Liaison : Hirohisa Ishikawa, Waste Technology Development Division, Geological Isolation Technology Section

* : Technical Research Institute of HAZAMA Corporation

** : Nuclear Power Department of HAZAMA Corporation

目 次

1. 研究の目的及び範囲	1-1
1.1 目的	1-1
1.2 業務委託の範囲	1-1
1.3 業務委託の内容	1-1
1.3.1 水一応力連成モデル、コードの改良・開発	1-1
1.3.2 連成モデル、コードの妥当性の評価	1-2
1.3.3 試験設計	1-2
2. 熱一水一応力連成モデル、コードの改良・開発	2-1
2.1 概要	2-1
2.2 基本的な熱一水一応力連成解析コードの基礎方程式	2-3
2.3 緩衝材を対象とした熱一水一応力連成コード	2-5
2.3.1 蒸発を考慮した基礎方程式	2-5
2.3.2 蒸気水の水分移動及び温度勾配による水分移動を考慮した基礎方程式	2-8
2.3.3 膨潤応力を考慮した基礎方程式	2-19
2.3.4 緩衝材内の熱一水一応力連成解析のための支配方程式	2-25
2.3.5 緩衝材モデルの開発のまとめ	2-27
2.4 岩盤を対象とした熱一水一応力連成コード	2-28
2.4.1 クラックテンソルの導入	2-28
2.4.2 Boussinesqu近似の導入	2-32
2.4.3 REVの検討	2-33
2.4.4 カムクレイモデルの導入	2-34
2.4.5 岩盤の連成解析のまとめ	2-37
3. 連成モデル、コードの妥当性の評価	3-1
3.1 DECOVALEX	3-1
3.1.1 概要	3-1
3.1.2 BMT1	3-2

3.1.3	BMT1（追加解析）	3-23
3.1.4	BMT3	3-33
3.1.5	BMT3（追加解析）	3-62
3.1.6	TC3	3-90
3.1.7	TC5	3-99
3.2	COUPLE	3-109
3.2.1	概要	3-109
3.2.2	日華石	3-109
3.2.3	COUPLEの解析	3-109
4.	試験設計	4-1
4.1	試験目的	4-1
4.2	試験方法	4-2
4.2.1	室内締固め試験	4-2
4.2.2	タンパーによる締固め確認試験	4-2
4.3	試験結果	4-4
4.3.1	室内締固め試験	4-4
4.3.2	タンパーによる締固め確認試験	4-8

参考文献

資料編

1. 研究の目的及び範囲

1.1 目的

放射性廃棄物の地層処分に於て、人工バリア及びその周辺岩盤の伝熱特性、力学的挙動、水理特性等を評価するためには、熱による力学・透水性の変化、水の侵入による伝熱・力学特性の変化、応力状態の変化による伝熱・透水特性の変化等、個々の現象が複合して生じる熱一水一応力連成現象を解析するためのモデル、コードの開発・確証が必要である。

このため、本研究では、緩衝材の温度勾配下の水分移動及び膨潤応力発生現象のメカニズムを考慮した連成モデル、コードの開発を行うとともに熱一水一応力連成試験設備（COUPLE）における実験結果との比較検討及び熱一水一応力連成モデルの開発・確証に関する国際共同研究「DECOVALEX」の例題解析等を通じてこれまでに開発した連成モデル、コードの妥当性について評価を行なう。更に、緩衝材の施工方法・品質確認の検討を行なう。

1.2 業務受託の範囲

- ① 热一水一応力連成モデル、コードの改良・開発
- ② 連成モデル、コードの妥当性の評価
- ③ 試験設計
- ④ 報告書の作成

1.3 業務受託の内容

1.3.1 热一水一応力連成モデル、コードの改良・開発

緩衝材大型試験設備においてこれまでに得られた知見から、緩衝材中の連成現象を評価するために、温度勾配による水分移動メカニズム及び膨潤応力発生現象のメカニズムを考慮した熱一水一応力連成モデルの開発を平成6年度までに検討してきた。

本年度は昨年度までに検討した熱一水一応力連成メカニズムを考慮した連成解析コードTHAMES（緩衝材用）のプログラム整備を実施する。整備の内容は、以下のとおりとする。

① 基礎式の展開：

連成モデルの基礎方程式を改良・開発した一連の作業を順おって整理し、成果をまとめる。

ここで、基礎方程式における各パラメータ及び各項の意味も明確にする。

② コードの整理と利用マニュアルの作成：

BIG-BEN（緩衝材大型試験設備）の解析に用いたコードを整理しマニュアルを作成する。このとき、DECOVALEXの例題解析で用いたクラックテンソルについても説明を加える。

さらに、COUPLE（熱一水一応力連成試験設備）での試験結果を踏まえ、弾塑性挙動を考慮した岩盤中の熱一水一連成挙動のモデル化を検討し、連成解析コードTHAMES（岩盤用）の改良・開発を行なう。

1.3.2 連成モデル、コードの妥当性の評価

平成6年度に引き続き、COUPLEでの試験についての解析及び熱一水一応力連成解析モデルの開発・確証に関する国際共同研究（DECOVALEX）の例題解析等を行ない、熱一水一応力連成モデル（THAMES）の妥当性の評価を行なう。

なお、必要に応じDECOVALEXプロジェクトのワークショップのための資料作成と報告を行なうものとする。

1.3.3 試験設計

熱一水一応力連成解析モデルの原位置での適応性を評価するための原位置試験の設計検討として、緩衝材の施工方法及び品質確認手法の検討を行なう。

緩衝材の材料はベンナイトを用い、まず室内で締固め試験および一軸圧縮試験を実施する。締固め試験のパラメータは、ベンナイトの粒度、含水比、締固めエネルギーとする。

次に、タンパーによる締固め確認試験（試料寸法縦50cm×横70cm）を実施する。ここでは、室内締固め試験で得られた最適含水比を参考に、3種類の含水比で締固めを行い、原位置試験での施工性について検討する。また、同時に、コアカッター法、舗装道路密度測定法、機械コアリング法等による密度測定を行い、原位置での密度管理方法についての知見を得る。

2. 热-水-応力連成モデル、コードの改良・開発

2.1 概要

高レベル放射性廃棄物の地層処分においては、ある期間貯蔵された廃棄物を地中深く処分することが計画されている。処分される廃棄物は、その時点ではまだ発熱しており、処分後数百年は自然状態よりも高い温度場が地盤中に形成されることが予想されている。そのような温度変化は地下水の挙動や地盤の変形挙動に影響を与えることが懸念されている。したがって、放射性廃棄物の地層処分の安全性評価に当たっては地盤中の熱学的・水学的・力学的挙動を連成した挙動の評価を行なう必要があり、そのために熱-水-応力連成解析コードの開発が行われてきた。また、人工バリアの一つである緩衝材においては、膨潤応力の発生等の岩盤とは異なる挙動が予想されるため、緩衝材を対象とした熱-水-応力連成解析コードを開発する必要がある。本章では、これまで実施してきた熱-水-応力連成解析コードの改良・開発の成果を整理し、開発した解析コードTHAMESの利用マニュアルを作成する。

熱-水-応力連成モデルに関する研究は1990年のバックフィル候補材に関する研究から始まっており、今年度で七年目になる長大なる研究テーマである。表2-1はこれまでの研究課題名と連成研究の概要を示したものである。

表2-1に見られるように、本研究は対象を緩衝材から亀裂性岩盤および軟岩も含めたものへと拡張されており、現象も蒸気移動、膨潤圧と非常に複雑なメカニズムを考慮したものに改良してきた。解析もBIGBENからDECOVALEXの三種類のベンチマークテスト、COUPLEの室内実験、釜石の原位置試験と様々な条件下のものに適用してきた。

同様の連成現象でも対象となる材料が異なると、考慮するべき現象、場が異なり、違ったモデルが必要である。また、解析結果は用いるパラメータの値に大きく左右され、解析モデルの精度の向上は、各種の実験・計測手法の発展と大きく関係がある。さらに、モデルは全ての現象を忠実に再現することを目的とするものではなく、工学的な目的のために検討するべき現象を予測することが大目的である。したがって、モデルの構築に当たっては、まずプロジェクトにおける問題点を整理することが先決であり、そして、経済的・実際的にどの程度の精度及び量の実験・実測が可能であるかを考え、それらのバランスからモデルを選択することが工学的見地からは重要なことであろう。

しかし、高レベル放射性廃棄物処分の問題においては、プロジェクトの概要および用いる材料と場所などが不確定であり、さらに実施に先立つ実験・計測の可能性についても不明な点が多い。したがって、現時点においてはモデルの確定的な選択は不可能である。しかしながら、逆に言えば、モデルの進歩が実験・計測の仕様に影響を与え、またその結果が設計に反映されるという通常の構造物の逆のプロセス

も可能であるといえる。そのような意味からは、本プロジェクトにおける解析モデルの進歩が占める役割は、比較的大きいと考えられる。さらに、本プロジェクトの成否に大きな影響を及ぼす将来予測が、解析によるシミュレーション結果を基になされると考えると、解析モデルの精度、適用範囲の向上が望まれる。

本研究で行った解析モデルの開発は、そのような背景を基に、実際に把握しえる知見の範囲を見据えながら、現状で最も有効であり、かつさらに精度と適用性の向上を図りながら行ってきた。そして、今まででは、実験室レベルあるいは架空の場での挙動を中心に考えてきたが、今後は原位置での試験を中心にさらに、緩衝材・岩盤と複合した場でのモデル化が必要であろう。

本研究は、一応、今年度で終了するが、それは実験室レベルで観察される現象および一般的な想定岩盤に対しての検討であった。今後の検討の場は、釜石で行われる原位置試験などを中心に、本邦の実情に則したモデルの摸索、および精度・適用性の向上に向かうものと思われる。

ここでは、以上のように今まで本研究で改良・開発してきたモデルの多くのモデルの整理を行う。まず、緩衝材・バックフィル材中の連成解析を行うために改良した項目について、その過程に沿って説明する。次に、岩盤への適用性向上のために改良した項目について説明する。

表2-1 連成研究の経緯

課題名と年度	連成解析に関する 課題名	対象	概要
'90 地層処分における バックフィル候補材に 関する調査 (I)	連成解析手法の調 査と試算	バックフィル 候補材	連成現象の調査、バックフィル候補材 の材料非線形性の調査、連成解析手法 の調査、BIGBENの試算
'91 地層処分における バックフィル候補材に 関する調査 (II)	バックフィル材の 熱・水・応力連成 解析	バックフィル 候補材	FINASによる熱伝導解析との比較、温 度勾配による水分移動を考慮した解析 (不飽和水分特性はBrooks & Corey式 より推定、蒸発量を不飽和水分特性の 温度変化より推定)
'92 地層処分システム における熱-水-応力連 成モデルの開発 (I)	熱-水-応力連成メカ ニズムの検討及び 連成モデルの開発 連成モデルの妥当 性の評価	バックフィル 候補材 岩盤	既往の蒸気移動モデルのレビュー、 BIGBENの解析 (動燃殿が試験した不 飽和水分特性、水分拡散係数を使用)、 DECOVALEX、BMT1の解析 (クッラ クテンソルの導入)
'93 地層処分システム における熱-水-応力連 成モデルの開発 (II)	熱-水-応力連成メカ ニズムの改良・開 発、 連成モデルの妥当 性の評価	緩衝材、 岩盤	緩衝材中の熱力学的考察、 温度勾配による水分移動を考慮した連 成モデルの開発 (飽和場まで拡張)、 D_T の検討、BIGBENの解析、 DECOVALEX、BMT1、BMT3の解析
'94 地層処分システム における熱-水-応力連 成モデルの開発 (III)	熱-水-応力連成メカ ニズムの改良、 連成モデルの妥当 性の評価	緩衝材、 岩盤	膨潤圧モデルの検討、 DECOVALEX、BMT3の解析 COUPLEの解析 (カムクレイモデルの 導入)
'95 地層処分システム における熱-水-応力連 成モデルの開発 (VI)	熱-水-応力連成メカ ニズムの改良、開発 連成モデルの妥当 性の評価	緩衝材、 岩盤	膨潤圧モデルの検討、 BIGBENの解析 (膨潤圧を考慮、 DECOVALEX、TC3)、BMT3の解析、 COUPLEの解析、釜石試験予備解析

2.2 基本的な熱-水-応力連成解析コードの基礎方程式

大西らによって開発された熱-水-応力連成解析コードTHAMESの支配方程式を以下に示す¹⁾。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。

応力の釣り合い式

$$\left[\frac{1}{2} C_{ijkl} (u_{k,l} + u_{l,k}) - \beta \delta_{ij} (T - T_o) + \chi \delta_{ij} \rho_f h \right]_j + \bar{\rho_s} b_i = 0 \quad (2-1)$$

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

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

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2-4)$$

$$\bar{\rho}_s = \rho - \chi \delta_{ij} \rho_j \quad (2-5)$$

ここで、 C_{ijkl} は弾性定数、 λ 、 μ はラメの定数、 E はヤング率、 ν はポアソン比、 α は膨張係数、 χ はBishopの不飽和パラメータ（飽和領域で1、不飽和領域で飽和度 S_r に等しい）、 ρ_f は地下水の密度、 ρ は地盤の密度、 b_i は物体力、 δ_{ij} はクロネッカーデルタである。

(2-1)式において第一項は力学的応力を表わす項、第二項は熱力学的応力を表わす項、第三項は有効応力の原理により生じる項（水圧の項）、第四項は外部物体力を表わす項である。

地下水の連続式

$$\begin{aligned} & \left\langle \rho_f k(\theta)_{ij} h_j \right\rangle_{,i} - \rho_{fo} n S_r \rho_f g \beta_P \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_f C(\psi) \frac{\partial h}{\partial t} \\ & - \rho_f S_r \frac{\partial u_{i,i}}{\partial t} + \rho_{fo} n S_r \beta_T \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \end{aligned} \quad (2-6)$$

ここで、 $k(\theta)_{ij}$ は不飽和透水係数テンソル、 θ は体積含水率、 ρ_{fo} は初期状態の地下水の密度、 n は間隙率、 S_r は飽和度、 β_p は水の圧縮係数、 $C(\psi)$ は比水分容量で $\partial \theta / \partial \psi$ で表わされる。 ψ は圧力水頭、 β_T は水の熱膨張係数である。

(2-6)式において第一項は水分移動を表わす項、第二項は水頭の変化による間隙流体の密度変化を表わす項、第三項は飽和度の変化を表わす項、第四項は多孔質の骨格変化を表わす項、第五項は温度変化による間隙流体の密度変化を表わす項である。

エネルギー保存則

$$\begin{aligned} & (\rho C_v)_m \frac{\partial T}{\partial t} + n S_r \rho_f C_{vf} V_f T_{,i} - K_{Tm} T_{,ii} + n S_r T \frac{\beta_T}{\beta_P} k(\theta) h_{,ii} \\ & + \frac{1}{2} (1-n) \beta T \frac{\partial}{\partial t} (u_{i,j} + u_{j,i}) \delta_{ij} = 0 \end{aligned} \quad (2-7)$$

$$(\rho C_v)_m = n S_r \rho_f C_{vf} + (1-n) \rho_s C_{vs} \quad (2-8)$$

$$K_{Tm} = n S_r K_{Tf} + (1-n) K_{Ts} \quad (2-9)$$

ここで、 $(\rho C_v)_m$ は水と骨格粒子からなる場の比熱、 C_{vf} は流体の比熱、 C_{vs} は固相の比熱、 K_{Tm} は水と骨格粒子からなる場の熱伝導係数、 K_{Tf} は流体の熱伝導係数、 K_{Ts} は固相の熱伝導係数である。また、 V_f は流体の流速である。

(2-7)式において第一項は内部エネルギーの変化を表わす項、第二項は熱対流による内部エネルギーの変化を表わす項、第三項は熱伝導による内部エネルギーの変化を表わす項、第四項は間隙水圧の変化による内部エネルギーの変化を表わす項、第五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わす項である。

2.3 緩衝材を対象とした熱一水一応力連成コード

2.3.1 蒸発を考慮した基礎方程式

蒸発を考慮する場合には地下水の連続式(2-6)の左辺に蒸発による水分量の変化 q_v を加える必要がある。

また、蒸気水の連続式は次式のようになる。

$$\frac{\partial \rho_v \theta_v}{\partial t} = \rho_v \frac{\partial}{\partial x_i} \left(D_\theta \frac{\partial \theta_v}{\partial x_i} \right) \quad (2-10)$$

ここで、 θ_v は蒸気水の体積含水率、 D_θ は蒸気水の移動係数、 ρ_v は蒸気密度である。ここでは、蒸気密度の空間微分は微小であると仮定して無視している。

また、 θ_v 、 ρ_v は温度のみの関数であると仮定する。一般には、蒸気密度は温度と圧力の関数で与えられるが、処分ピットの中では急激な圧力変化は起こらないと仮定して、ここでは温度のみの関数であるとする。このような仮定を用いると(2-10)式は以下のようになる。

$$\rho_v \frac{\partial \theta_v}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} + \theta_v \frac{\partial \rho_v}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} = \rho_v \frac{\partial}{\partial x_i} \left(D_\theta \frac{\partial \theta_v}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + \rho_v q_T \quad (2-11)$$

(2-11)式と(2-6)式とを足し合わせることにより、水分の連続式と考える。したがって、地下水の連続式は以下のようになる。

$$\begin{aligned} & \left\{ \rho_f k(\theta)_{ij} h_j \right\}_{,i} + \left\{ \rho_v D_\theta \frac{\partial \theta_v}{\partial T} T_{,i} \right\}_{,i} \\ & - \rho_{fo} n S_r \rho_f g \beta_P \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_f C(\psi) \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_f S_r \frac{\partial u_{i,i}}{\partial t} \\ & + \rho_{fo} n S_r \beta_T \frac{\partial T}{\partial t} - \rho_v \frac{\partial \theta_v}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} - \theta_v \frac{\partial \rho_v}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} + (\rho_v - \rho_f) q_T = 0 \end{aligned} \quad (2-12)$$

一方、エネルギーの保存則には、蒸発による潜熱移動を加える必要がある。蒸発量は q_f であるので、これに単位質量当たりの潜熱と水の密度を乗じることにより、潜熱移動を求める。したがって、エネルギーの保存則は以下のようになる。

$$\begin{aligned} & (\rho C_{\nu})_m \frac{\partial T}{\partial t} + n S_r \rho_f C_{vf} V_{fi} T_{,i} - K_{Tm} T_{,ii} + \rho_f H q_T \\ & + n S_r T \frac{\beta_T}{\beta_p} k(\theta) h_{,ii} + \frac{1}{2}(1-n) \beta T \frac{\partial}{\partial t} (u_{i,j} + u_{j,i}) \delta_{ij} = 0 \end{aligned} \quad (2-13)$$

ここで、 H が単位質量当たりの水の蒸発潜熱である。

以上の場の方程式を解くためには、新たに $\partial \theta^v / \partial T$ と $\partial \rho_f / \partial T$ を与える蒸気に関する状態方程式が必要である。そこで、間隙は液状水と蒸気水によって満たされていると仮定すると以下のようになる。

$$S_r + S_v = 1 \quad (2-14)$$

$$\theta^v + \theta = n \quad (2-15)$$

ここで S_v は蒸気の飽和度である。

ここでは、(2-15)式の関係と不飽和水分特性の温度依存性を用いて $\partial \theta^v / \partial T$ を求める。一般に、毛管高さ h_p は次式で表わすことができる。

$$h_p = \frac{2\sigma \cos\alpha}{\rho_f g R} \quad (2-16)$$

ここで、 σ は水と空気の表面張力、 α は接触角、 R は毛管半径である。

また、水と空気の表面張力は温度の関数で与えることができ、図2-1のような関係にある。

$$\sigma = 7.6159 \times 10^{-4} - 1.7243 \times 10^{-5} T \quad (\text{N/cm}) \quad (2-17)$$

このように、温度～表面張力関係には線形な関係があり、その相関係数は0.9991である。この関係の傾きが蒸気水と水の表面張力にあてはまると仮定すると、温度差 ΔT が生じた時の毛管高さの差 Δh_p は次のようになる。

$$\Delta h_p = \frac{2\cos\alpha}{\rho_f g R} (-1.7243 \times 10^{-5} \Delta T) \quad (2-18)$$

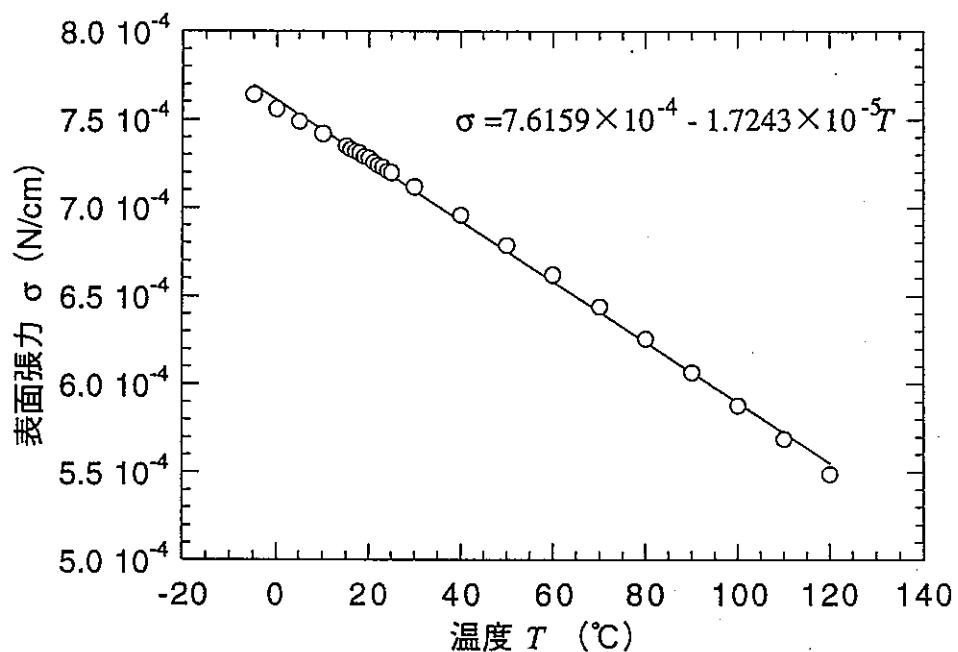


図2-1 温度と表面張力の関係

したがって、不飽和水分特性 $\theta \sim \psi$ 関係は、温度が ΔT 高くなると図2-2のように下方へ Δh_p 移動する事になる。すなわち、あるサクションにおいて温度が高くなると図2-2に示したように、液状水の体積含水率が θ' から θ'^{+1} に変化する。この差分だけが不飽和状態の液状水から蒸気水へと変化すると仮定する。よって、蒸気水の体積含水率の変化は(2-15)式より以下のようなになる。

$$\Delta \theta_v = -\Delta \theta = \theta' - \theta'^{+1} \quad (2-19)$$

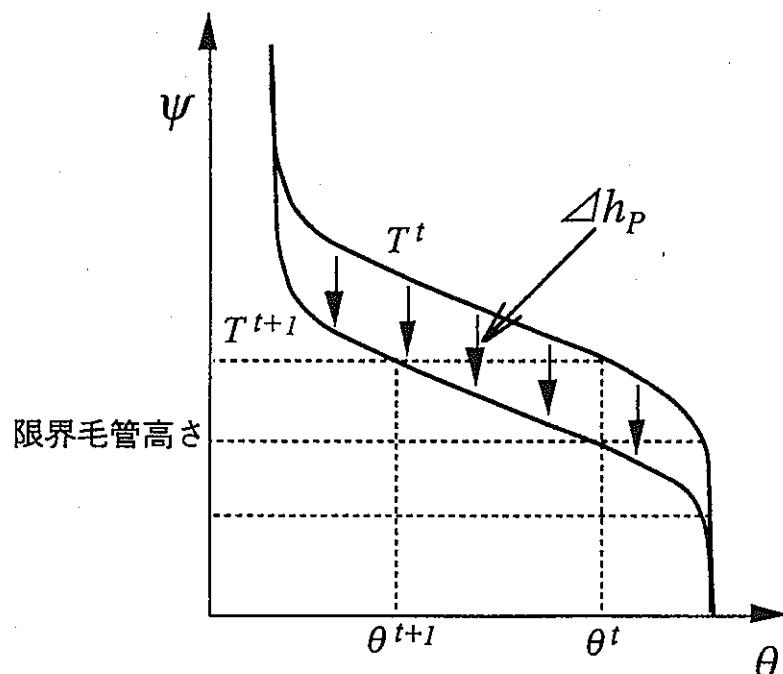


図2-2 不飽和水分特性の温度変化概念図

これを用いて、 $\partial\theta_v/\partial T$ を次のように設定することができる。

$$\frac{\partial\theta_v}{\partial T} = \frac{\theta^t - \theta^{t+1}}{T^{t+1} - T^t} \quad (2-20)$$

次に蒸気密度の温度変化であるが、これは以下の式を用いて求める。

$$\rho_v = 10^{-6} \exp \left(19.819 - \frac{49759}{T + 273} \right) \left(\text{tf/m}^3 \right) \quad (2-21)$$

$$\frac{\partial\rho_v}{\partial T} = \frac{4975.9 \rho_v}{(T + 273)^2} \quad (2-22)$$

以上より(2-12)式を解くことができる。また(2-13)式の φ_t は、 $\Delta\theta_v$ である。

また蒸発潜熱は次式より求める。

$$H = 595.9 - 0.548T \quad (\text{cal/g}) \quad (2-23)$$

2.3.2 蒸気水の水分移動及び温度勾配による水分移動を考慮した基礎方程式

(1) 支配方程式

不飽和ペントナイト中の水分は、蒸気水と液状水の二相で移動すると言われている²⁾。そこでここでは水分の移動が蒸気水と液状水との二相で生じるモデルの開発を行なう。本来は、液状水と蒸気水の圧力を分けて考慮する必要があるがTHAMESは、未知数が多いため、さらに蒸気水の圧力を未知数として扱うことが困難であるため液状水と蒸気水の圧力が平衡に達していると仮定して式の展開を行なう。したがって、液状水と蒸気水の圧力勾配による流れの方向は同一となる。

液状水の移動式は次式の様になる。

$$\frac{\partial(\theta_l\rho_l)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left| \rho_l D_{Tl} \frac{\partial T}{\partial x} + \rho_l D_{\theta l} \frac{\partial \theta}{\partial x} \right| + \rho_l \frac{\partial k_z}{\partial z} - Y \quad (2-24)$$

上式において、 ρ_l は水の密度、 D_θ は水分拡散係数テンソル、 D_T は温度勾配による水分移動に関する係数テンソル、 θ は体積含水率、 Y はサクションである。 T は温度、 k_z は鉛直方向の透水係数、 Y は蒸発による水分移動である。添え字 l は、液状水の状態であることを示している。

一方、蒸気水の移動式は次式の様になる。

$$\frac{\partial(\theta_v \rho_v)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\rho_v D_{T_v} \frac{\partial T}{\partial x} + \rho_v D_{\theta_v} \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + Y \quad (2-25)$$

ここで、添え字 v は蒸気水の状態を示している。

(2-24)式において体積含水率の勾配で水分が移動する項を透水係数を用いて書き直すと以下の様になる。

$$\frac{\partial(\theta_l \rho_l)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\rho_l D_{T_l} \frac{\partial T}{\partial x} + \rho_l K \frac{\partial \psi}{\partial x} \right) - Y \quad (2-26)$$

ここで、 $\psi = \psi_m + \delta_{ij} \psi_g$ 、 ψ_g は重力ポテンシャル、 ψ_m はマトリックポテンシャル、 δ_{ij} はクロネッカーデルタである。(2-25)式と(2-26)式を足し合わせることにより、水分の質量保存式が以下の様に求められる。

$$\frac{\partial(\theta_l \rho_l + \theta_v \rho_v)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left((\rho_l D_{T_l} + \rho_v D_{T_v}) \frac{\partial T}{\partial x} + \rho_l K \frac{\partial \psi}{\partial x} + \rho_v D_{\theta_v} \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \quad (2-27)$$

この式は、このままでは、左辺の時間微分項の内部に T あるいは ψ 、 θ という未知数が無いので、解くことができない。

左辺の時間微分項は、単位体積中の液状、気状の水の質量変化を表わしている。蒸気水は、移動しているときには、気状であり、その密度は液状の場合と比較して $1/1000$ ほどであろうと思われる²⁾。したがって、左辺の $\theta_v \rho_v$ は無視してもさほど影響はないものと思われる。

また、右辺の第二、三項は図2-3のように、測定結果を液状水と気状水に分離できるのであれば、両者を体積含水率で分離する必要はなく、全ての体積含水率の範囲で両方の状態を扱うことができる。

右辺第一項の温度勾配による移動に関しては、気状及び液状の二つに分けて測定することは困難であり、この項は体積含水率が一定の場合に成り立つので、体積含水率の関数として D_T を扱うことも不適切である。したがって、ここでは、液状も気状も区別せずに扱うことが、実際問題への適用に当たっては妥当であろうと思われる。

そのように仮定すれば、未知数を全水頭に置き換えて、(2-27)式の左辺を間隙率と密度と飽和度の変化を考慮して展開すると(2-12)式は以下の様になる。

$$\begin{aligned}
& \left\{ D_{\theta vij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_j - z_j) + \frac{k_{satij} K_r}{\mu} h_j \right\}_i + \langle D_T T, i \rangle_i \\
& - \rho_f \sigma n S_r \rho_f g \beta_P \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_f C(\psi) \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_f S_r \frac{\partial u_i, i}{\partial t} \\
& + \rho_f \sigma n S_r \beta_T \frac{\partial T}{\partial t} = 0
\end{aligned} \tag{2-28}$$

ここで、 k_{sat} は飽和透水係数テンソル、 K_r は不飽和領域の透水性の飽和領域のそれに対する比である比透水係数、 μ は動粘性係数、 D_T は温度勾配による水分移動に関する係数である。 $\partial \theta / \partial \psi$ は不飽和水分特性から求められる係数、 θ は体積含水率、 ψ は化学ポテンシャルである。 ρ_f は初期状態の地下水の密度、 n は間隙率、 S_r は飽和度、 β_p は水の圧縮係数、 $C(\psi)$ は比貯留係数で $\partial \theta / \partial \psi$ で表わされる。 β_T は水の熱膨張係数である。 u_i は変位ベクトル、 T は温度、 h は全水頭である。

上式において、蒸気水の水分拡散係数は(2-25)式の $D_{\theta v}$ に ρ_f を乗じたものである。これは、 $D_{\theta v}$ を実験より求める際に、水分の質量フラックスが体積含水率の勾配に水分拡散係数を乗じた形で求められるとしているので、それから求められる水分拡散係数は(2-28)式で表わしたように、密度を前に掛ける必要のない係数となるからである。同様に、 D_T の前の密度も削除されている。

透水係数 $k_{sat} K_r$ は、 $D_{\theta v}$ に $\partial \theta / \partial \psi$ を乗じて求められた値を動粘性係数で除して求められる。 $D_{\theta v}$ は $D_{\theta v}$ と同様に質量フラックスの係数であるので、(2-26)式の K の前の密度がここでも省略されている。したがって、ここで用いる全水頭は長さの単位をもつ。

このような取り扱いを行なうと、拡散係数の単位も通常用いるものに、密度の単位を乗じたものになるが、意味は通常の係数と変わらないので、混乱を避けるために、図表の単位は通常用いるものと同じ次元を用いる。

このように、今回の解析では、水分移動を蒸気水は水分拡散で、液状水はダルシー則で表わしている。また、今回の解析で用いるTHAMESは、熱-水-応力連成解析コードで、未知数が全水頭、変位、温度であるので、蒸気水の水分拡散係数に水分勾配を乗じることによって表わされる水分移動を、蒸気水の水分拡散係数 $D_{\theta vij}$ に $\partial \theta / \partial \psi$ を乗じて、水分勾配の代わりに圧力勾配で移動する式を用いる。その他、式(2-28)の左辺第二項に示すように、温度勾配で水分移動する項を、通常のTHAMESで用いている地下水の連続式に加えている。その他の時間微分に関する項には変更はない。

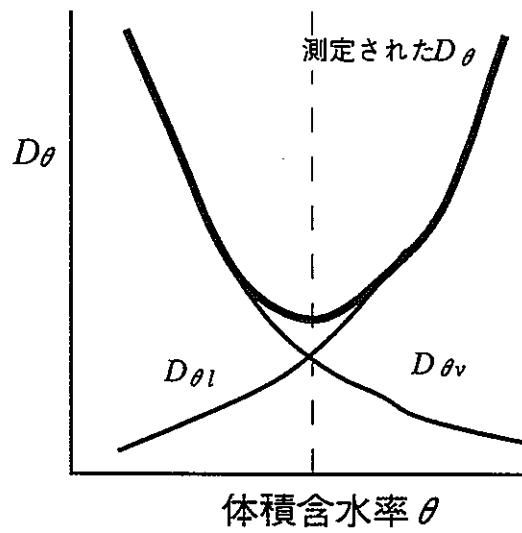


図2-3 水分拡散係数と体積含水率の関係

また、エネルギーの保存則は以下で表わされる。

$$\begin{aligned}
 & (\rho C_v)_m \frac{\partial T}{\partial t} + ns_r \rho_f C_{vf} V_f T_{,i} - K_T m T_{,ii} + \rho_f H D_{\theta vij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_j - z_j) \\
 & + n S_r T \frac{\beta_T}{\beta_P} \left\{ D_{\theta vij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_j - z_j) + \frac{k_{satij} K_r}{\mu} h_j \right\}_{,i} + \frac{1}{2} (1-n) \beta T \frac{\partial}{\partial T} (u_{i,j} + u_{j,i}) = 0 \quad (2-29)
 \end{aligned}$$

ここで、 H が単位質量あたりの水の蒸発潜熱である。

(2) 温度勾配下における水分移動の解析

① 概要

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。ここでは、(2-28)式のモデルを用いた解析を行なうことにより、 D_T の値について検討を行なう。実験は動然事業団殿が行なった温度勾配下の水分移動実験結果を用いる。

② 解析条件

今回の検討で用いる解析モデル図を図2-4に示す。

供試体の寸法は直径48×高さ100mmである。温度は同図に示すように上端を25°Cで固定、下端を45°C、55°Cの二ケースで固定し、温度勾配を与えた。供試体はペントナイト100%であり、物性値は実験時に得られたものを用いた。すなわち、密度は 1.6g/cm³とし、初期含水比は下端の設定温度45°Cの時は13.78%、設定温度55°Cの時は14.46%とした。

境界はすべて変位固定、かつ、no flow境界とした。

③ パラメータの設定

a. 温度勾配による水分移動に関する係数

今回の解析では、温度勾配のみにより水分移動が生じるため、パラメータとして温度勾配による水分移動に関する係数 D_T が重要になってくる。そこで、まず D_T を一定として解析を行ない、 D_T による水分移動状況を考察する。また、 D_T は温度に対する非線形性を有しているとも考えられるため、 D_T を以下のように設定して解析を行なう。

$$D_T = D_{To} \exp \left(\alpha \frac{T - T_o}{T_o} \right) \quad (2-30)$$

ここで、 D_{To} は規準となる係数の値、 T_o は初期温度、 α 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。

b. 水分拡散係数および比透水係数

蒸気水の水分拡散係数および液状水の比透水係数は、動燃事業団殿によって同密度のペントナイト100%の供試体に対して測定されたものを用いる。これらは、体積含水率の関数で図2-5のようになる。これより、ある体積含水率を境に、蒸気水が支配的に移動する領域と液状水が支配的に移動する領域とに分けられることがわかる。

c. 不飽和水分特性

今回の解析では、 $\partial \theta / \partial \psi$ を蒸気水の水分拡散係数に乗じて、圧力勾配で蒸気水が移動する式を用いている。そのために、 $\partial \theta / \partial \psi$ が必要であり、これは $\theta - \psi$ 関係から求められる。解析で用いた $\theta - \psi$ 関係は、動燃事業団殿が求めた図2-6の関係を用いる。

d. その他のパラメータ

その他のパラメータについては、表2-2に示す値を用いる。

また熱伝導係数、比熱に関しては(2-31)、(2-32)式に示す様に、熱伝導係数については体積含水率の関数、比熱については体積含水率と湿潤密度の関数として設定した。

$$K_{Tm} = 0.33 + 3.1 \theta \quad (\text{kcal/m/hr/}^{\circ}\text{C}) \quad (2-31)$$

$$(\rho C_v)_m = \frac{\rho_d \times 0.2 + \theta}{\rho_t} \quad (\text{kcal/kg/}^{\circ}\text{C}) \quad (2-32)$$

ここで、 θ は体積含水率、 ρ_d は乾燥密度、 ρ_t は湿潤密度である。

表2-2 解析に用いたパラメータ

弾性係数 (gf/cm ²)	ポアソン比	飽和透水係数 (cm/s)	熱膨脹係数 (1/°C)
2.00×10^6	0.30	2.00×10^{-11}	1.00×10^{-5}

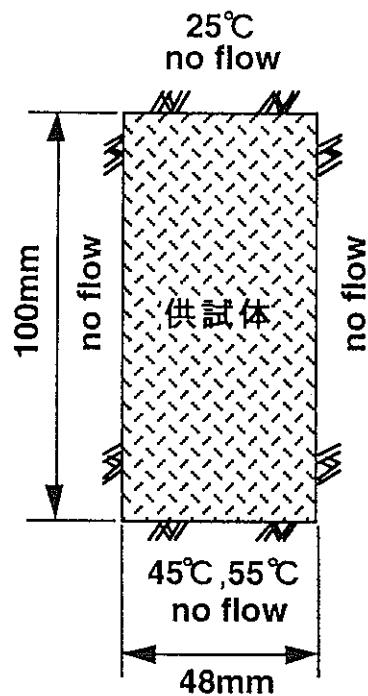


図2-4 解析モデル図

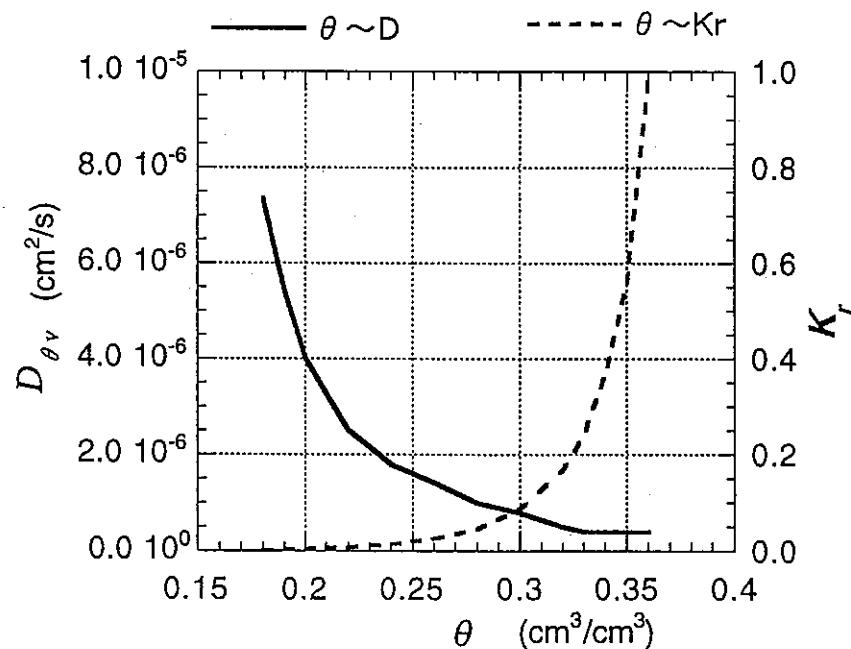


図2-5 蒸気水の水分拡散係数、および比透水係数と体積含水率の関係

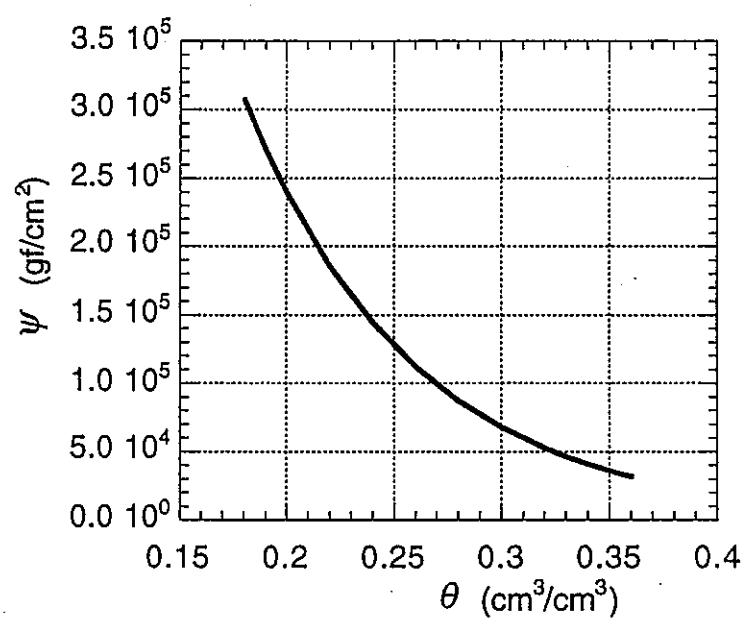


図2-6 不飽和水分特性

④ 解析結果および考察

図2-7、8に設定温度45°Cの時の含水比分布の実験値と解析値の比較を示す。横軸は温度を25°Cで固定した上端からの距離を表わす。すなわちx=10cmの点が温度を45°Cで固定した下端面である。それぞれ温度勾配による水分移動に関する係数 D_T が一定の場合であり、図2-7は $D_T = 1 \times 10^{-6}$ 、図2-8は $D_T = 1 \times 10^{-5} \text{ cm}^2/\text{s}^\circ\text{C}$ である。図2-7より D_T を $1 \times 10^{-6} \text{ cm}^2/\text{s}^\circ\text{C}$ で一定とした場合、温度勾配による含水比の変化はほとんど見られないことが分かる。 D_T を $1 \times 10^{-5} \text{ cm}^2/\text{s}^\circ\text{C}$ とすると温度の高い点で含水比が小さくなり、温度の低い点で含水比が大きくなり、水分が温度勾配により低温側に移動するが、実験値と比べるとその移動は小さい。

図2-9は、 D_T に(2-30)式で示したような温度に対する非線形性を持たしたものである。 T_0 は25°Cとし、 D_{T_0} 、 α は実験値に合うように調整した。その結果、 D_T が温度に対する非線形性を有すると温度勾配による水分移動量は大きくなり、同図に示すように、 $D_{T_0} = 9 \times 10^{-6} \text{ cm}^2/\text{s}^\circ\text{C}$ 、 $\alpha = 1.8$ の時、実験値と良く一致した。

そこで、同じ D_{T_0} 、 α の値を用いて高温側設定温度55°Cの時の、実験値と解析値の比較をしたものを作成した。横軸は温度を25°Cで固定した上端からの距離を表わし、x=10cmの点が温度を55°Cで固定した下端である。同図より、供試体中の含水比変化の傾向は実験値と解析値とで大体一致していることが分かる。しかし、温度の高い点での含水比の変化量は実験値と解析値とでほぼ同じであるが、温度の低い点では実験値は解析値ほど大きく含水比は変化していない。解析では水分は供試体中で温度の高い点から低い点へと移動して行くのみで供試体の外へは出て行かないため、供試体中で水分量の保存則が満足される。一方、実験では詳細な観察によると上端低温側の食品包装用ラップフィルムに多くの水滴が付着していたという報告もあり、必ずしも閉じた系にはなっていなかったものと思われる。おそらく、低温側の水分量の減少は、供試体の外への水分の放出のために起こったものと思われる。

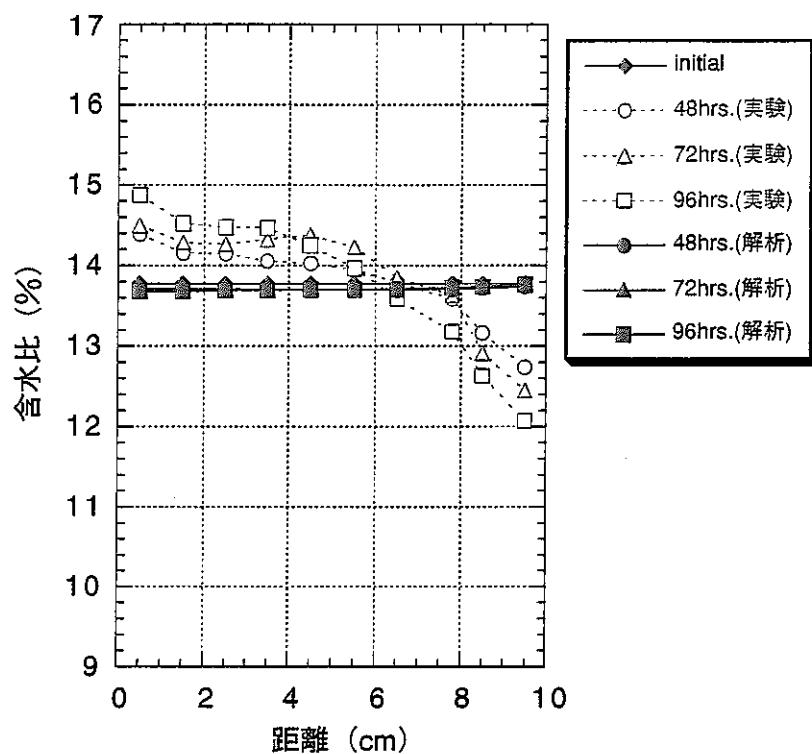


図2-7 設定温度45°Cの場合の含水比分布の実験値と解析値の比較
 $(D_T = \text{const.} = 1 \times 10^{-6} \text{ cm}^2/\text{s}^\circ\text{C})$

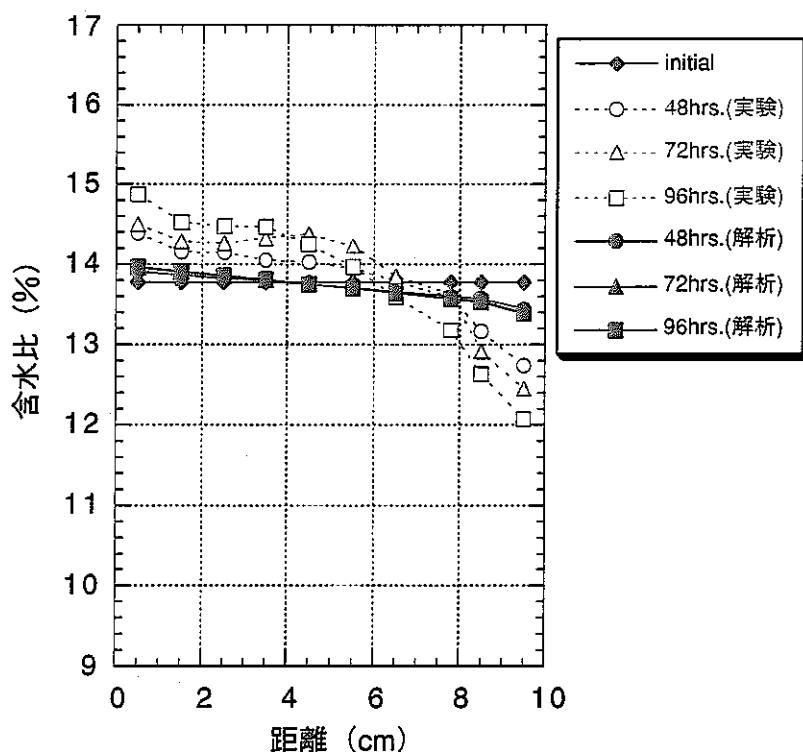


図2-8 設定温度45°Cの場合の含水比分布の実験値と解析値の比較
 $(D_T = \text{const.} = 1 \times 10^{-5} \text{ cm}^2/\text{s}^\circ\text{C})$

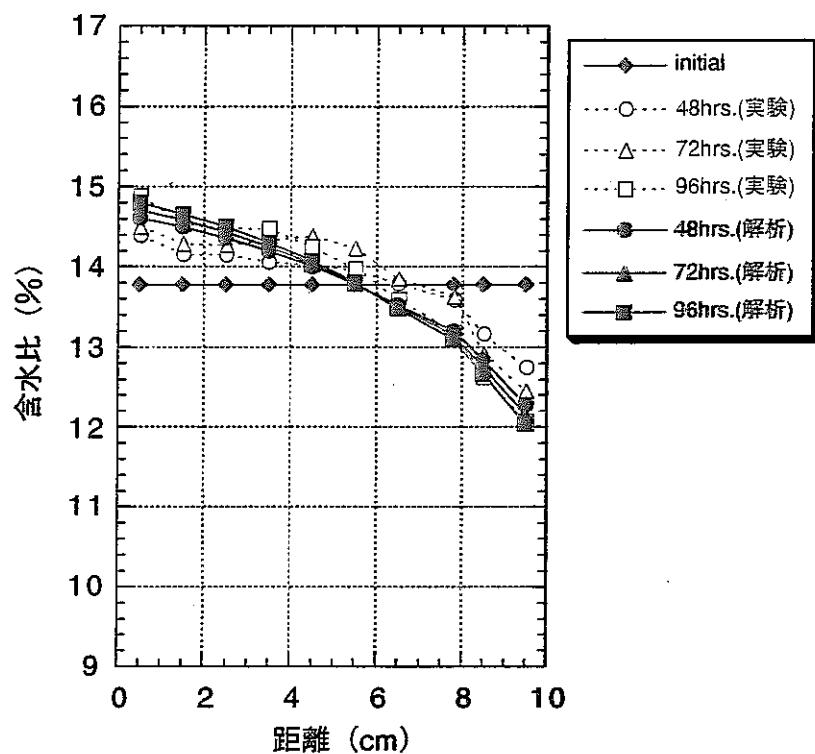


図2-9 設定温度45°Cの場合の含水比分布の実験値と解析値の比較
 $(D_{T_0}=9\times 10^{-6}\text{cm}^2/\text{s}^\circ\text{C}$ 、 $\alpha=1.8$ 、 $T_o=25^\circ\text{C}$)

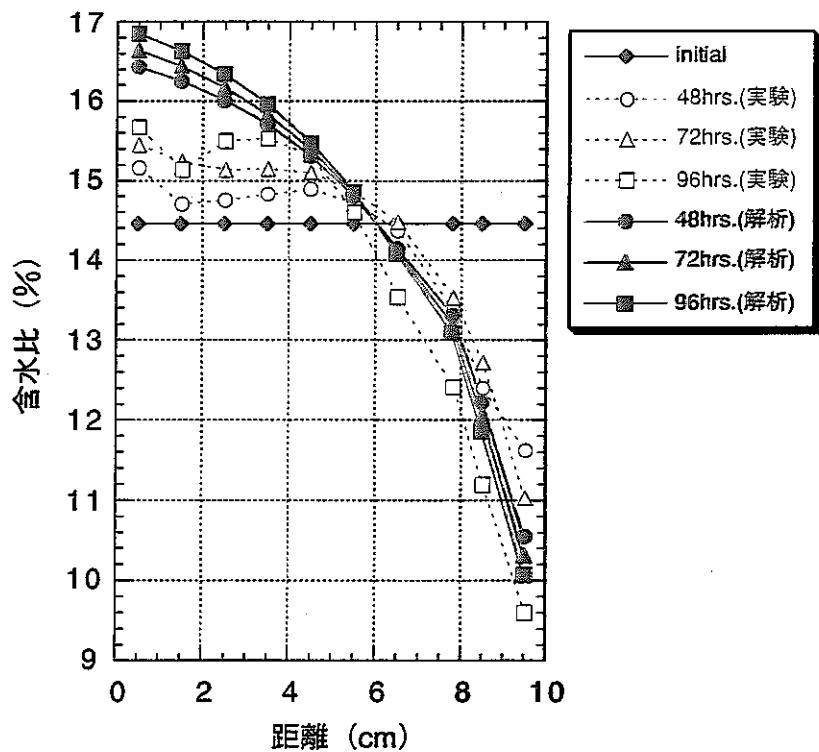


図2-10 設定温度55°Cの場合の含水比分布の実験値と解析値の比較
 $(D_{T_0}=9\times 10^{-6}\text{cm}^2/\text{s}^\circ\text{C}$ 、 $\alpha=1.8$ 、 $T_o=25^\circ\text{C}$)

2.3.3 膨潤応力を考慮した基礎方程式

(1) 支配方程式

ペントナイト中の膨潤圧は内部応力として発生すると仮定し、膨潤圧を π 、内部応力を σ_{ij} とする
と、ペントナイト中の応力の釣り合いは次式で得られる。

$$\begin{aligned}\sigma_{ij} &= C_{ijkl} \varepsilon_{kl} - \pi \delta_{ij} \\ &= \sigma'_{ij} - \pi \delta_{ij}\end{aligned}\quad (2-33)$$

ここで、 C_{ijkl} は弾性係数テンソル、 ε_{kl} はひずみテンソル、 δ_{ij} はクロネッカーデルタである。し
たがって、(2-1)式の応力の釣り合い式は次のようになる。

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

(2) 膨潤圧の定義

中野らによると、初期体積含水率 θ_0 のペントナイトの水分量が増加し θ_1 ($\theta_1 > \theta_0$) に変化したとき
に発生する膨潤圧 $\pi(\theta_1)$ は次式により表わされる²⁾。

$$\pi(\theta_1) = \Delta\psi = \psi(\theta_1) - \psi(\theta_0) = \int_{\theta_0}^{\theta_1} \frac{\partial\psi}{\partial\theta} d\theta \quad (2-35)$$

ここで、 ψ は化学ポテンシャルを表わす。すなわち、水が浸潤したことにより低下した化学ポテン
シャルの量が膨潤圧として作用すると考える。

(3) 要素試験の解析

① 解析条件

解析は長さ 2cm の一次元問題で、下端境界に水面が接している状態を考える。解析モデル図を図
2-11 に示す。解析に用いたパラメータは表 2-3 の通りである。また、図 2-12 に用いた水分拡散係数、
比透水係数を、図 2-13 に不飽和水分特性を示す。

表2-3 解析に用いたパラメータ

弾性係数(gf/cm ²)	ポアソン比	密度	飽和透水係数(cm/s)
2.7×10^5	0.3	1.86	4.0×10^{-11}

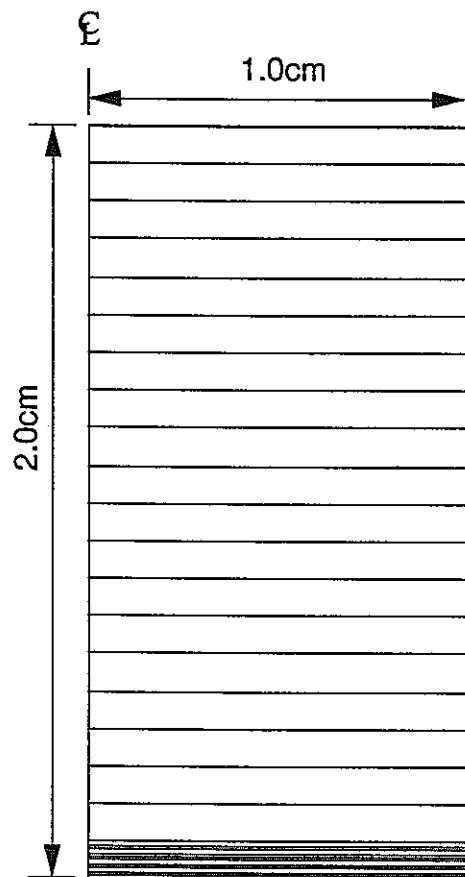


図2-11 解析モデル図

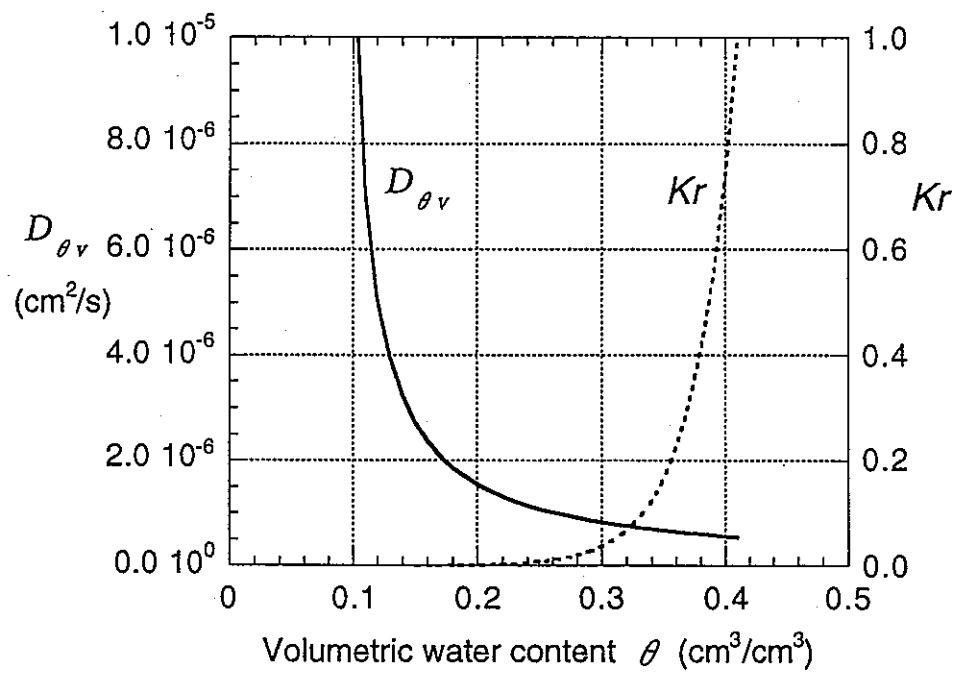


図2-12 水分拡散係数、比透水係数と体積含水率の関係

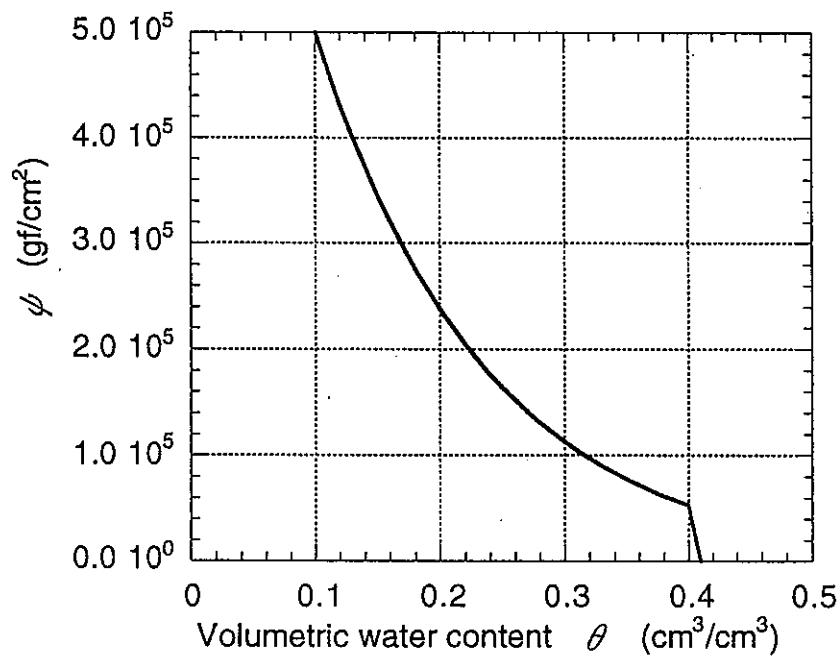


図2-13 不飽和水分特性

② その他のパラメータ

初期の体積含水率は16%とした。

③ 解析結果

図2-14に各節点における化学ポテンシャルの経時変化を示す。図の凡例は供試体下端部からの高さを示す。同図より、供試体下部から水が順次浸潤している様子が分かる。図2-15は、式(2-34)の定義に基づき各要素における膨潤圧 π を算定した結果である。図2-14と図2-15は全く同傾向を示しており、膨潤圧が式(2-34)の定義のもと正確に計算されていることが分かる。図2-16は各節点における鉛直変位の経時変化である。同図より、初期の段階では供試体下部に発生した膨潤圧により上部の節点は上方に向変位をしているが、膨潤圧の発生位置が上に変わっていくにつれ逆に下方に向変位をしている。そして、全ての要素で膨潤圧が発生した時点では変位は0になっている。また、変位は供試体の中心部で最も大きくなっている。図2-17は式(2-32)における σ の経時変化を示している。膨潤圧の発生とともに引張力が働いているが、最終的には σ は0になる。図2-18は各要素における応力の経時変化である。応力は全ての要素で同じ値を示している。この値が供試体上端部で計測される圧力（膨潤応力）の値と何らかの関係があるものとする。

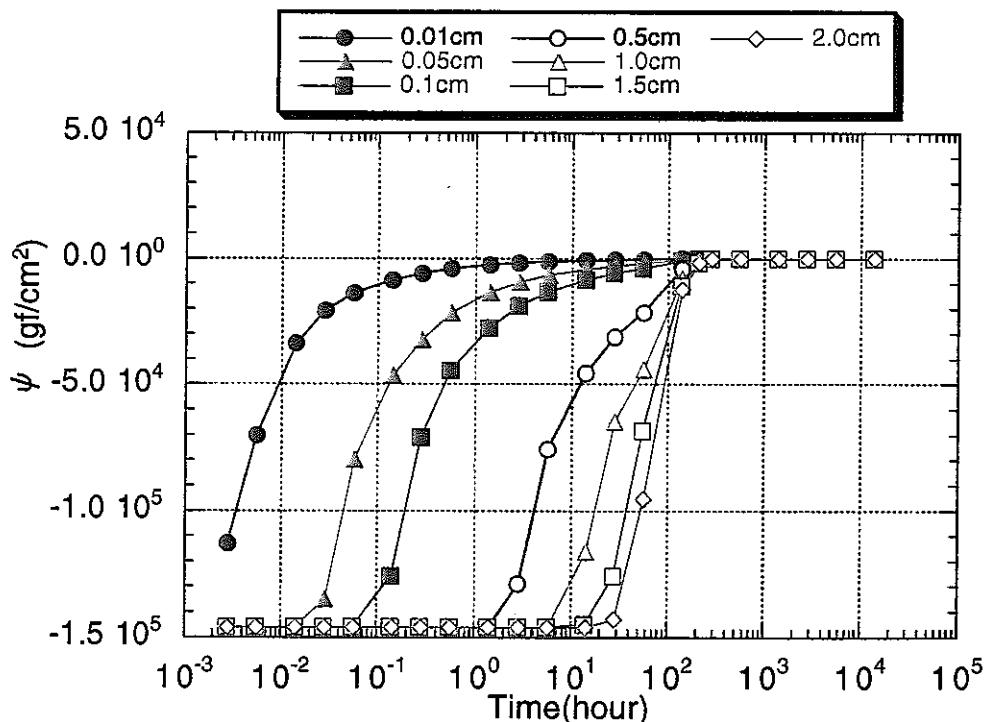


図2-14 化学ポテンシャルの経時変化

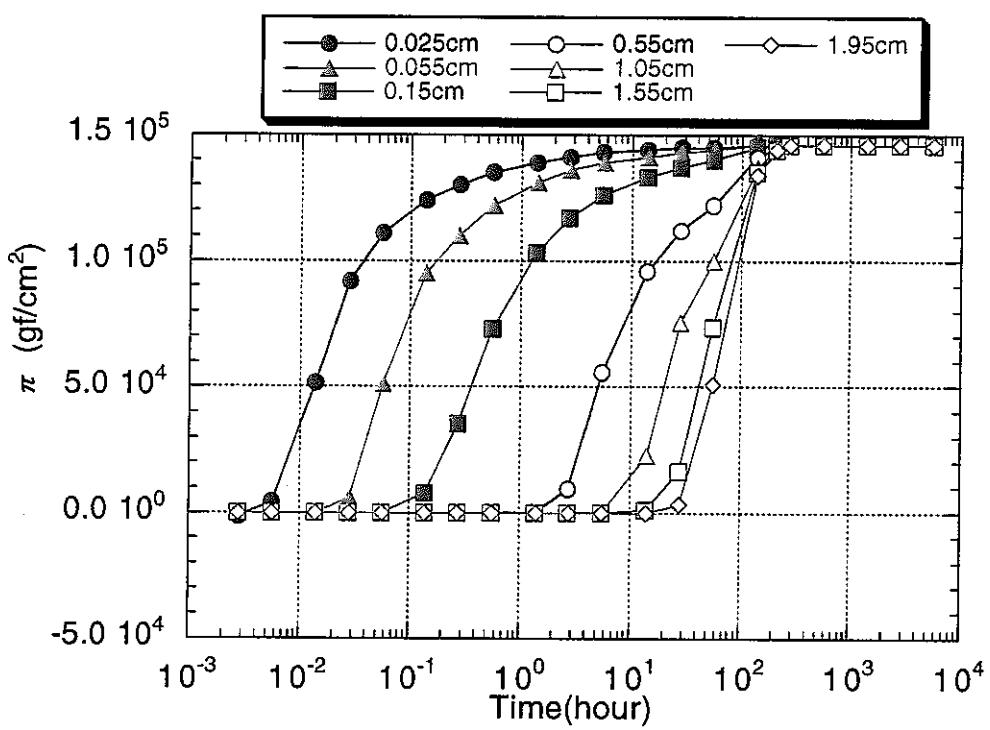


図2-15 膨潤圧の経時変化

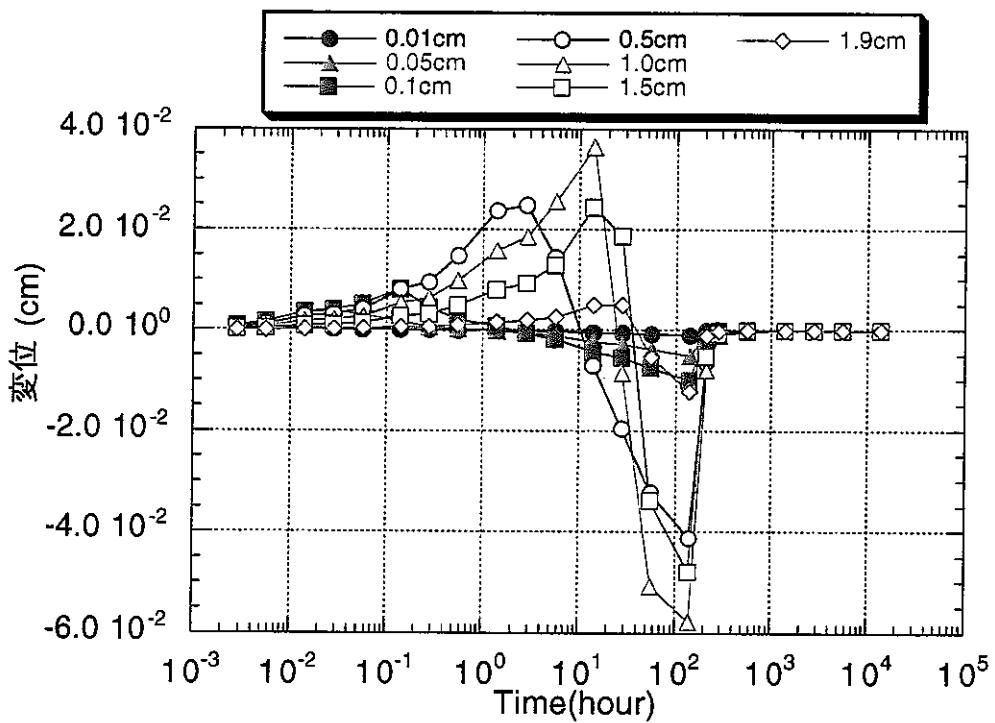


図2-16 位位の経時変化

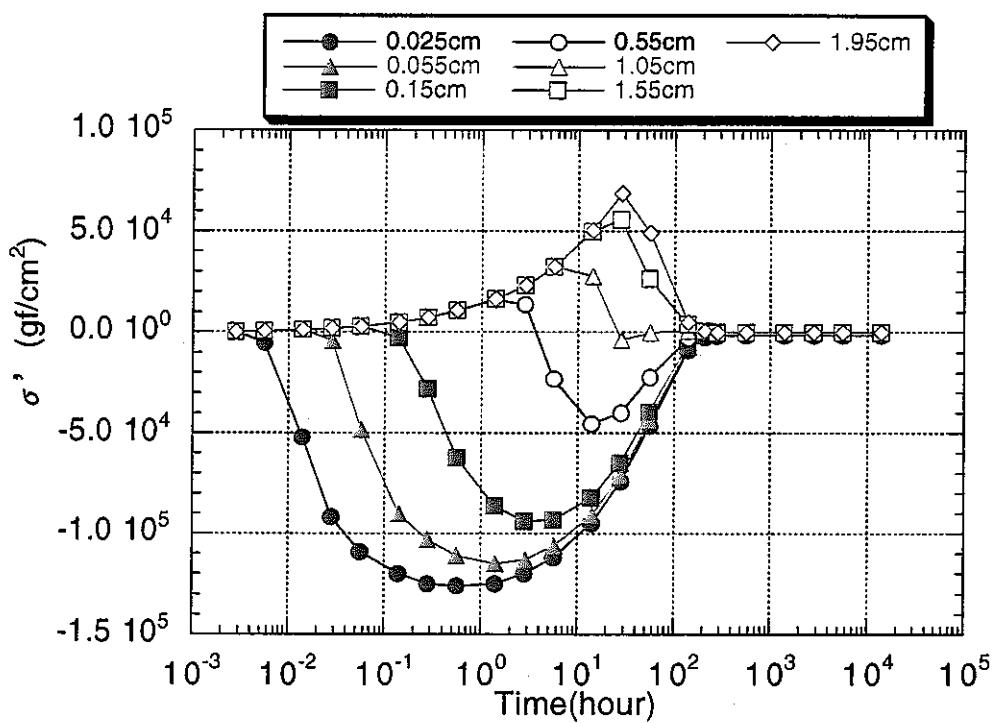


図2-17 σ' の経時変化

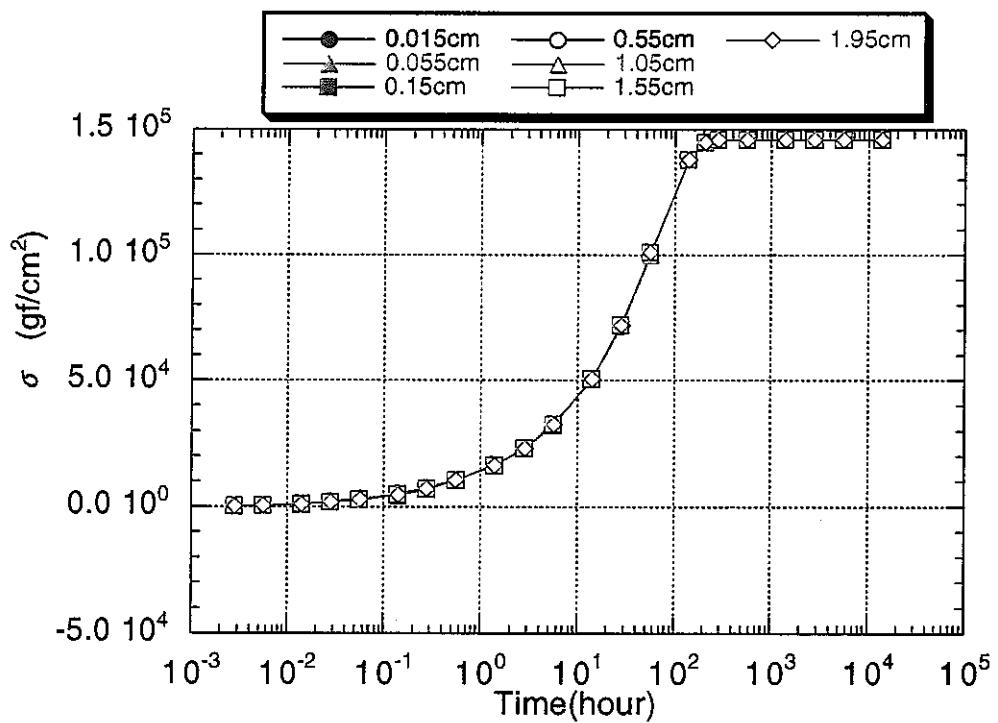


図2-18 応力の経時変化

④ 膨潤応力の算定

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。膨潤応力の値は必ずしも膨潤圧とは等しくならない。一つには膨潤圧の定義が、ペントナイト100%での定義であるということが上げられる。しかし、前節の解析結果でも分かるようにペントナイト100%の場合でも以下に示すようなペントナイトの微視的構造による影響等により膨潤応力の値は膨潤圧とは等しくならない³⁾。

- a. 層状体外のマクロ間隙による影響
- b. 粘土の配向による影響
- c. 膨潤に寄与する粘土以外の粒子による影響

したがって、膨潤応力に寄与する膨潤圧 π' は、膨潤圧 π にある係数を乗じた次式で表わされると考える。

$$\pi' = F\pi \quad (2-36)$$

現在のところ、係数 F を理論的に求めることは困難であるので、ここでは実測の膨潤応力のデータから F を求める。

図2-19がその結果である。算定された F の値は以下の通りである。

$$F = 0.027 \quad (2-37)$$

同図より、膨潤応力は浸潤後早い時間から測定されているが、解析結果もかなり精度良くこれを再現しているといえる。

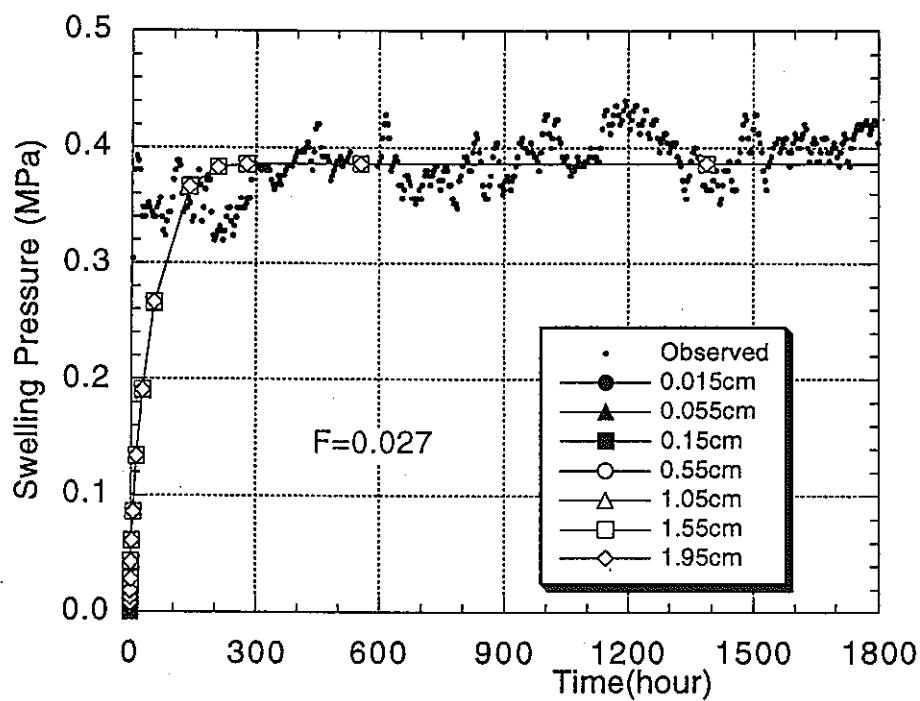


図2-19 膨潤応力の実験結果と解析結果の比較

2.3.4 緩衝材内の熱-水-応力連成解析のための支配方程式

前述の結果を整理すると、緩衝材内の熱-水-応力連成現象を解析するための支配方程式は次のようになる。

応力の釣り合い式

$$\left[\frac{1}{2} C_{ijkl} (u_{k,l} + u_{l,k}) - F\pi\delta_{ij} - \beta \delta_{ij} (T - T_o) + \chi \delta_{ij} \rho_f h \right]_j + \bar{\rho}_s b_i = 0 \quad (2-38)$$

$$\pi(\theta_1) = \Delta\psi = \psi(\theta_1) - \psi(\theta_0) = \int_{\theta_0}^{\theta_1} \frac{\partial\psi}{\partial\theta} d\theta \quad (2-39)$$

地下水の連続式

$$\begin{aligned} & \left\{ D_{\theta} v_{ij} \frac{\partial\theta}{\partial\psi} (h_j - z_j) + \frac{k_{satij} K_r}{\mu} h_j \right\}_{,i} + (D_T T_{,i})_{,i} \\ & - \rho_{fo} n S_r \rho_f g \beta_P \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_f C(\psi) \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_f S_r \frac{\partial u_{i,i}}{\partial t} \\ & + \rho_{fo} n S_r \beta_T \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \end{aligned} \quad (2-40)$$

$$D_T = D_{To} \exp(\alpha \frac{T - T_o}{T_o}) \quad (2-41)$$

エネルギー保存則

$$\begin{aligned} & (\rho C_v)_m \frac{\partial T}{\partial t} + n s_r \rho f C_v f V_f i T_{,i} - K_T m T_{,ii} + \rho_f H D_{\theta vij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_j - z_j) \\ & + n S_r T \frac{\beta_T}{\beta_P} \left\{ D_{\theta vij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_j - z_j) + \frac{k_{satij} K_r}{\mu} h_j \right\}_{,i} + \frac{1}{2} (1-n) \beta T \frac{\partial}{\partial T} (u_{i,j} + u_{j,i}) = 0 \end{aligned} \quad (2-42)$$

$$H = 595.9 - 0.548 T \text{ (cal/g)} \quad (2-43)$$

$$K_{T_m} = 0.33 + 3.1 \theta \text{ (kcal/m/hr/}^{\circ}\text{C}) \quad (2-44)$$

$$(\rho C_v)_m = \frac{\rho_d \times 0.2 + \theta}{\rho_t} \text{ (kcal/kg/}^{\circ}\text{C}) \quad (2-45)$$

2.3.5 緩衝材モデルの開発のまとめ

以上のように、緩衝材中の熱・水・応力連成モデルは、現象としては以下のようなものを考慮していくことになる。

- a. 蒸気による水分移動
- b. 層状体間、および層状体中の水分移動
- c. 膨潤挙動
- d. 热の移動
- e. 热膨張

上記の内、a.は含水率の関数として表される水分拡散係数により化学ポテンシャルの勾配によって駆動する成分と、温度差が生じた場合に高温側から低温側へと移動するもの（温度勾配による水分移動項）の二つが考慮されている。b.は層状体周辺の水分がその内部のポテンシャルと釣り合っているために、非常に高い化学ポテンシャルを有しており、そのような高いポテンシャルの勾配で層状体間を水分が移動するという粘土鉱物特有の水分移動現象と、水分子が層状体中に取り込まれる挙動（膨潤）もモデルのイメージとしては表現している。c.、d.、e.はマクロな観点からのモデル化となっているが、ミクロな現象としては今後の観察や分析に期待するところが多い。現象はミクロな観点で見始めると際限なく細かになるが、解析結果の設計なりコンセプトへの反映手順を考慮するとマクロな測定値が利用される。このことを考えると、現象理解が浅い現状において、いたずらに多くの仮定を導入した複雑なモデルを用いることは返って不都合である。そのような意味で本モデルが現状では、現象の把握、パラメータの設定、解析結果の利用と言う観点から考えると、かなり妥当なものと思われる。ただし、本研究過程において、本解析手法のアウトプットがどの分野でどのように利用されるのか、あるいは他の現象からのインプットがどのようなものかなどの議論が少なかったのは事実である。今後、他分野、例えばオーバーパックの腐食、水素ガスの発生具合、漏洩核種の特性、周辺岩盤の水理学的条件などの研究成果との連係をとり、このモデルで欠如している現象あるいは考慮すべき現象があるのであれば、それは検討を続けることが必要であろう。

また、これまでの研究で明かになった重要な点として、緩衝材中の水分移動と膨潤挙動の予測に最も大きな影響を与える物性は不飽和水分特性であることである。換言すれば、材料の選定に当たって、不飽和水分特性が一つの基準になるということである。これは、本研究の一つの成果といえるであろう。

2.4 岩盤を対象とした熱-水-応力連成コード

2.4.1 クラックテンソルの導入

DECOVALEXのBMT1および3の解析のためにクラックテンソルの導入を行った。クラックテンソルは基本的には異方弾性体の扱いとなる。また、透水係数の異方性もこれで導入することが可能である。さらに、今回は透水係数の応力依存性も導入した。

(1) クラックテンソルによる透水係数の算出

小田⁴が提案したクラックテンソルを用いて、亀裂情報から透水係数がどのように評価できるのかを検討する。クラックテンソルでは、透水係数は以下のように表される。

$$k_{ij} = \frac{\lambda}{\mu} (P_{aa} \delta_{ij} - P_{ij}) \quad (2-20)$$

$$P_{ij} = \frac{\pi \rho}{4} \int_0^m \int_0^m \int_{\Omega} r^2 t^3 n_i n_j E(\mathbf{n}, r, t) d\Omega dr dt \quad (2-21)$$

ここで、 r はクラックの大きさ、 t はクラック幅、 n_i はクラックに垂直な単位ベクトル、 $E(\mathbf{n}, r, t)$ は(n_i, r, t)の特性を持つクラックの確率密度分布、 Ω は全立体角、 ρ は単位体積当たりのクラック数、 λ は平衡平板モデルの場合1/12となる係数である。

(2) 弹性係数テンソルの算出

クラックテンソルによるとクラックに対する構成関係は以下のようになる。

$$\epsilon_{ij}^{(c)} = \left\{ \left(\frac{1}{h} - \frac{1}{g} \right) F_{ijkl} + \frac{1}{4g} (\delta_{ik} F_{jl} + \delta_{jk} F_{il} + \delta_{il} F_{jk} + \delta_{jl} F_{ik}) \right\} \sigma_{kl} \equiv C_{ijkl} \sigma_{kl} \quad (2-22)$$

$$F_{ijkl} = \frac{\pi \rho}{4} \int_0^m \int_0^m \int_{\Omega} r^3 n_i n_j n_k n_l E(\mathbf{n}, r, t) d\Omega dr dt \quad (2-23)$$

ここで、 h はクラックの垂直剛性であり、 g はせん断剛性である。この値は、1つのクラック全体の垂直剛性とせん断剛性をクラックの長さで除した値になる。図2-20はクラックの概念である。ここで、クラックに対しては、有効応力でひずみが生じていることに注意を要する。

一方、岩体ブロック部に対する構成関係は、等方弾性体を仮定して、次式のように書ける。

$$\varepsilon_{ij}^{(m)} = \frac{1}{E} \left\{ (1 + \nu) \delta_{ik} \delta_{jl} - \nu \delta_{ij} \delta_{kl} \right\} \sigma_{kl} \equiv M_{ijkl} \sigma_{kl} \quad (2-24)$$

ここで、 E はヤング率、 ν はポアソン比である。岩体ブロック部の変形は、クラックを通して伝わる力のみでなく、クラック内の間隙水圧も隣接する岩体ブロック部に働く、したがって、岩体ブロック部の変形は、式 (2-24) で示したように、全応力で起こるとしている。

クラックテンソルでは、クラックのひずみと岩体ブロック部のひずみを足し合わせることにより岩盤全体のひずみが定義できると仮定する。この仮定は、連続体力学の観点から理論的に導かれたものではないが、この様な仮定は実用に当たっては非常に便利な考え方である。

したがって、

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^{(m)} + \varepsilon_{ij}^{(c)} \quad (2-25)$$

となる。上式に式 (2-24) 、 (2-22) を代入し、温度膨張を考慮すると次式のようになる。

$$\begin{aligned} \varepsilon_{ii} &= M_{iikl} \sigma_{kl} + C_{iikl} \sigma_{ii} + \alpha (T - T_0) \delta_{ii} \\ &= (M_{ijkl} + C_{ijkl}) \sigma_{kl} - C_{ijkl} \delta_{kl} P + \alpha (T - T_0) \delta_{ij} \end{aligned} \quad (2-26)$$

以上より、応力ーひずみ関係は次のようになる。

$$\sigma_{ij} = T_{ijkl}^{-1} \varepsilon_{kl} + T_{ijkl}^{-1} C_{kl} P - T_{ijkl}^{-1} \delta_{kl} \alpha (T - T_0) \quad (2-27)$$

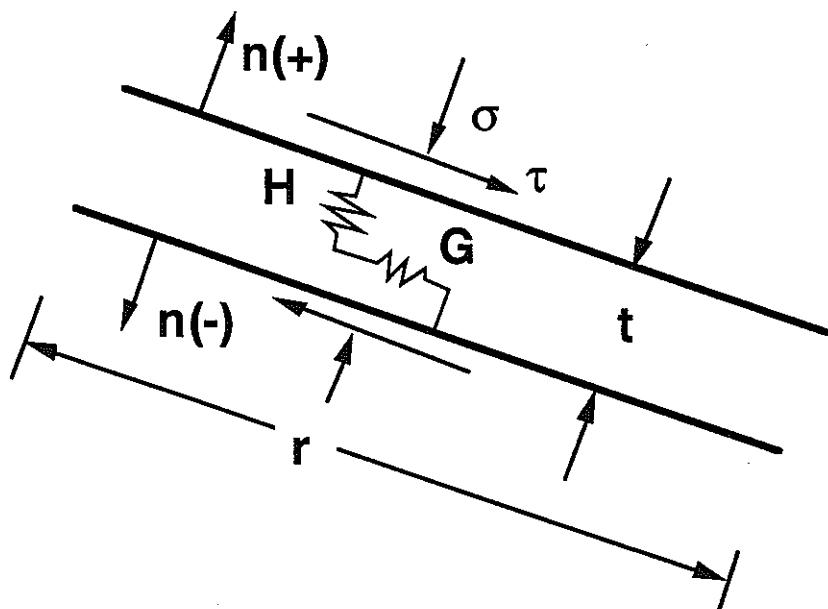


図2-20 クラックの概念図

ここで、

$$T_{ijkl} = M_{ijkl} + C_{ijkl} \quad (2-28)$$

である。式 (2-27) が今回の解析で用いた応力－ひずみ関係になる。

実際の手順としては、まず、三次元の C_{ijkl} を亀裂間隔の各ケースについて求める。

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11}^{(c)} \\ \varepsilon_{12}^{(c)} \\ \varepsilon_{13}^{(c)} \\ \varepsilon_{22}^{(c)} \\ \varepsilon_{23}^{(c)} \\ \varepsilon_{33}^{(c)} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{1111} & C_{1112} & C_{1113} & C_{1122} & C_{1123} & C_{1133} \\ C_{1211} & C_{1212} & C_{1213} & C_{1222} & C_{1223} & C_{1233} \\ C_{1311} & C_{1312} & C_{1313} & C_{1322} & C_{1323} & C_{1333} \\ C_{2211} & C_{2212} & C_{2213} & C_{2222} & C_{2223} & C_{2233} \\ C_{2311} & C_{2312} & C_{2313} & C_{2322} & C_{2323} & C_{2333} \\ C_{3311} & C_{3312} & C_{3313} & C_{3322} & C_{3323} & C_{3333} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{33} \end{Bmatrix} \quad (2-29)$$

二次元平面ひずみ問題の場合には、第三の方向の方向余弦はゼロとなる。したがって、 C_{ijkl} に関しては平面ひずみも平面応力も同じ形になる。

次に、等方弾性体のコンプライアンスも三次元場で考える。

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11}^{(m)} \\ \varepsilon_{12}^{(m)} \\ \varepsilon_{13}^{(m)} \\ \varepsilon_{22}^{(m)} \\ \varepsilon_{23}^{(m)} \\ \varepsilon_{33}^{(m)} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E} & 0 & 0 & -\frac{\nu}{E} & 0 & -\frac{\nu}{E} \\ 0 & 2\frac{1+\nu}{E} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2\frac{1+\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & \frac{1}{E} & 0 & -\frac{\nu}{E} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2\frac{1+\nu}{E} & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & -\frac{\nu}{E} & 0 & \frac{1}{E} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{33} \end{Bmatrix} \quad (2-30)$$

ここに、次式の平面ひずみの条件を加え、式 (2-29) と (2-30) を足し合わせることにより、 T_{ijkl} を算出する。

$$\begin{aligned} \varepsilon_{13} &= 2\frac{1+\nu}{E} \sigma_{13} = 0 \\ \varepsilon_{23} &= 2\frac{1+\nu}{E} \sigma_{23} = 0 \\ \varepsilon_{33} &= -\frac{\nu}{E} \sigma_{11} - \frac{\nu}{E} \sigma_{22} + \frac{1}{E} \sigma_{33} \end{aligned} \quad (2-31)$$

(3) 破壊基準の取り扱い

BMT1, 3では岩体ブロック部に関しては、一軸圧縮強度と伸張強度が与えられている。また、岩体ブロックの変形は全応力の変化で起こるので、次式の様な基準を設ける。

$$\begin{aligned}\sigma_{max} - \sigma_{min} &\geq \sigma_c \\ \sigma_{min} &\leq \sigma_T\end{aligned}\quad (2-32)$$

一方、クラックに関しては、Mohr - Coulumbの破壊基準が与えられている。クラックはその方向が定まっているので、クラック上のせん断力は、解析で用いた座標系からクラックの方向をx'軸とする座標系に回転し、そのx'y'方向のせん断力を用いて判定する。また、クラックに垂直な方向の応力はy'y'方向の応力を用いる。また、クラックの変形は先述のように、有効応力で変化することに留意して次式の基準を設ける。

$$\begin{aligned}\widehat{\sigma_{12}} &\geq c + \dot{\sigma}_{22} \tan \phi \\ \widehat{\sigma_{22}} &\geq \sigma_t^p\end{aligned}\quad (2-33)$$

ここで、

$$\widehat{\sigma_{ij}} = \sigma_{kl} \beta_{ik} \beta_{jl} \quad (2-34)$$

であり、 β_{ij} は次式で与えられる回転マトリックスである。

$$\beta_{ij} = \begin{pmatrix} \cos \theta & \sin \theta \\ -\sin \theta & \cos \theta \end{pmatrix} \quad (2-35)$$

また、透水係数の変化も同様の手法で求めることができる。クラック内の透水性の変化は、三乗則を仮定して、クラック幅の変化により、求めることができる。クラック幅の変化は、クラック方向にひずみテンソルを回転し、クラックと垂直方向のひずみより計算できる。

$$\widehat{\epsilon_{ij}} = \epsilon_{kl} \beta_{ik} \beta_{jl} \quad (2-36)$$

$$\widehat{k_{ij}} = k_{kl} \beta_{ik} \beta_{jl} \quad (2-37)$$

$$\widehat{k_{11}^{new}} = \widehat{k_{11}} \times (1 - \widehat{\epsilon_{22}})^3 \quad (2-38)$$

そして、この更新された透水係数を基の座標系に再変換することにより、透水係数テンソルの変化を求める。

(4) 支配方程式

以上をまとめ、クラックテンソルを導入したモデルの支配方程式を示すと以下のようになる。

$$\left[\frac{1}{2} T_{ijkl}^{-1} (u_{k,l} + u_{l,k}) - T_{ijkl}^{-1} \delta_{kl} \alpha (T - T_0) + \chi T_{ijkl}^{-1} C_{kl} \rho_f (h - z) \right]_j = 0 \quad (2-39)$$

$$\begin{aligned} & \left\{ \rho_f \frac{k_r k_{ij}}{\mu} h_j \right\}_i - \rho_f \rho_{fo} n S_r \rho_f g \beta_P \frac{\partial h}{\partial t} \\ & - \rho_f C(\psi) \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_f S_r \frac{\partial u_{i,i}}{\partial t} + \rho_f \rho_{fo} n S_r \beta_T \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \end{aligned} \quad (2-40)$$

$$\begin{aligned} & (\rho C_v)_m \frac{\partial T}{\partial t} + n s_r \rho_f C_v f_i T_{,i} - K T_m T_{,ii} \\ & + n s_r T \frac{\beta_T k_r k_{ij}}{\mu} h_{ji} + \frac{1}{2} (1-n) T_{ijkl}^{-1} \delta_{kl} T \frac{\partial}{\partial T} (u_{i,j} + u_{j,i}) = 0 \end{aligned} \quad (2-41)$$

したがって、式 (2-39) と (2-41) の T_{ijkl} と破壊基準の扱い、そして、水の粘性の取り扱いを修正して解析する必要がある。また、計算では、収束計算が多くなることが予想されるので、Newton-Raphson法を用いて、収束計算をするように、改良を行なった。

2.4.2 Boussinesq近似の導入

クラックテンソルを導入したモデルにさらにBoussinesq近似の導入を行った。それまでのモデルでは流体の密度の温度変化は時間微分項においてのみ考慮されていた。そこで、高温になることによる密度変化から生じる自然対流現象を考察するために、次のようなBoussinesq近似についても検討を加えた。

$$\begin{aligned} -\Delta h &= -\Delta p + \rho_f g \delta_{j3} \\ &= -\Delta p + \rho_f (1 - \beta_T (T - T_0)) g \delta_{j3} \\ &= -\Delta h_0 - \beta_T \rho_f (T - T_0) g \delta_{j3} \end{aligned} \quad (2-42)$$

その結果、Boussinesq近似を用いた場合には発熱体付近で上昇流が発生し、Boussinesq近似に時間微分項の密度変化を合わせて考慮しても結果はさほど変わらないことがわかった。

2.4.3 REVの検討

亀裂場の問題は、異方・不均一な場の解析であり、不連続な手法との比較といった面では、連続体の

解析は、如何に亀裂場をモデル化するかが重要なポイントである。不連続体の手法では、不連続部の幾何学的特性をモデル化することにより、寸法効果が表現される。一方、連続体の手法では、一般に不均一性を考慮する場合、有限要素の特性の不均一性を考慮することにより、寸法効果が発揮される。しかし、その時、メッシュ依存性が現われることが多く、メッシュの違いにより解析する場が異なることになり、解も異なることになる。したがって、如何に、論理的に矛盾のないような手法で連続体としての等価なモデルを構築するかが重要であろうと思われる。

連続体のパラメータ決定において、基本となる概念は、最小構造単位（Representative Elementary Volume; REV）と呼ばれる、パラメータが一定となるような体積の存在である。そのような体積が存在しない場合には、パラメータを決定することが難しい。パラメータは、そのような体積を対象にして求められるべきものである。ここでは、まず、そのREVの存在と大きさをクラックテンソルを用いて検討する。そして、各要素のパラメータはその要素中心からREV内にある亀裂を用いて、クラックテンソルにより同定する。このようにすることにより、隣接する要素が関与する亀裂群が同様になり、近隣にあるパラメータは似たような性質をもつものになる。REVを考慮した要素パラメータの決定例を図2-22に示す。

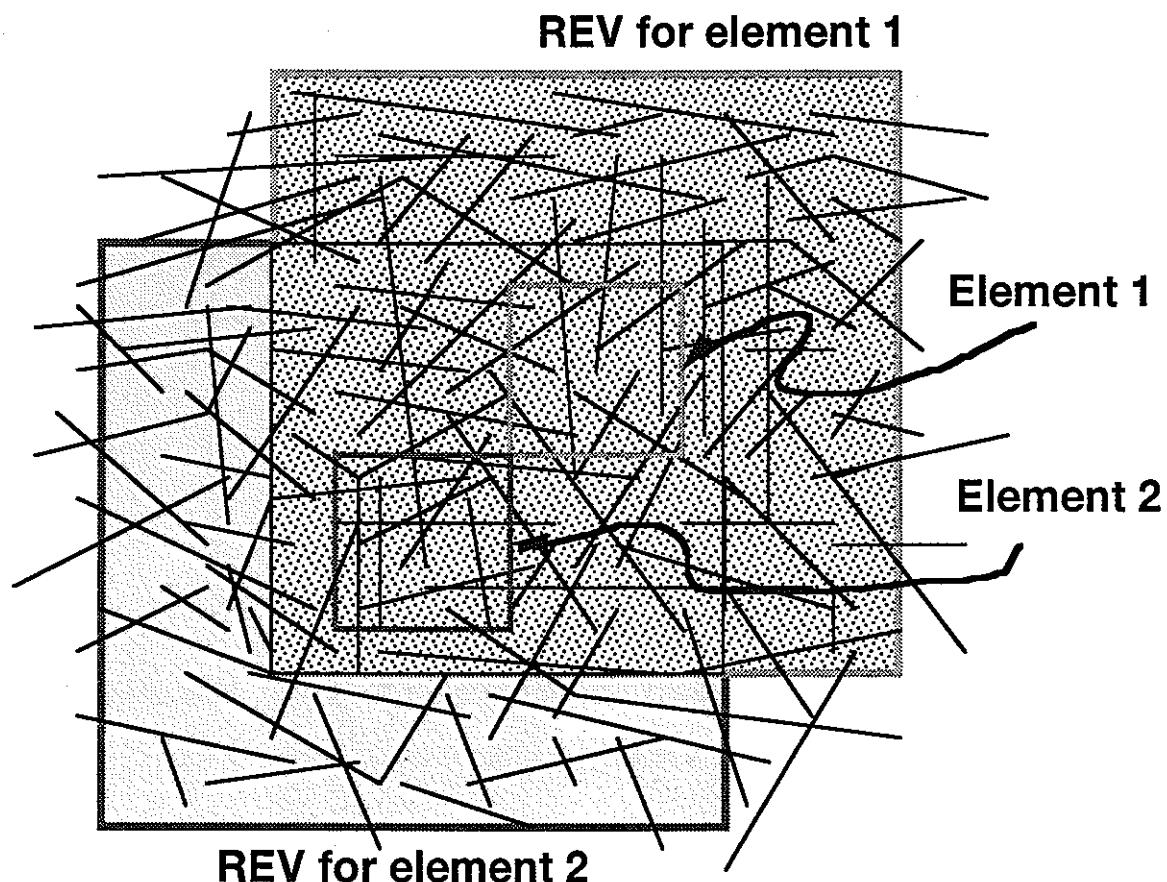


図2-22 REVを考慮した要素パラメータの決定例

2.4.4 カムクレイモデルの導入

(1) モデルの概要

カムクレイモデル⁵⁾とは、イギリスのケンブリッジ大学のグループが1963年に開発した正規圧密およびやや過圧密な粘土に対する構成則である。このモデルは、せん断応力、平均主応力そして間隙比の三つの関係を用いて、粘土の挙動を表しており、特に破壊状態（Critical state）において、全エネルギーがせん断応力による仕事で消費されるという実際現象に一致した概念を用いているところに特長がある。これより、カムクレイモデルのことをクリテカルステイトセオリー（Critical state theory）と呼ぶことも多い。

このモデルの挙動は図2-23の状態曲面と呼ばれるせん断応力 q 、平均有効主応力 p 、間隙比 e で作られる三次元空間で表され、その特長を簡単にまとめると次のようになる。

- ① 正規圧密状態およびやや過圧密状態（wetと呼ぶ）ではロスコ一面（Roscoe surface）を通って破壊へと至る。
- ② 過圧密比が大きな状態（dryと呼ぶ）からは、ボシュレフ面（Hvorslev surface）を通って破壊へと至る。
- ③ クリテカルステイトライン（CSL）はあらゆる条件下での破壊点の集合であり、ロスコ一面とボシュレフ面はこの線で一致する。
- ④ 上記の様な面（state boundary surfaceと呼ばれることがある）で囲まれた中は弾性挙動を示す。

$e=0$ の状態でこの曲面を $p-q$ 面に投影すると図2-24の様になる。CSLの投影は同図では傾き M_c の直線になっている。今、ある初期状態が既知であるとすると、それに対する降伏曲面が自動的に定義され、初期状態からせん断が始まるとその線上を移動する。図中、Originalとあるのは最初に提案されたカムクレイモデルで $q=0$ で降伏曲面が尖っており、小さなせん断力で大きなせん断変形が起こる。そこで、それを改良し $q=0$ で降伏曲面が p 軸に垂直になるようにしたのがModifiedと書かれた修正カムクレイモデルである。実験値との比較によると、せん断速度が大きいときには修正カムクレイが良く一致し、小さいときには基のモデルが良く一致するようである。

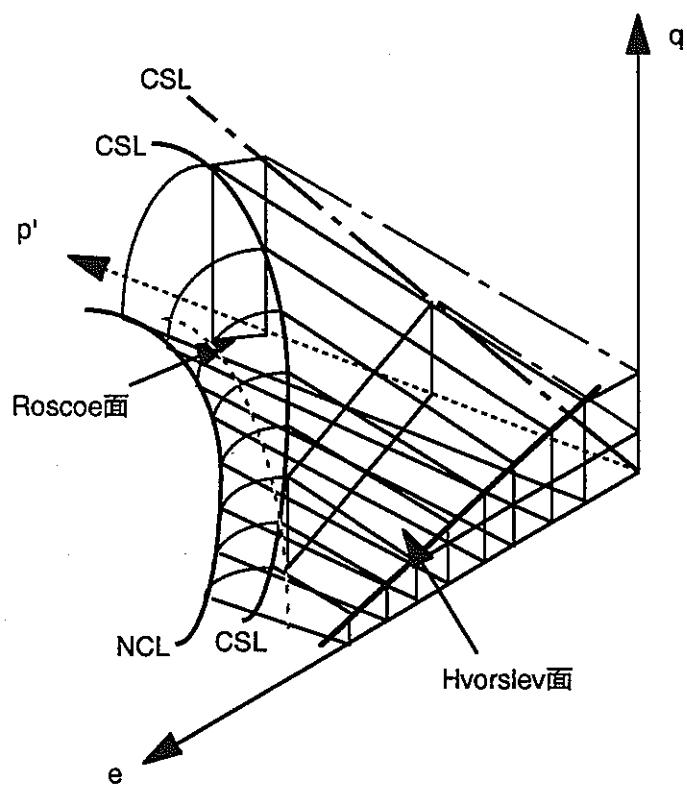


図2-23 カムクレイの状態局面

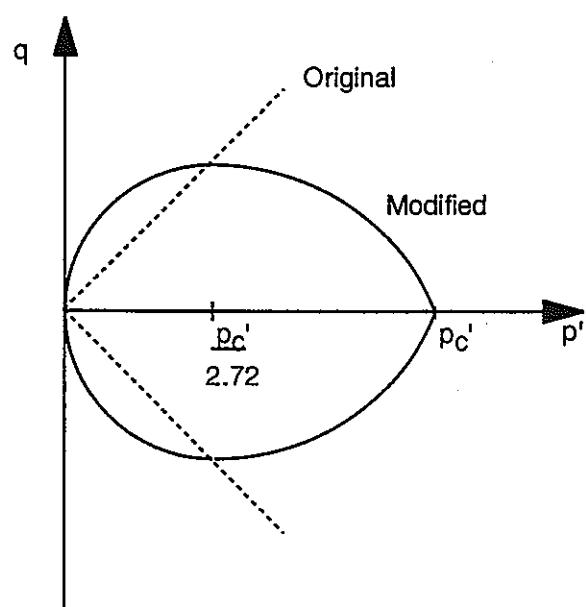


図2-24 カムクレイモデルの降伏局面

(2) 構成則の誘導

まず、 p - e の関係について述べる。図2-23でnormal consolidation line(NCL)とあるのが通常の圧密試験から得られる挙動で、一般に $e-\log(p)$ で整理すると直線になることが知られている。これを $e-\ln(p)$ で整理しても同様の直線が得られ、その傾きを $-\lambda$ とする。また、圧密試験終了時の除荷で得られる曲線の $e-\ln(p)$ 関係の傾きを $-\kappa$ とする。圧縮時の圧密曲線は次式で与えられる。

$$V = V_\lambda - \lambda \ln(p) \quad (2-43)$$

ここで、 V_λ は $\ln(p)=0$ （すなわち $p=1$ ）の時の体積である。また、上式では間隙比を体積 V で置き換えている。同様に、除荷曲線は次式で与えられる。

$$V = V_\kappa - \kappa \ln(p) \quad (2-44)$$

V_κ はどの時点で除荷が開始されるかに依存している。

次に、せん断について考える。CSLは次式で表される。

$$q = M_c p \quad (2-45)$$

$$V = \Gamma - \lambda \ln(p) \quad (2-46)$$

ここで Γ は p - V 座標にCSLを投影したときの $\ln(p)=0$ との交点であり、その傾きは圧密曲線式(2-43)と平行であると仮定されている。(2-45)式は先述の様に p - q 座標へのCSLの投影図である。

次エネルギー状態について考える。外力によって消費されるエネルギーの増分は次式のように表される。

$$pd\varepsilon_v^p + qd\varepsilon^p \quad (2-47)$$

カムクレイモデルの特長はこの外部消散エネルギー増分が内部摩擦によって全部消散すると仮定するところにある。

したがって、

$$pd\varepsilon_v^p + qd\varepsilon^p = M_c p |d\varepsilon^p| \quad (2-48)$$

ここで $M_c p$ は(2-45)式よりせん断力に等しい。上式においてCSL上では左辺第二項と右辺が等しくなるので塑性体積ひずみ増分がゼロとなり破壊状態を表現することになる。さて、ここで直交則を考える。直交則とは降伏曲面に垂直に塑性ひずみ増分 $d\varepsilon^p$ が生じるという仮説である。これより次式が

得られる。

$$dpd\epsilon_v^p + dqd\epsilon^p = 0 \quad (2-49)$$

(2-48)、(2-49)式より $d\epsilon_v^p$ と $d\epsilon^p$ を消去し、微分方程式を解き、(2-43)、(2-44)式を用いて積分定数を決定すると次式の降伏関数（状態曲面式）が得られる。

$$|q| = \frac{M_c p (\Gamma + \lambda - \kappa - V - \lambda \ln(p))}{\lambda - \kappa} \quad (2-50)$$

これで降伏関数が決まったので、これに塑性体積ひずみがひずみ硬化を規定すると仮定して硬化パラメータを求め、構成則を導くことができる。

2.4.5 岩盤の連成解析のまとめ

亀裂性岩盤への適用性を高めるためにクラックテンソルを導入し、軟岩に適用するためにカムクレイモデルの導入を行った。しかし、これらは変形挙動や浸透挙動の実測値から妥当と判定したモデルではなく、扱いが簡単で、既に多くの実際問題に適用されているということで採用したものである。したがって、これらの適用性の検証は未だなされていない。特にクラックテンソルに関しては、個々の亀裂情報を利用できる点で、一般的な不連続体モデルと対応するものであるが、透水係数テンソルの作成過程で用いている仮定に理論的に正しくないところもあり、その適用性に関しては疑問点も多い。カムクレイモデルに関しては元々粘性土の構成則であり、軟岩を過圧密粘土に見立ててその適用を行った。したがって、軟岩特有のセメンテーションの劣化によるひび割れの発生の影響などは考慮していない。

COUPLEに関しては軟岩を用いた試験の結果を見て、どのような挙動が生じたのかを観察してから、モデル化を再検討する必要があろう。

さらに、岩盤の場合には有効応力の原理がどれほど成り立つのかも不明な点が多い。これに関しては要素試験が難しいので、現状では確かめようがない。亀裂のモデル化、水みちのモデル化、岩盤全体の挙動観測などからモデルを通して考察するしかないのが現状のように思われる。

3. 熱一水一応力連成モデル、コードの妥当性の評価

3.1 DECOVALEX

3.1.1 概要

DECOVALEXとは、SKIが中心となって行なっているHYDROCOIN、INTRAVALという国際共同研究プロジェクトの一連のものである。本プロジェクトは、(acronym for international co-operative project for the Development of Coupled models and their Validation against Experiments in nuclear waste isolation) という名前の言われから分かるように、廃棄物処分にかかる連成問題のコード開発とその検証に関する国際共同研究である。

DECOVALEXは議長としてLBLのC.F.Tsnag、ExpertとしてNGIのN.Bartonが参加しており、岩盤工学における連成問題に関係している研究者が参加している。セクレタリは、スウェーデンのRoyal Institute of TechnologyのStepansson教授が担当している。

本プロジェクトは、1991年の秋よりDECOVALEX Iが開始され、1994年に終了し、現在、DECOVALEX IIの段階にある。主な活動内容は、ベンチマークテストによるコード比較、テストケースによる実測値との比較、そして、確認試験の設計である。

本プロジェクトには、スウェーデンを始め、アメリカ、フランス、カナダ、イギリス、フィンランド、イスイスそして日本が参加しており、各国が自由に問題を選択できるようになっている。日本からは、動燃事業団のみが参加している。

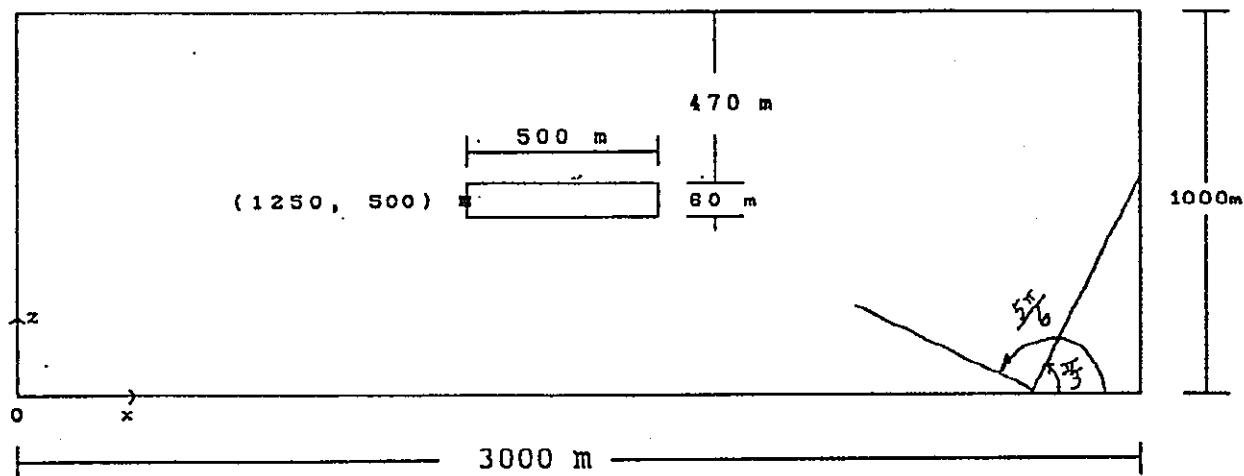
DECOVALEX IIはPhase 1、Phase 2、Phase 3の3Phaseで構成され、Phase 1では2つのベンチマークテストと1つのテストケースが出題されたが、日本としては、ベンチマークテスト1（以下BMT1）のファーフィールドの問題に取り組んだ。そして、Phase 2ではベンチマークテスト3（以下BMT3）であるニアフィールドの問題に取り組んだ。Phase 3ではテストケース3（以下TC3）、テストケース5（以下TC5）に取り組んだ。

3.1.2 BMT1

(1) 解析条件

① 幾何学的条件

BMT1は図3-1に示す様な、亀裂がある広い領域に処分場から発熱がある場合の熱－水－応力連成問題である。処分場はGL.-470mのところに500mの長さと60mの高さをもつ。地盤中の亀裂は、水平軸から $\pi/3$ の角度を持つセットと $5\pi/6$ の角度を持つセットからなり、各セットの亀裂の位置を決定するために、両セットとも $x=1250m$ 、 $z=500m$ の地点を通るように指定されている。また、亀裂間隔は、表3-1に示すような3ケースが指定されており、それぞれのケースについて検討を行なう。検討に当たっては、不連続なモデル（例えば、DEMなど）を用いてもよいし、連続なモデル（異方性を考慮したFEMなど）を用いてもよい。



■ starting point for fracture generation

図3-1 BMT1の幾何学的条件と亀裂セット

表3-1 解析ケース一覧

亀裂の幾何学的条件	Case 1	Case 2	Case 3
亀裂密度(1/m)	1×10^{-2}	2×10^{-2}	4×10^{-2}
亀裂間隔(m)	100	50	25

② 力学的初期・境界条件

初期応力 σ_{xx}^0 と σ_{zz}^0 は次のように定義される。

$$\begin{aligned}\sigma_{zz}^0 &= -z \rho g \\ \sigma_{xx}^0 &= \sigma_{zz}^0 \quad \text{for } 0 \leq x \leq 3000, 0 \leq z \leq 1000\end{aligned}\tag{3-1}$$

ここで、 $\rho = 2670 \text{ kg/m}^3$ 、 $g = 9.8 \text{ m/s}^2$ である。

境界条件は図3-2のように与えられる。

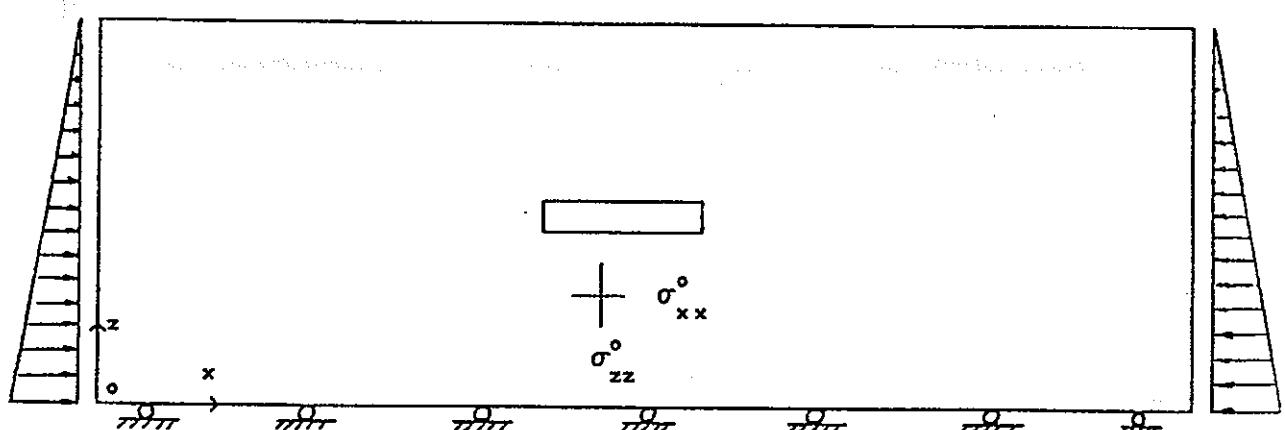


図3-2 力学的境界条件と初期条件

$$\begin{aligned}u_z &= 0 \quad \text{for } 0 \leq x \leq 3000 \text{ and } z = 0 \\ \sigma_{xx} &= -(1000 - z) \rho g \quad \text{for } x = 0 \text{ and } 0 \leq z \leq 1000 \\ \sigma_{xx} &= -(1000 - z) \rho g \quad \text{for } x = 3000 \text{ and } 0 \leq z \leq 1000\end{aligned}\tag{3-2}$$

ここで、 u は変位である。また、地表面は自由境界である。

③ 水理学的初期・境界条件

初期水圧分布は、図3-3に示すような境界条件を用いた定常解析で求められた水圧分布を用いる。

境界条件は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}H &= H_0 + h \cos[\pi(x - x_0)/L] \quad \text{for } 0 \leq x \leq 3000 \text{ and } z = 1000 \\ q &= 0 \quad \text{for } x = 0, 0 \leq z \leq 1000 \\ &\quad \text{for } x = 3000, 0 \leq z \leq 1000 \\ &\quad \text{for } 0 \leq x \leq 3000, x = 0\end{aligned}\tag{3-3}$$

ここで、 $H_0 = 100 \text{ m}$ 、 $h = 25 \text{ m}$ 、 $L = 3000 \text{ m}$ 、 $x_0 = 1250 \text{ m}$ である。

$$h = z_0 + z \cos[\pi(x - x_0)/L]$$

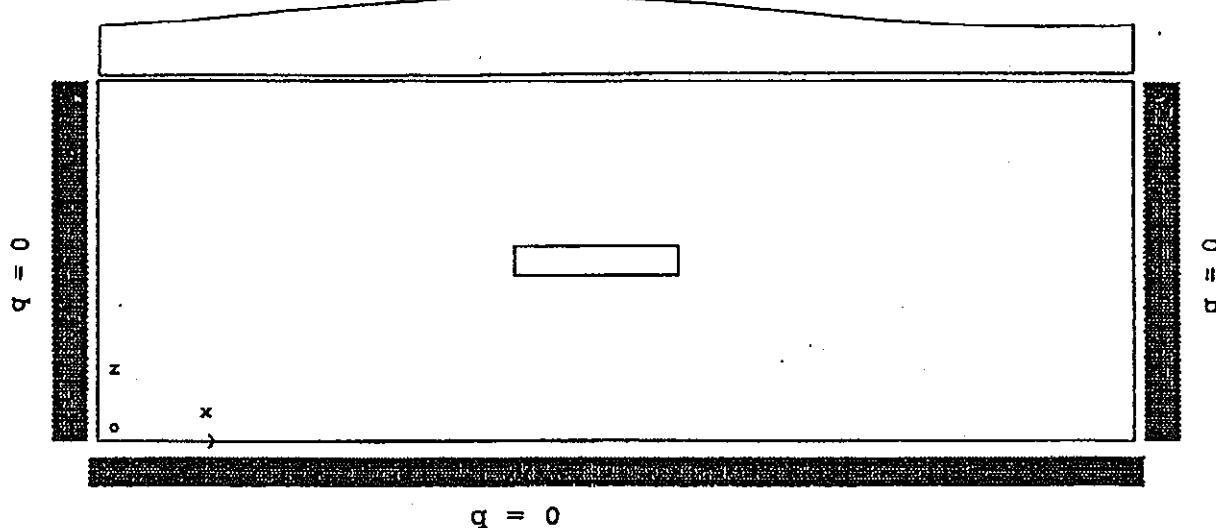


図3-3 水理学的境界条件

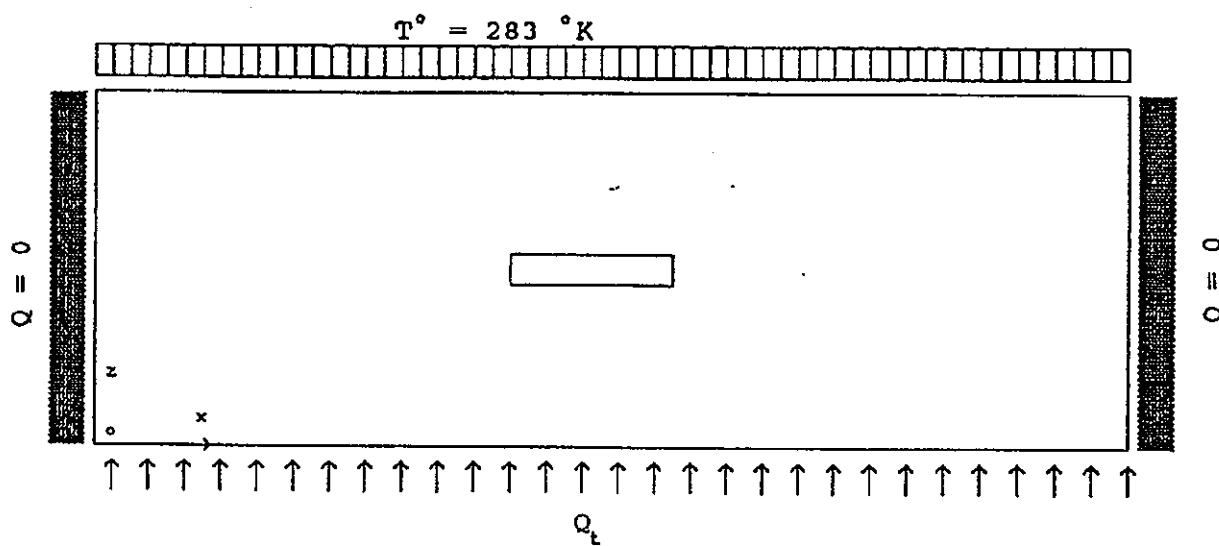


図3-4 热力学的境界条件

④ 热力学的初期・境界条件

初期温度分布は温度勾配 $0.03^{\circ}\text{K}/\text{m}$ であるが、図3-4に示す境界条件のうち、底盤の熱フラック量はこの温度勾配になるように与える必要がある。

また、熱源である処分場からの単位体積当たりの発熱量は次式で与えられる。

$$Q(t) = Q_0 e^{-\beta t} \quad (3-4)$$

ここで、 $Q_0 = 0.5 \text{ W/m}^3$, $\beta = 0.02 \text{ 1/year}$ である。

⑤ パラメータ

亀裂以外の岩体ブロック部分のパラメータ値は表3-2のように与えられている。

また、亀裂に対するパラメータは表3-3のように与えられている。

地下水の密度 ρ_f と粘性係数 μ に関しては次式で与えられる。

$$\rho_f = \rho_0 [1 - \beta(T - T_0)] \quad (3-5)$$

ここで、 $\rho_0 = 1000 \text{ kg/m}^3$, $\beta = 6 \times 10^{-4} \text{ 1/K}$, $T_0 = 293^{\circ}\text{K}$ である。

$$\frac{1}{\mu} = \frac{1}{\mu_0} [1 + \nu(T - T_0)] \quad (3-6)$$

ここで、 $\mu_0 = 1 \times 10^3 \text{ N sec/m}^2$, $\nu = 3.2 \times 10^{-2} \text{ 1/K}$ である。

水の比熱 C_r は $C_r = 4200 \text{ J/kg, } ^{\circ}\text{C}$ で与えられている。

⑥ 結果の整理

結果は図3-5に示すような観測点での温度、水頭、流速、変位、応力、圧力を10、25、50、100、150、500年毎に整理する。

表3-2 岩体ブロック部分のパラメータ

パラメータ	値	備考
ヤング率	60 GPa	
ボアソン比	0.23	
密度	2670 kg/m ³	
一軸圧縮強度	200 MPa	
伸張強度	10 MPa	
熱伝導係数	3 W/m,°K	
比熱	900 J/kg,°K	
熱膨張係数	9.0×10 ⁻⁸ 1/°K	
初期間隙比	10 ⁻⁴	
初期透水係数	$k_{60} = k_{150} = 10^{-9}$ m/s	k_{60} : x軸から $\pi/3$ の方向の透水係数 k_{150} : x軸から $5\pi/6$ の方向の透水係数

表3-3 亀裂の物性

パラメータ	値
垂直剛性	100 GPa/m
せん断剛性	10 GPa/m
粘着力	0.1 MPa
摩擦角	30°
ダイレイタンシー角	0°
伸張強度	0 MPa

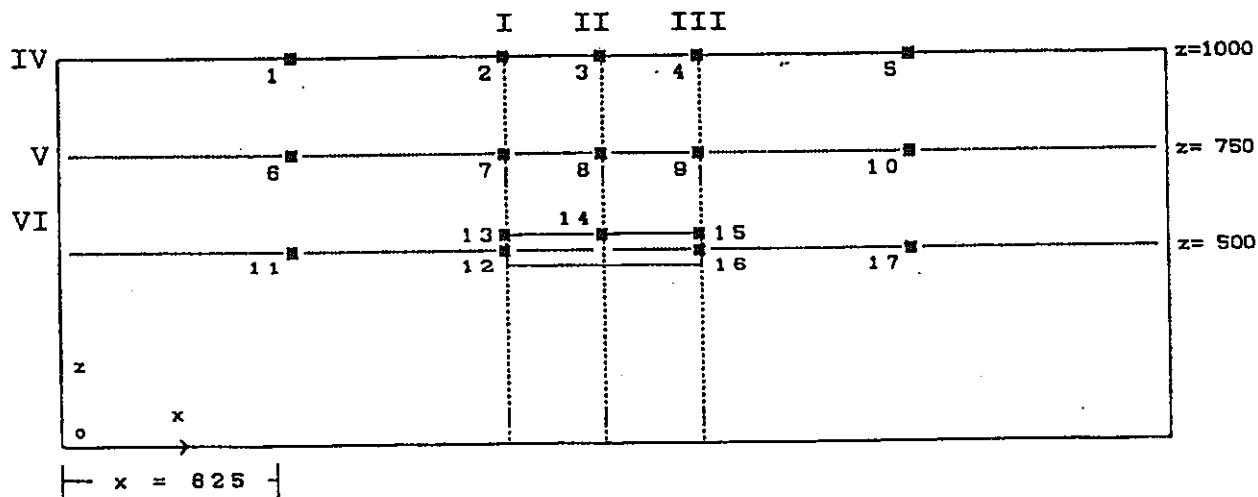


図3-5 観測点の位置 (単位:m)

(2) 解析手法

BMT1をTHAMESを用いて解析を行なった。解析を行なうためには、図3-1、表3-1に示した様な幾何学的な情報をどのように取り込むかが問題であった。この検討では、2.4.1で説明したクラックテンソルを導入し、亀裂の存在による異方性効果を表現することにした。

クラックテンソルでは、表3-2、3で示された岩体ブロックと亀裂の物性の両方を解析に取り込むことができる。

まず、クラックテンソルを用いて、今回の亀裂情報から透水係数がどのように評価できるのかを検討した。今回の解析では、透水係数は初期状態では等方であるので、初期値は決まっているが、ここでの検討は、BMT1に対してクラックテンソルが適用できるかどうかの確認のために行なった。

まず、式(2-21)を二次元にし、各セットの亀裂長さを考慮して、 P_{ij} を求めるところとなる。

$$P_{ij} = \begin{pmatrix} 32731 & 732 \\ 732 & 33577 \end{pmatrix} \frac{t^3}{A} \quad (3-7)$$

ここで、 A は面積である。これを用いると、透水係数テンソルは次式のようになる。

$$k_{ij} = \begin{pmatrix} 33577 & -732 \\ -732 & 32731 \end{pmatrix} \frac{\lambda t^3}{A} \quad (3-8)$$

この主値を求めると以下のようになる。

$$\begin{pmatrix} 33999.4 & 0 \\ 0 & 32308.6 \end{pmatrix} \frac{\lambda t^3}{A} \quad (3-9)$$

主値の値が異なるのは、両セットの長さの総計が異なるからである。

そして、その時の主軸方向は、 $\pi/3$ 、 $5\pi/6$ となり、亀裂方向と一致する。この主値に、 $\lambda=1/12$ と $\mu=10^{-6}\text{m}^2/\text{s}$ を用いて、クラック幅 t を求めると

$$t = 103 \mu\text{m} \quad (3-10)$$

となる。この値は、深さ500mほどの所の値としては、やや大きい値であるが、これは初期設定された透水係数が全領域で同じ値に設定されていることと、その値がやや大きめであることから、このクラック幅は領域全体の平均値を示しているものと解釈できる。全クラックがこのクラック幅を有する場合にはクラックが全領域に占める面積を計算でき、それを全領域の面積で除すとクラック部分の間隙率が求められる。

$$n_f = 2.28 \times 10^{-3} \quad (3-11)$$

問題では、全領域の間隙率は 10^{-4} であるので、残りの岩体ブロック部分が持つ間隙率は次のようになる。

$$n_m = 9.77 \times 10^{-5} \quad (3-12)$$

この値が妥当であるかどうかについては、議論が難しいところであるが、このベンチマークテストでは、間隙率と透水係数の間に明確な根拠がある出題でもないので、間隙率に関しては与えられた値を用いることにした。このクラック幅を用いて、透水係数テンソルを用いると、次式のようになる。

$$k_{ij} = \begin{pmatrix} 1.019 & -0.022 \\ -0.022 & 0.993 \end{pmatrix} \times 10^{-9} \quad m/s \quad (3-13)$$

この値は、問題に与えられた等方な条件をほぼ満たしている。

以上より、クラックテンソルで透水係数テンソルを求めたとしても、ほぼ妥当な値を算出することが分かった。そこで、同じ理論を用いて、弾性係数テンソルについても算出することにした。

弾性係数テンソルの算出、破壊基準の取り扱いについては2.4.1で既に説明しているのでここでは省略する。支配方程式についても同様である。

また、高温になることによる密度変化から生じる自然対流現象を考察するために、2.4.2で述べたBoussinesq近似についても検討を加えた。

(3) 解析結果

解析に用いたメッシュ図を図3-6に示す。これは、図3-5の観測点の位置を節点に一致させるようにして設定されている。

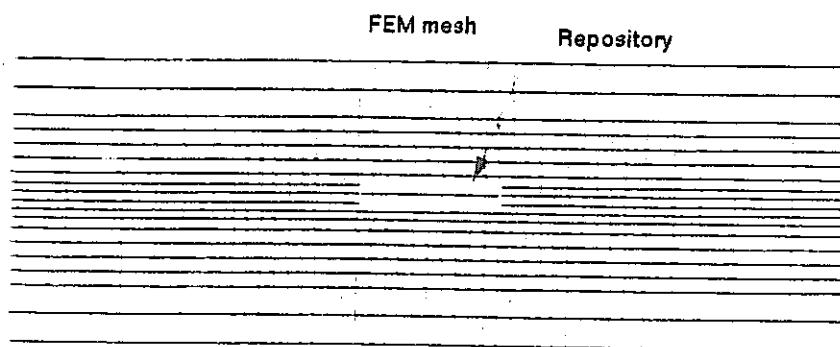


図3-6 BMT1の有限要素メッシュ

図3-7は亀裂間隔が25mのケースの初期の全水頭分布である。このように、初期状態は非対称になっている。そして、図3-8が同ケースの50年後の全水頭分布である。図3-7の初期状態と比較すると、処分場付近の全水頭が浮力の効果で小さくなっている様子がよくわかる。図3-9はその流速ベクトル分布である。全体の流れの傾向は、境界条件の影響を強く受けているが、処分場付近で流速ベクトルに乱れが生じており、地下水が処分場に集まっている状況が分かる。一方、図3-10は、Boussinesq近似を用い場合の同ケースの全水頭分布である。この場合には処分場の上部で小さい値になっている。図3-11は、その時の流速図である。処分場では上向き流れになっている状況が分かり、Boussinesq近似を用いることにより、浮力による自然対流現象が良く表われている。

図3-12は同時刻における温度分布である。処分場からの発熱により、処分場周囲の温度が高くなっているが、その上昇の仕方は対称であることがわかる。

図3-13は変位図である。今回の解析では左右の境界は応力境界であり、与えている水理的境界条件が非対称、かつ熱膨張の仕方も式(2-39)に示したようにクラックテンソルの影響を受けて異方的に変形する。

図3-14はその主応力ベクトル図である。このように、応力ベクトルは、差ほど大きな偏りは示していない。

図3-15は、同ケースにおける鉛直方向変位のコンター図である。処分場を境にして、上側と下側へ膨張するように変形していることが分かる。また、変形は亀裂の方向に沿って大きくなっている

ことも分かる。

図3-16は、同ケースの水平方向の変位コンター図である。コンターNo.4が大体、変位ゼロのラインである。このゼロ変位のラインが右下がりに傾斜し、これを境に、左右に、膨張している状況が分かる。

図3-17は、同ケースの150年後の空隙率の分布である。空隙の分布も大体、右下がりに大きくなっている様子が分かる。

図3-18は亀裂間隔が100 mの場合の50年後の全水頭分布である。この場合にも処分場周辺で浮力による水圧低下の現象が起こっているが、図3-8と比較すると、より広範囲に全水頭が低下していることが分かる。

図3-19は同ケースの変形図である。これは、図3-13と同じ倍率で変形を表示している。したがって、クラック幅が大きいほど全体的に大きな膨張が生じていることが分かる。しかし、変形のモードは大体同じ傾向にあるように思われる。

図3-20は同時刻における温度分布図である。同図は、図3-12で示した亀裂間隔25mの時とほぼ同じである。のことより、温度分布には亀裂間隔が及ぼす影響は小さいことが予想される。

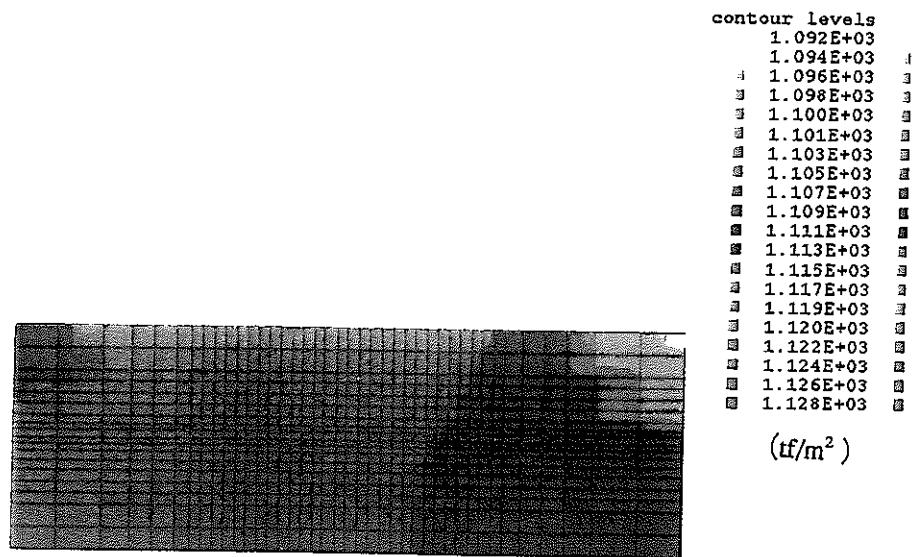


図3-7 初期の全水頭分布
(case 3、亀裂間隔25m、単位：m)

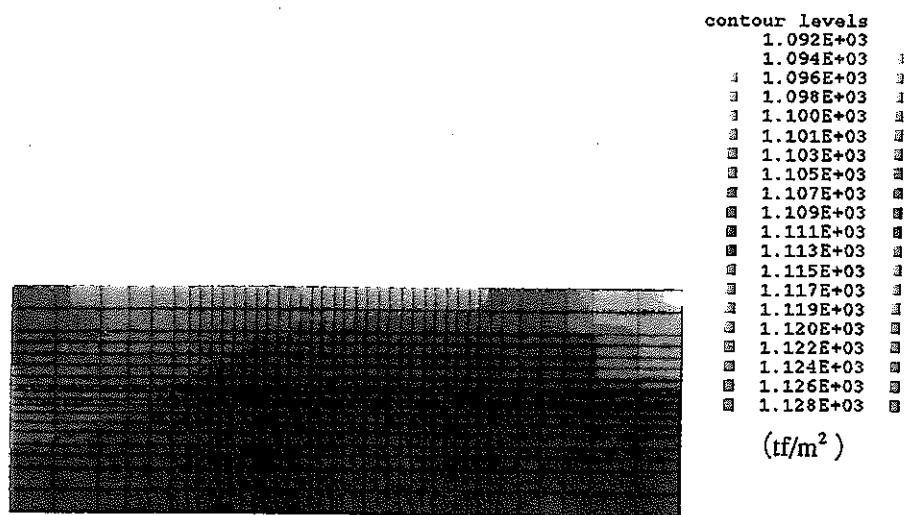


図3-8 50年後の全水頭分布
(case 3、亀裂間隔25m、単位：m)

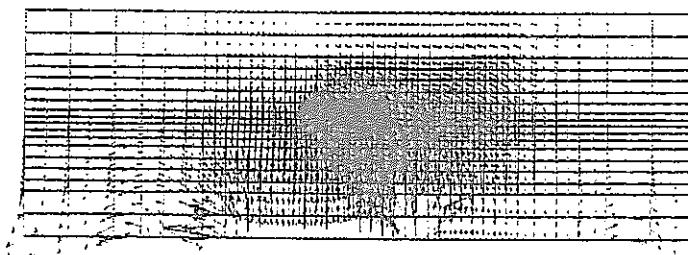


図3-9 50年後の流速ベクトル図

(case 3、亀裂間隔25m、単位：m/s)

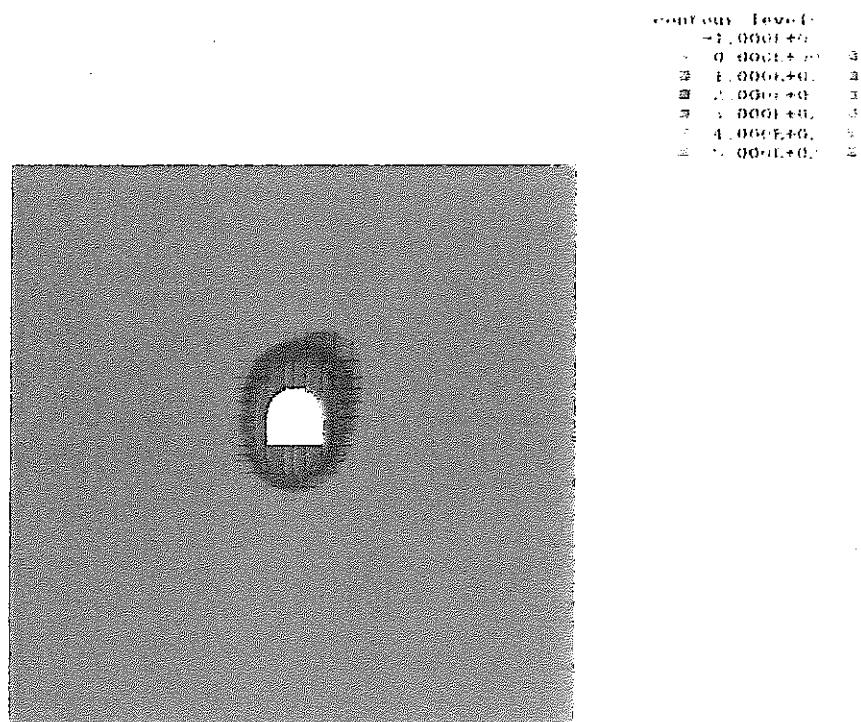


図3-10 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の全水頭分布

(case 3、亀裂間隔25m、単位：m)

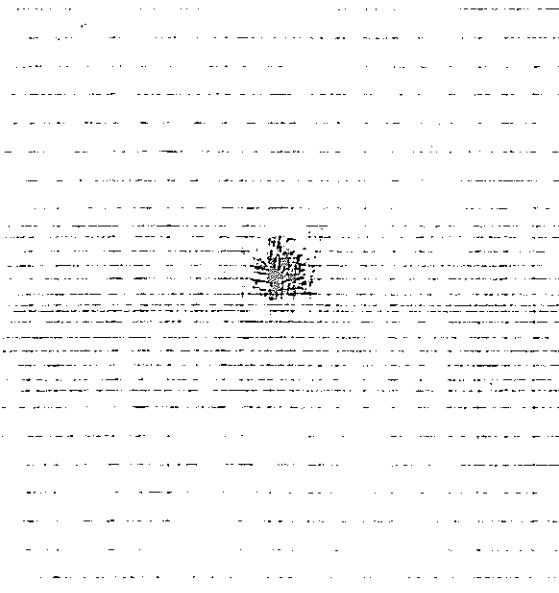


図3-11 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の流速ベクトル図
(case 3、亀裂間隔25m、単位：m/s)

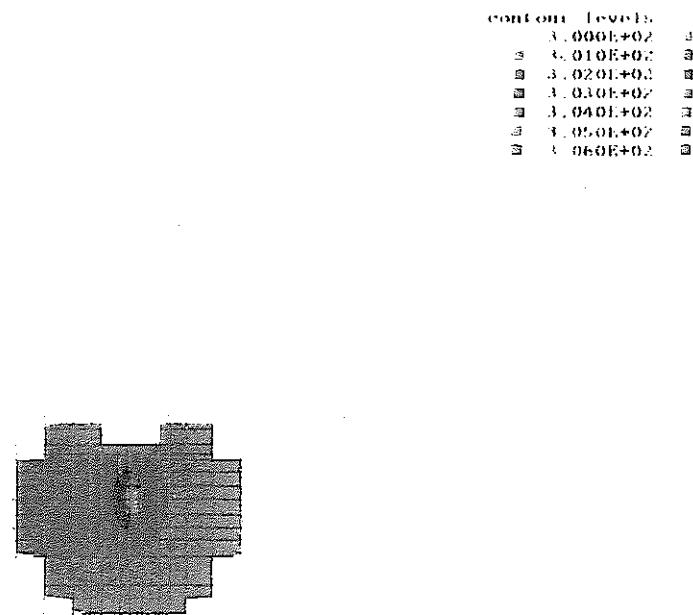


図3-12 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の温度分布図
(case 3、亀裂間隔25m、単位：°K)

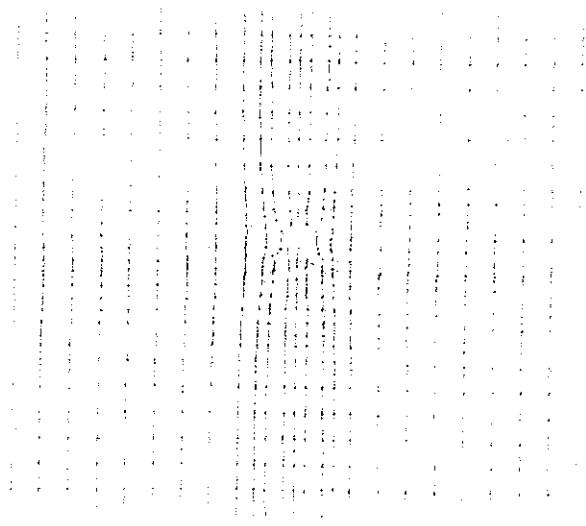


図3-13 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の変位図
(case 3、亀裂間隔25m)

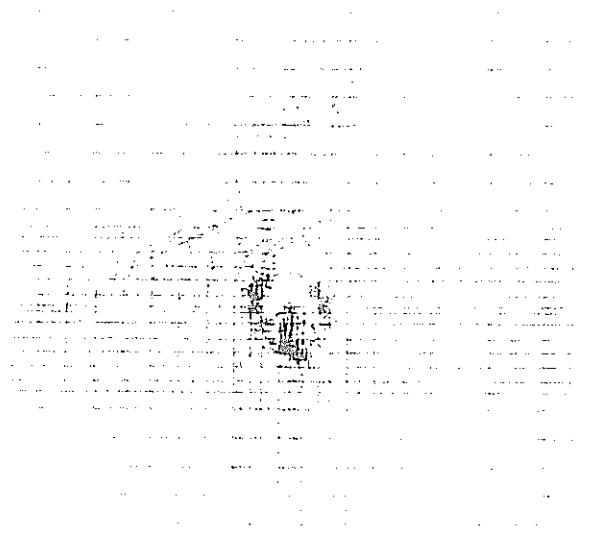


図3-14 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の主応力ベクトル図
(case 3、亀裂間隔25m、単位: tf/m²)

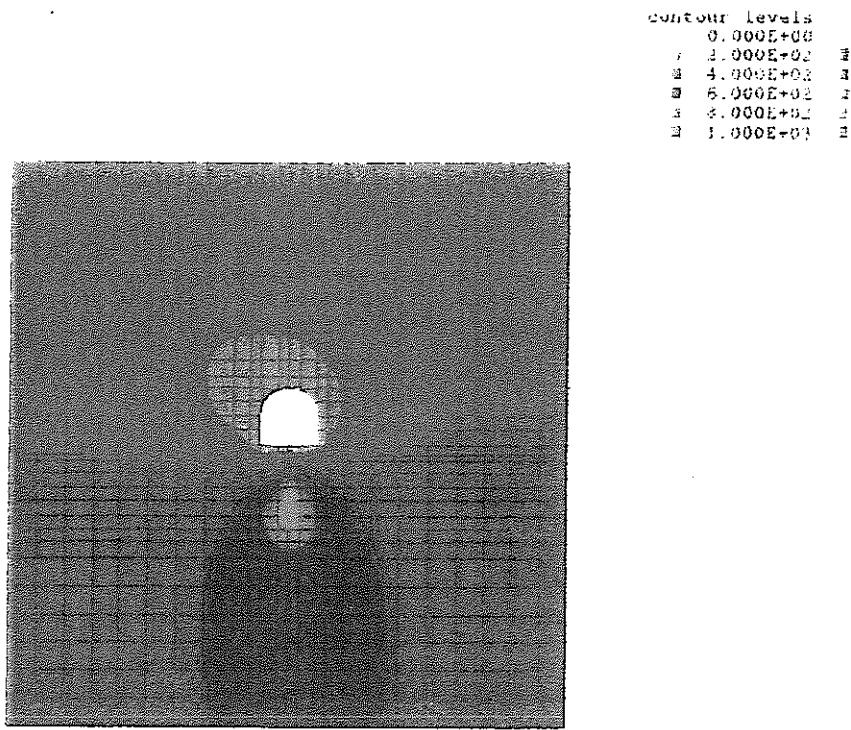


図3-15 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の鉛直方向変位コンター図
(case 3、亀裂間隔25m、単位：m)

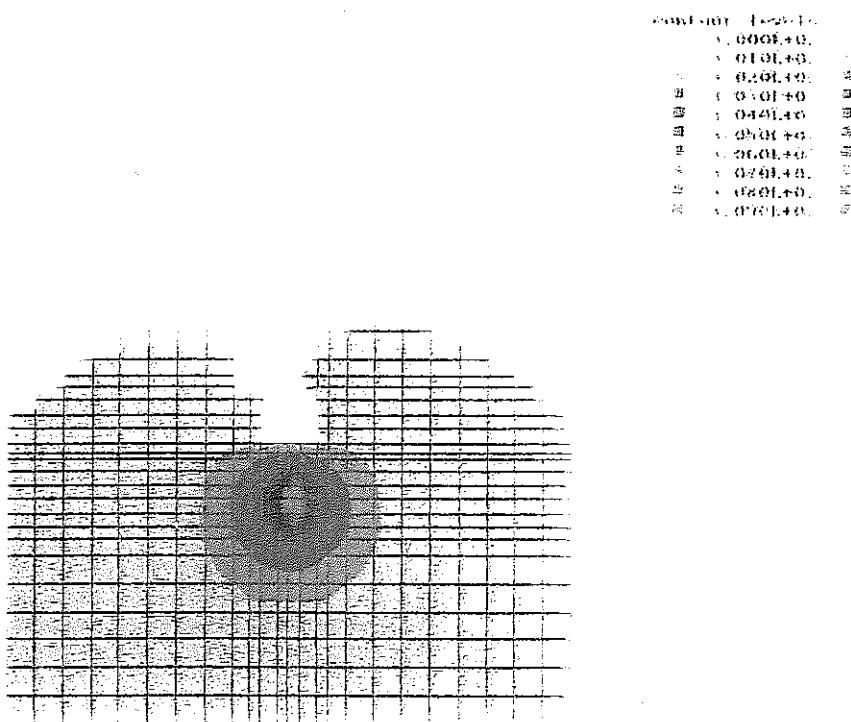


図3-16 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の水平方向変位コンター図
(case 3、亀裂間隔25m、単位：m)

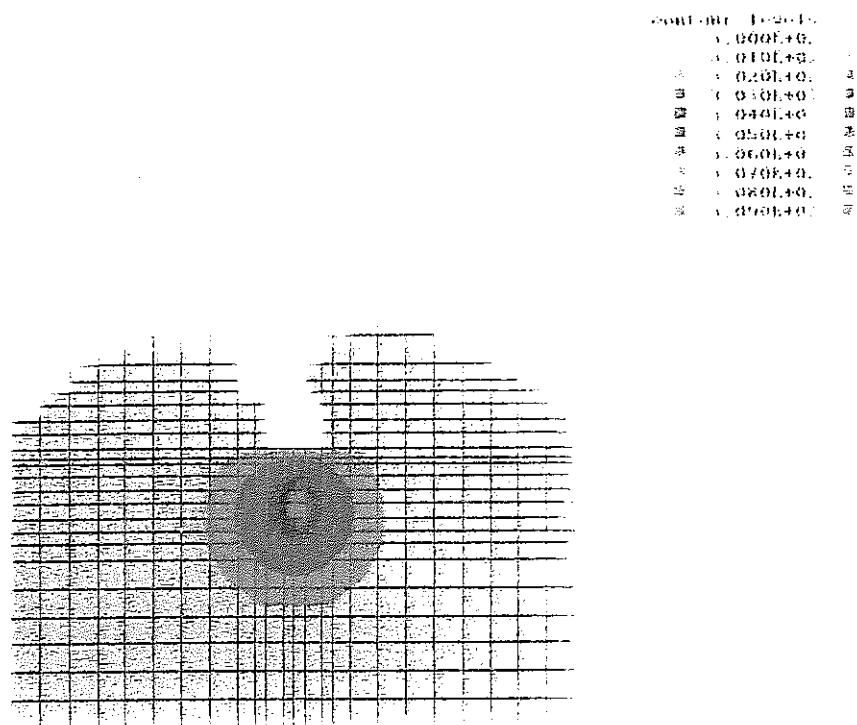


図3-17 Boussinesq近似を用いた場合の150年後の空隙率分布図
(case 3、亀裂間隔25m)

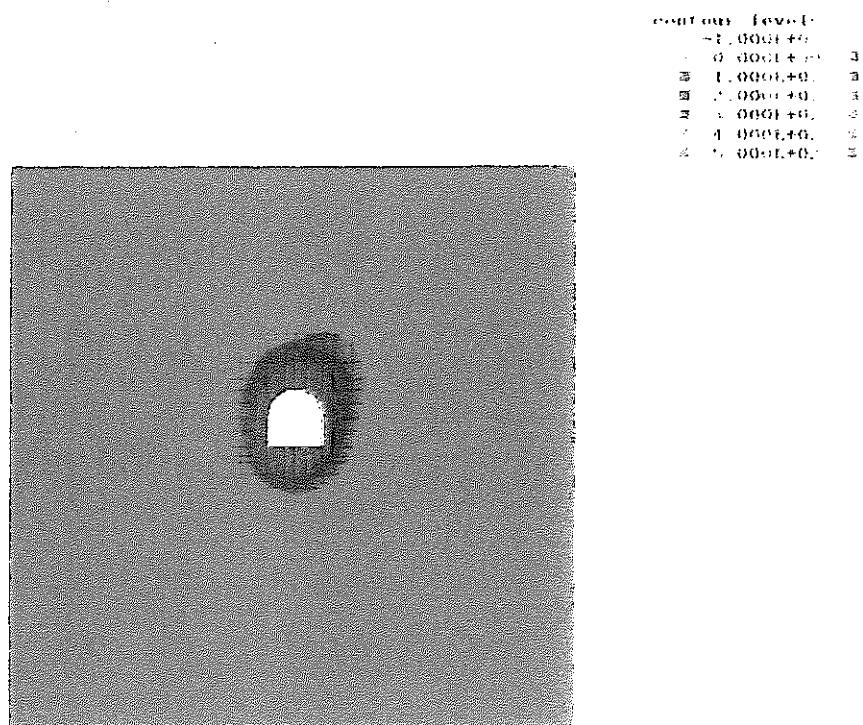


図3-18 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の全水頭分布図
(case 1、亀裂間隔100m、単位：m)

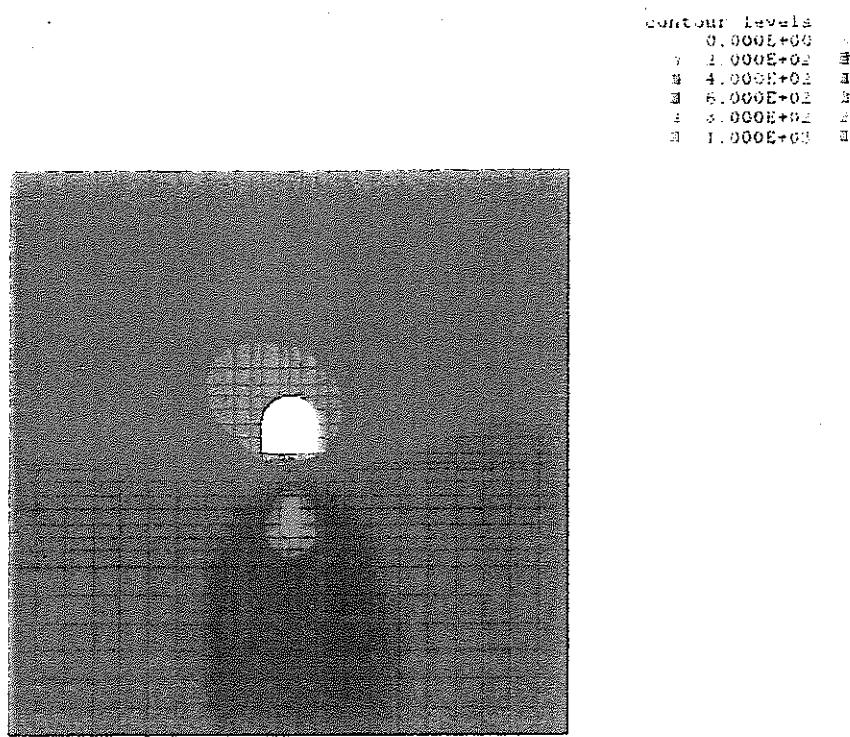


図3-19 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の変位図
(case 1、亀裂間隔100m)

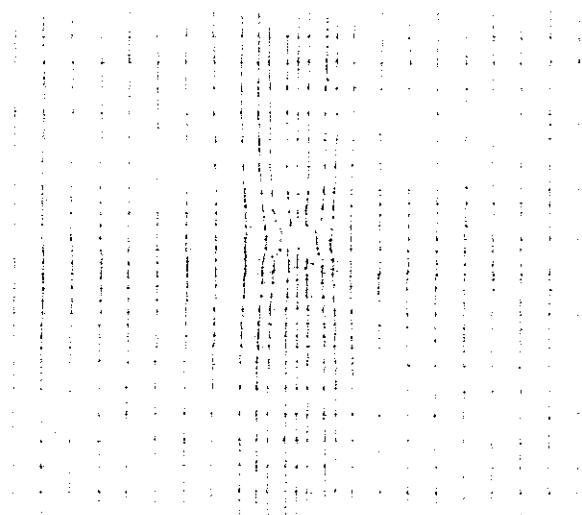


図3-20 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の温度分布図
(case 1、亀裂間隔100m、単位： $^{\circ}\text{K}$)

(4) 他の解析手法との比較

BMT1には、フランスから3チーム、日本から1チームが参加している。フランスは、有限要素法(FEM)が2チーム、DEMが1チームである。図3-21は、亀裂間隔100mで100年後の3チームの温度分布の比較である。どの結果も処分場から同心円状に温度が広がっており、値も大体同じになっている。

また、図3-22は、他の有限要素法による水頭分布の比較である。フランスチームの結果は、処分場周辺で、水頭が大きくなっている。我々の計算結果と異なっている。また、図3-23は、同じく、流速図の比較である。フランスチームの結果はかなり局所的な流れが生じており、局部的に大きな透水性が生じているものと思われる。これは、用いた透水係数の非線形な透水性が表われているものと思われる。

図3-24は、鉛直変位の比較である。値は若干異なるもののモードは大体似ていることが分かる。
以上の他のコードとの比較をまとめると以下のようになる。

- ① 温度分布はどのモデルも大体同じであったが、特定の測定ポイントでは全く異なる値を示すこともあった。
- ② どのモデルも温度分布に亀裂間隔が与える影響は小さかった。
- ③ 全水頭分布は、有限要素解析では大体、同じであったが流速ベクトルは、方向、大きさともかなり異なった結果となった。これは、異なる不連続部のモデル化と破壊の取り扱いの差であろうと思われる。
- ④ 亀裂間隔の違いが水頭分布に与える影響はフランスチームの場合、ほとんど見られなかったが、我々のモデルでは、0~50年の期間で少し見られた。
- ⑤ 変形は、DEMとFEMでかなり異なった結果となった。一般に、DEMは、FEMよりも大きな応力を生じた。

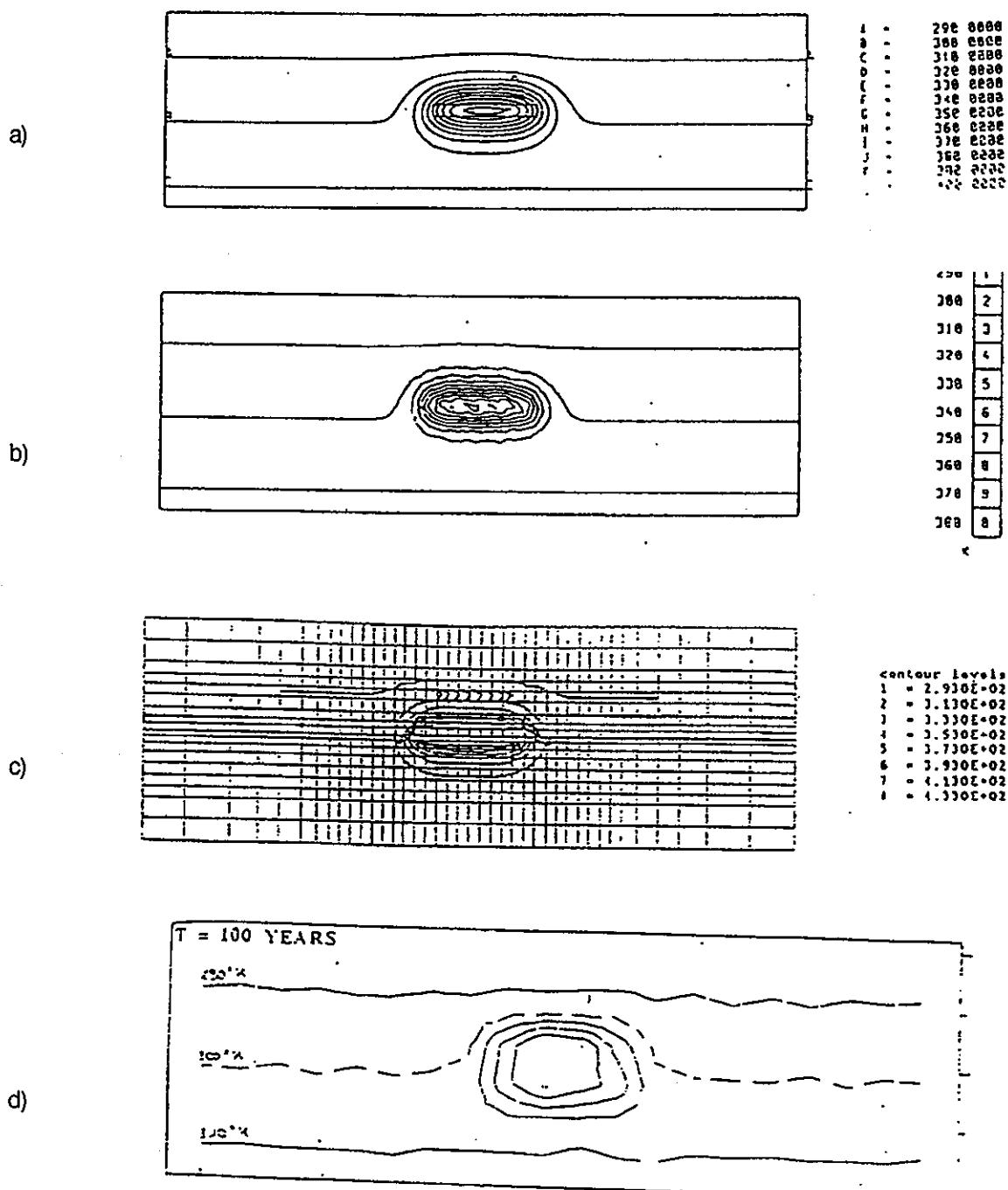


図3-21 100年後の温度分布図の比較 (case 1、亀裂間隔100m、単位： $^{\circ}\text{K}$)
 a) CEA/DMT model、b) ENSMP model、c) HAZAMA model、d) INERIS model

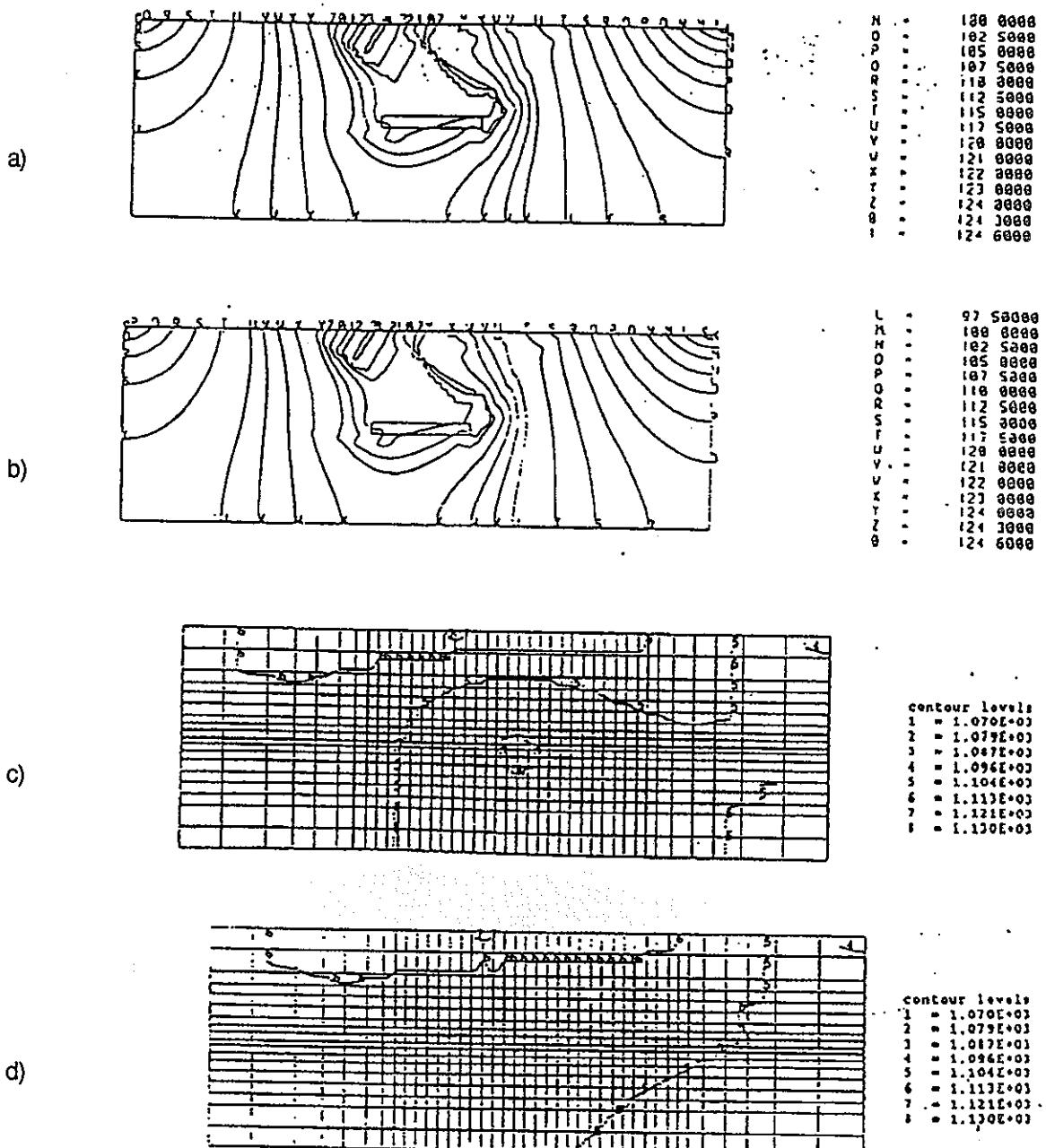


図3-22 全水頭分布図の比較 (case 1、亀裂間隔100m、単位:m)

- a) CEA/DMT model (100年後)、b) CEA/DMT model (150年後)
 c) HAZAMA model (100年後)、d) HAZAMA model (150年後)

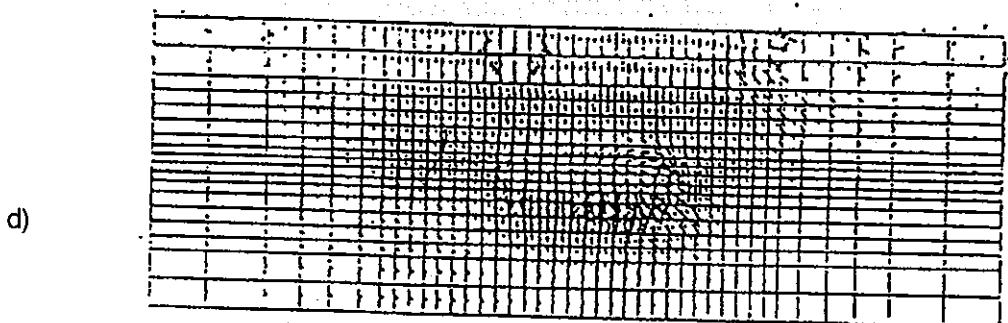
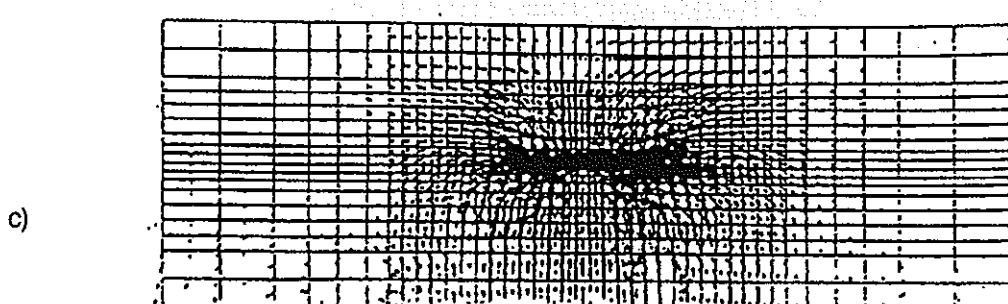
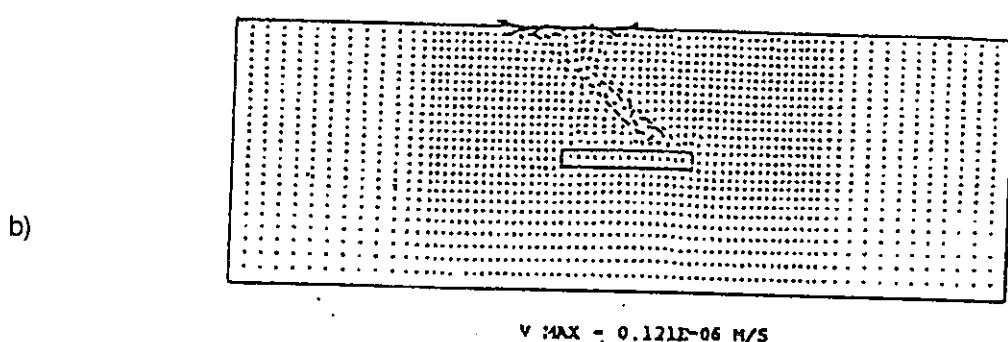
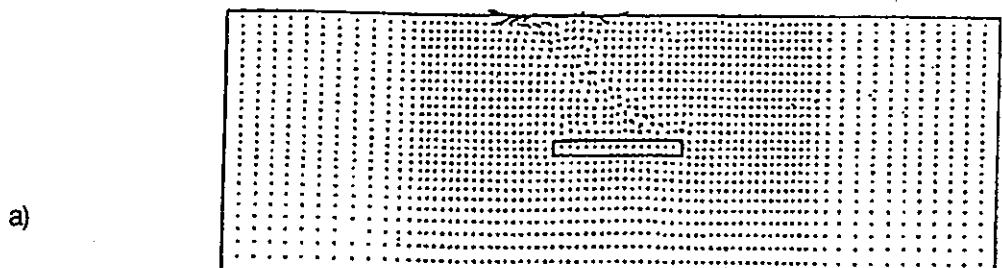


図3-23 流速ベクトル図の比較 (case 1、亀裂間隔100m、単位：m/s)

- a) CEA/DMT model (100年後) 、 b) CEA/DMT model (150年後)
- c) HAZAMA model (100年後) 、 d) HAZAMA model (150年後)

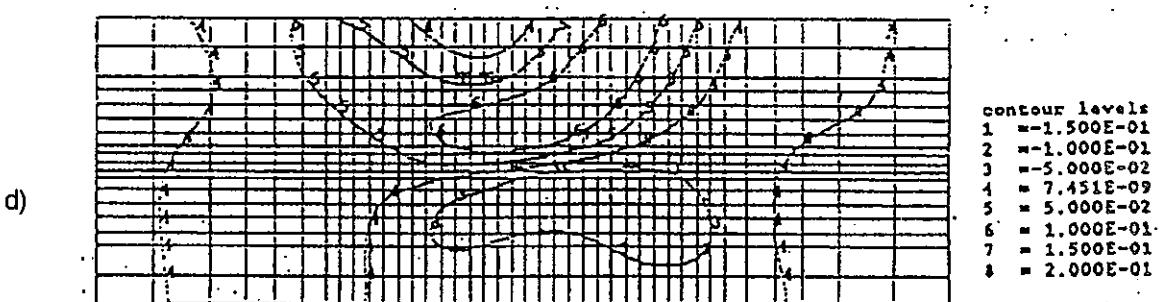
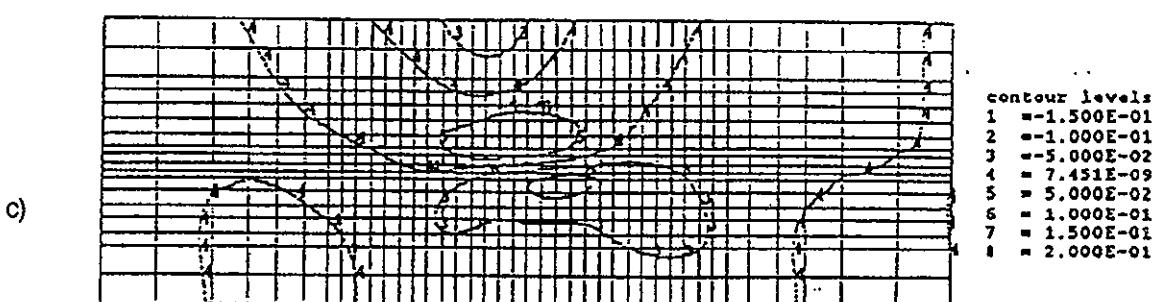
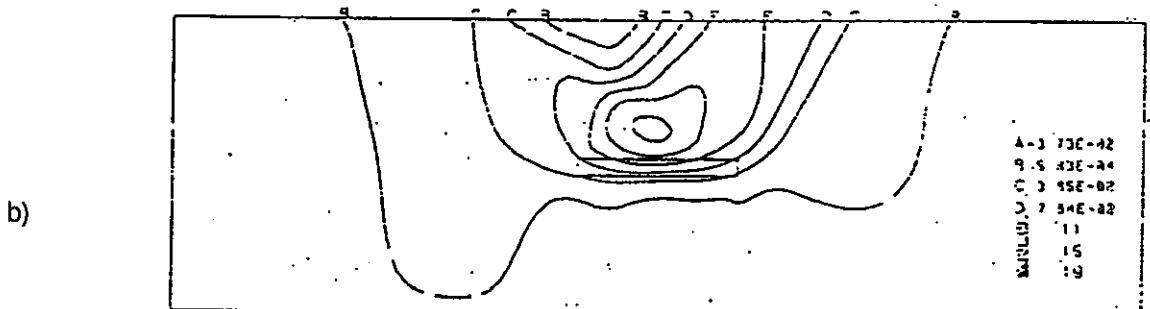
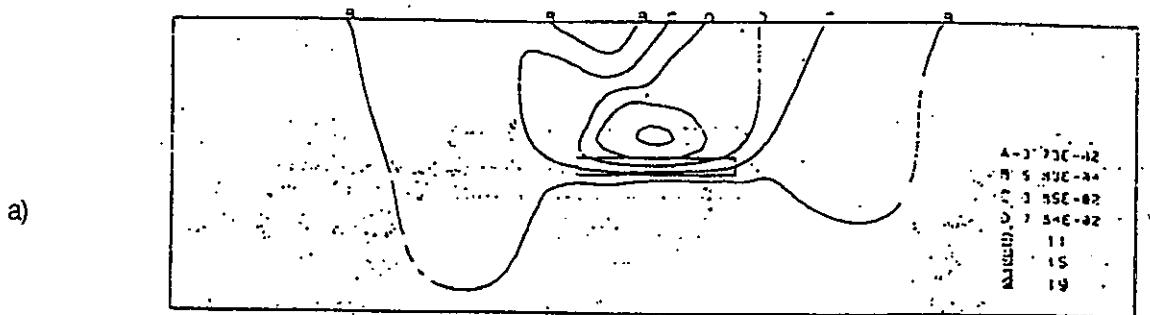


図3-24 鉛直変位図の比較 (case 1、亀裂間隔100m、単位:m)

a) CEA/DMT model (50年後)、b) CEA/DMT model (150年後)

c) HAZAMA model (50年後)、d) HAZAMA model (150年後)

3.1.3 BMT1（追加解析）

(1) 解析条件

BMT1の追加解析はフランスチームの提案により行なったもので、DEMとの比較がより的確にできるように力学的な境界条件が改められたものである。3.1.2では側方境界が応力で規制されていたが、それが変位固定で規制されている。また、上部境界は応力ゼロであったが、今回は水位境界と同じくコサインカーブで載荷条件が与えられている。その他の水力学的および熱力学的条件は同じである。また、亀裂間隔は100mのみが対象となっている。

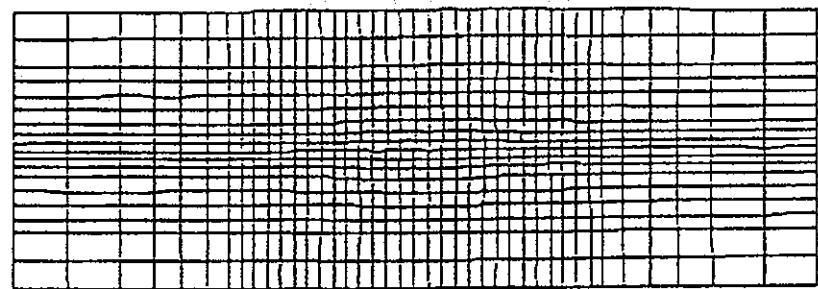
(2) 解析手法

ここでも3.1.2と同じくクラックテンソルを用いている。また、変形による透水係数の変化および破壊挙動の扱いも前回と同じであるのでここでは説明を割愛する。

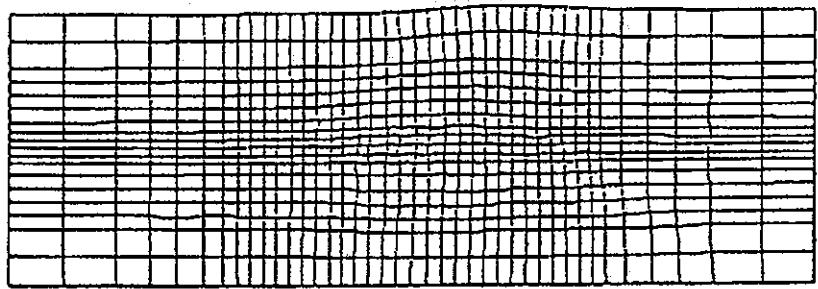
(3) 解析結果

図3-25は50、150、500年後の変位を示している。ここで変位は500倍でそれぞれ画かれている。同図から地盤は処分場から $\pi/3$ の方向の亀裂にそって膨張している様子が分かる。そして、 $5\pi/6$ の亀裂が亀裂垂直方向に膨張していることが分かる。図3-26は塑性域を示した図である。この塑性の原因は全部亀裂の引っ張り破壊によるものでその他の破壊は生じていない。同図より破壊は大きな変形を促し、時間とともにその領域が広がっている様子が分かる。

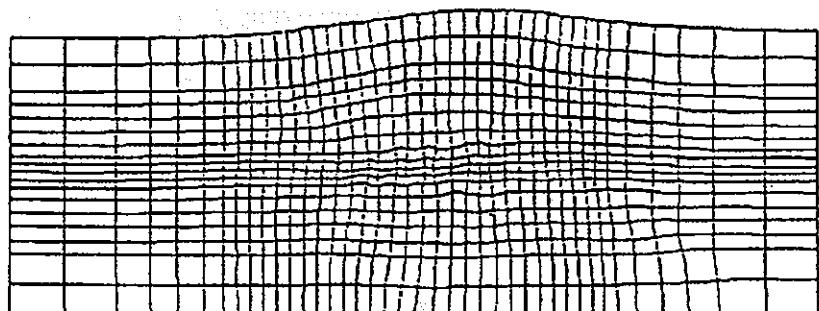
また、表3-4は観測点における変位を示している。最大変位は500年後の観測点No.4の鉛直成分に見られ、その値は23.3cmである。表3-5は観測点における応力である。これは観測点を含む200mの線に沿って平均した値である。変位は時間が経つに連れて増加しているが、応力は余り変化していないことが分かる。これは恐らく亀裂が引っ張り破壊により破壊し、変形は大きくでるが応力は変化しないためと思われる。しかし、亀裂幅はひずみが小さいために有意な値をもっては計算されておらず、その変化は $1\mu\text{m}$ 以下であった。



a) 50年後

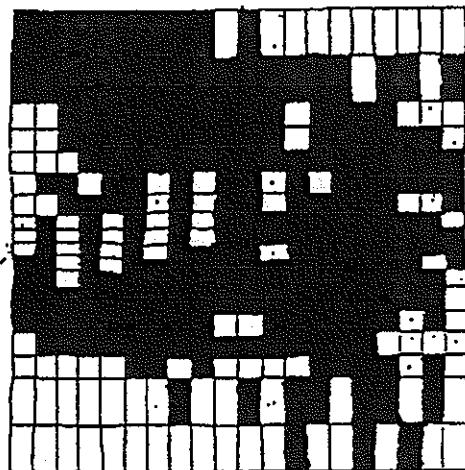


b) 150年後

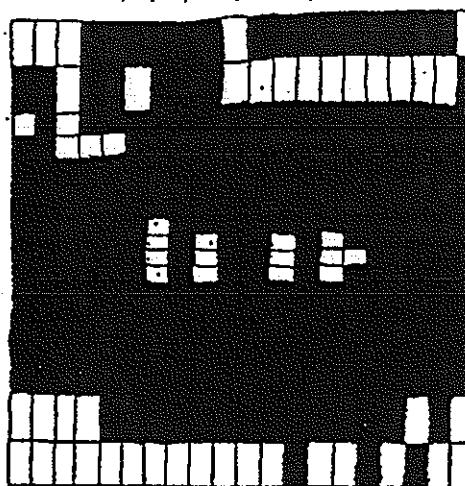


c) 500年後

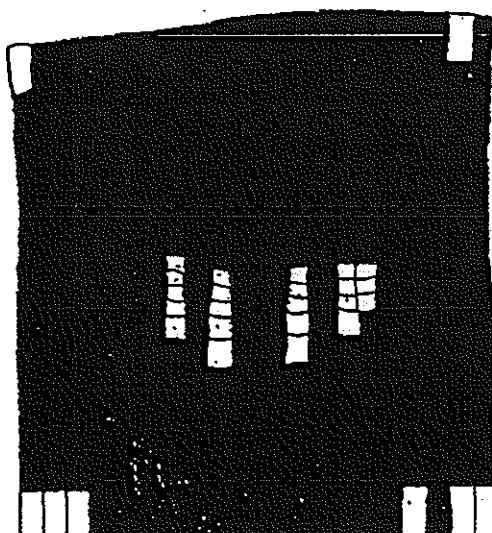
図3-25 変位分布



a) 50年後



b) 150年後



c) 500年後
図3-26 破壊領域分布

表3-4 観測点における変位

Displacement components at monitoring points (unit : m)					
Time	No.	1	4	9	13
10	ux	0.002	0.001	0.001	-0.001
	uy	-0.001	0.001	0.003	0.004
25	ux	0.002	0.001	0.001	-0.003
	uy	-0.002	0.003	0.005	0.006
50	ux	0.001	0.005	0.004	-0.010
	uy	-0.001	0.012	0.015	0.010
100	ux	-0.002	0.013	0.028	-0.014
	uy	0.003	0.040	0.047	0.019
150	ux	-0.005	0.024	0.044	-0.006
	uy	0.007	0.070	0.080	0.026
200	ux	-0.007	0.034	0.054	0.004
	uy	0.011	0.096	0.109	0.030
300	ux	-0.011	0.057	0.067	0.022
	uy	0.020	0.151	0.160	0.040
500	ux	-0.016	0.089	0.079	0.049
	uy	0.043	0.248	0.235	0.062

表3-5 観測点における応力

Time	Effective stress					Total stress				
	No.	2	6	9	14	No.	2	6	9	14
10	σ_x'	3.28	8.67	8.61	13.50	σ_x	3.27	8.66	8.59	14.16
	σ_y'	3.28	8.68	9.28	14.34	σ_y	3.28	8.67	9.26	14.68
25	σ_x'	3.28	8.68	8.63	12.93	σ_x	3.27	8.66	8.59	14.17
	σ_y'	3.28	8.69	9.30	13.93	σ_y	3.28	8.67	9.26	14.69
50	σ_x'	3.28	8.68	8.64	12.08	σ_x	3.27	8.66	8.59	14.18
	σ_y'	3.29	8.69	9.32	13.74	σ_y	3.28	8.67	9.27	14.69
100	σ_x'	3.28	8.69	8.63	12.08	σ_x	3.27	8.67	8.59	14.18
	σ_y'	3.29	8.69	9.32	13.87	σ_y	3.27	8.67	9.27	14.67
150	σ_x'	3.28	8.69	8.62	12.07	σ_x	3.27	8.67	8.59	14.18
	σ_y'	3.29	8.69	9.32	14.04	σ_y	3.27	8.67	9.27	14.66
200	σ_x'	3.28	8.69	8.62	12.07	σ_x	3.27	8.67	8.59	14.18
	σ_y'	3.29	8.69	9.32	14.16	σ_y	3.27	8.67	9.27	14.66
300	σ_x'	3.28	8.69	8.62	12.06	σ_x	3.27	8.67	8.59	14.17
	σ_y'	3.28	8.69	9.31	14.32	σ_y	3.28	8.67	9.27	14.66
500	σ_x'	3.28	8.69	8.61	12.06	σ_x	3.27	8.67	8.59	14.17
	σ_y'	3.28	8.69	9.30	14.45	σ_y	3.28	8.67	9.27	14.65

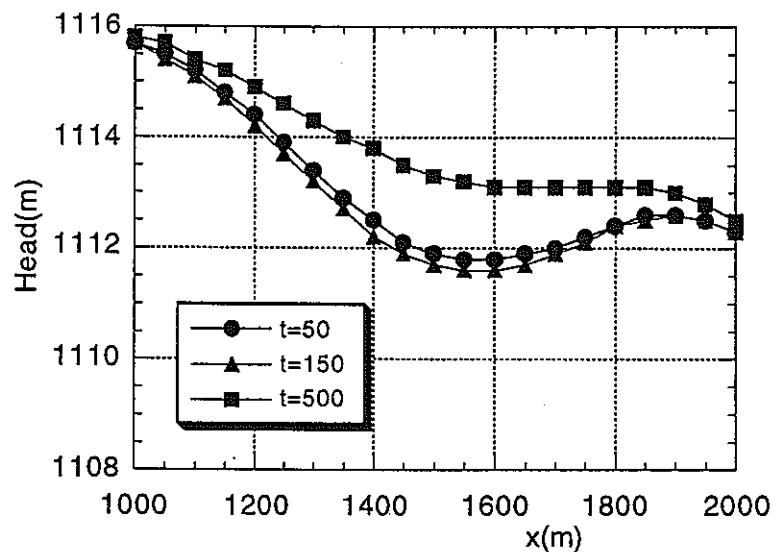
図3-27は上端境界より250mと500m深さにおける全水頭分布である。ここで参照高さは下端境界においている。全水頭は処分場の位置に相当するx軸の1250から1750mの位置で小さくなっている。これは処分場周辺の温度上昇による密度低下の影響である。右側への低下傾向は境界条件の影響である。

表3-6は観測線を横切る流量である。上端境界ある2-3、3-4線では150年後にピークが現われているが、これはNo.2に相当する地点の水圧が最も大きいことの影響である。また、3-8を通る流量が8-14を通る流量より小さいのは自然対流の影響である。

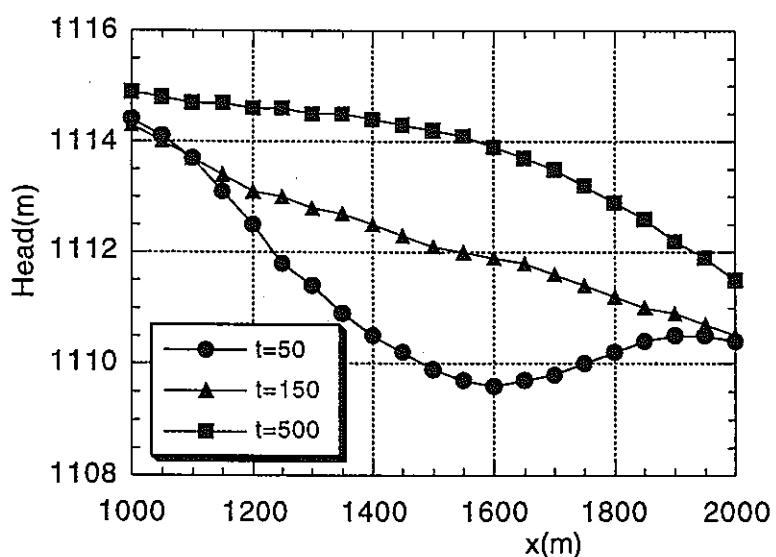
図3-28は流速分布の経時変化である。全図のスケールは同じに設定されている。50年後に処分場付近で上方流が生じているが、これは時間とともに小さくなっていることが分かる。そして、500年後には境界条件から生じる上端境界からの流束の方が大きくなっている。

表3-7は観測点における温度である。No.12、14、15は処分場に一致しており、50年後にピークを有している。処分場中心にあるNo.14では最大値が374°Cに達している。一方、No.8における温度は100年後から上昇を始めている。このNo.8における温度変化は同地点の水頭変化に影響を及ぼし、これが図3-28の250m深さでの水頭分布に見られる。また、図3-28において150年後からは余り水頭分布に変化が見られないが、これは表3-7に示すように温度がこれ以降では増加していないからである。

図3-29は温度分布の経時変化である。図3-28に示したように上昇流が生じているにも関わらず、温度は同心円状に伝達しており、対流の影響が極めて小さいことが分かる。



a) 深さ250m



b) 深さ500m

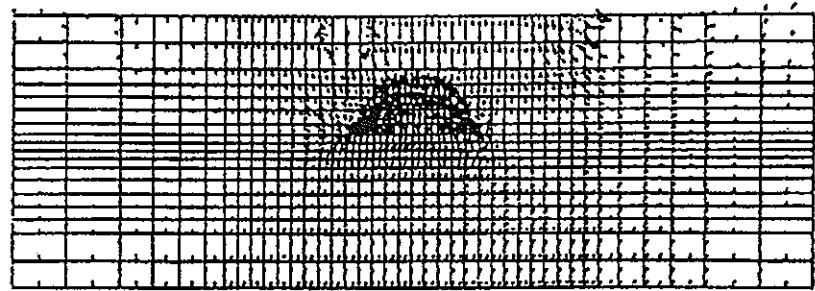
図3-27 全水頭分布

表3-6 観測線を横切る流量

Evolution of flow rate (unit ; m*m/year)				
Time(year)	2-3	3-4	3-8	8-14
10	-5.32E-04	-5.08E-04	6.82E-05	1.73E-04
25	-7.24E-04	-6.97E-04	6.59E-05	1.42E-04
50	-8.33E-04	-7.84E-04	6.12E-05	1.74E-04
100	-8.55E-04	-7.99E-04	5.02E-05	1.55E-04
150	-8.67E-04	-8.25E-04	6.59E-05	1.69E-04
500	-8.39E-04	-8.07E-04	7.26E-05	1.53E-04

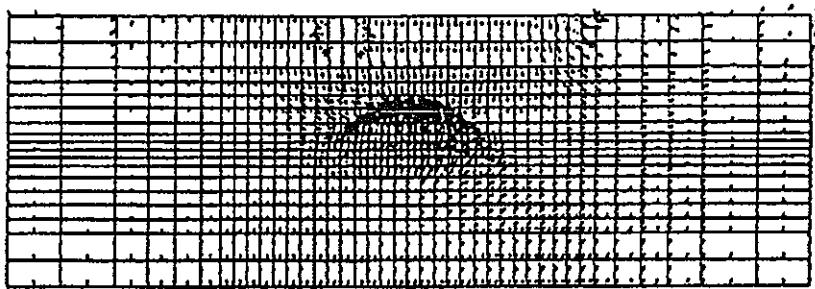
表3-7 観測点における温度

Temperature at monitoring points (unit : ° K)							
Point	Time (year)						
No.	0	10	25	50	100	150	500
8	290.5	290.5	290.5	290.5	291.4	293.0	300.7
12	298.0	323.7	340.9	347.9	341.2	334.3	316.3
14	297.1	326.1	355.3	374.0	370.9	362.6	328.0
15	297.1	311.6	326.2	335.6	334.1	330.2	315.1



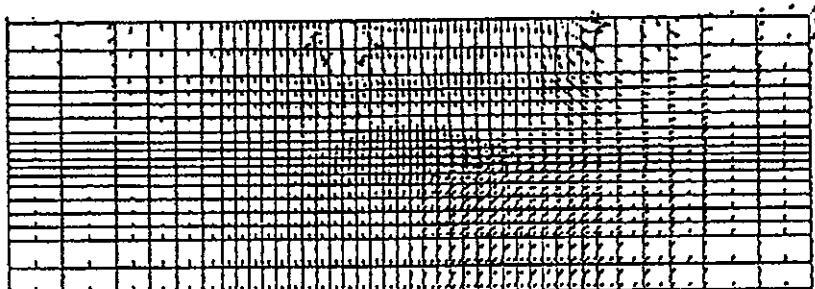
→ 1.0×10^{-10} m/s

a) 50年後



→ 1.0×10^{-10} m/s

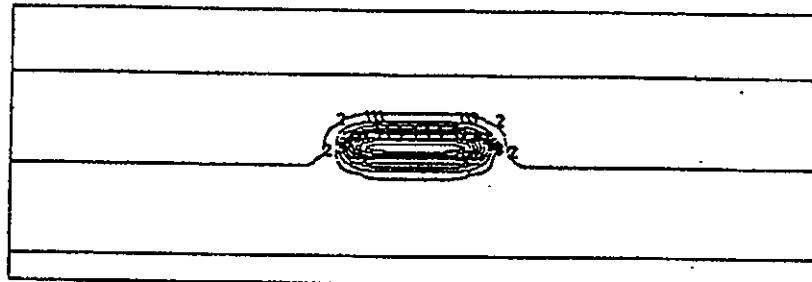
b) 150年後



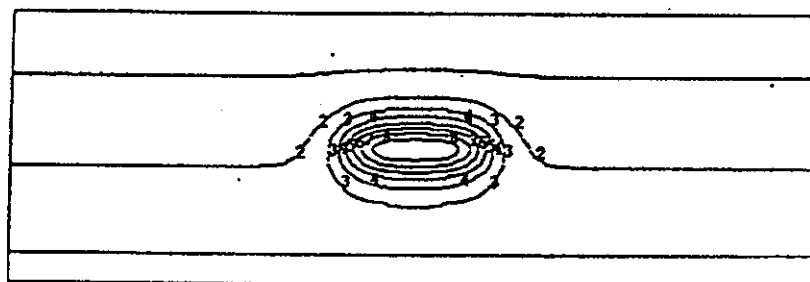
→ 1.0×10^{-10} m/s

c) 500年後

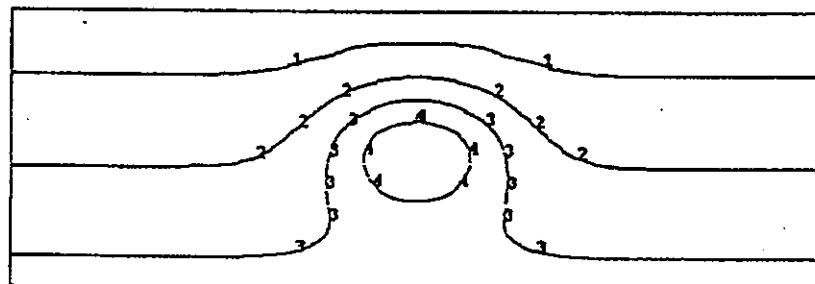
図3-28 流速分布図



a) 50年後



b) 150年後



c) 500年後

図3-29 溫度分布図

3.1.4 BMT3

(1) 解析条件

① 幾何学的条件

BMT3は、図3-30に示す様に、処分トンネル周辺の50mx50mの領域の解析である。解析では、トンネルの掘削およびキャニスター設置による加熱が経時的に設定されている。トンネルは、地下500mの地点にあり、その大きさは図3-30のb)に示すように高さ5m、幅5mの馬蹄形である。キャニスターはトンネルの下2.5mのところに、長さ5mのものが埋設される。

領域全体には、図3-31に示す様な亀裂が設定されている。これは、ストリーパプロジェクトが行われた地点における亀裂情報から再現されたものである。解析条件として、個々の亀裂の中心位置と長さおよび角度、そして亀裂幅が設定されている。

② 力学的条件

図3-32に与えられた力学的条件を示す。土被りはトンネル底面で、500mを想定しており、初期地圧は等方にかかる。境界条件は、下端、左右端は垂直方向の変位を規定したスライド境界であり、上端は荷重境界になっている。

この初期地圧と境界条件下において、掘削を行なう。

③ 水理学的条件

図3-33に与えられた水理学的条件を示す。ここでは、地下水水面は地表面にあると仮定しており、上端境界にはそれに相当する地下水圧が規定されている。その他の下端、左右端はno-flux境界である。

掘削後は、掘削面の水圧がゼロに規定される固定圧力境界になる。

④ 热力学的条件

図3-34に与えられた熱力学的条件を示す。初期は等温状態であり、300°Kである。下端、左右端はno-flux境界で与えられ、上端は初期温度に固定された条件となっている。

加熱は、掘削後、状態が定常に達した後、キャニスター部から発熱する。発熱量は $Q_0 = 0.47 \times$

10^2 W/m^2 であり、減衰定数 β は 0.02 1/year である。また、トンネル壁面は熱伝達境界が設定されおり、熱伝導係数は 7 W/m^2 であり、トンネル内部は 300° K に固定されている。

⑤ 載荷プロセス

図3-35に全体の載荷過程を示す。まず、第一段階は、掘削前の初期状態の解析であり、第二段階は掘削後の水の流入過程である。このトンネルへの地下水の流入がほぼ定常になった後、キャニスター部からの発熱が始まる。

解析結果は、掘削開始直後の状態、掘削後1ヶ月後、発熱開始直後の状態、発熱後1年、そして30年後の状態、そして温度が最高になった時点での状態を報告することになっている。したがって、同図における t^* と t_{\max} は各解析者が設定することになる。

⑥ パラメータ

亀裂以外の岩体ブロック部分のパラメータ値は表3-8のように与えられている。

また、亀裂に対するパラメータは表3-9のように与えられている。

地下水の密度 ρ_f と粘性係数 μ に関しては次式で与えられる。

$$\rho_f = \rho_0 [1 - \beta(T - T_0)] \quad (3-13)$$

ここで、 $\rho_0 = 1000 \text{ kg/m}^3$ 、 $\beta = 6 \times 10^{-4} \text{ 1/K}$ 、 $T_0 = 293^\circ \text{ K}$ である。

$$\frac{1}{\mu} = \frac{1}{\mu_0} [1 + \nu(T - T_0)] \quad (3-14)$$

ここで、 $\mu_0 = 1 \times 10^3 \text{ N sec/m}^2$ 、 $\nu = 3.2 \times 10^{-2} \text{ 1/}^\circ \text{K}$ である。

水の比熱 C_f は $C_f = 4200 \text{ J/kg, } ^\circ \text{C}$ で与えられている。

表3-8 岩体ブロック部分のパラメータ

パラメータ	値	備考
ヤング率	60GPa	
ポアソン比	0.23	
密度	2670 kg/m ³	
一軸圧縮強度	200 MPa	
伸張強度	10 MPa	
熱伝導係数	3 W/m,°K	
比熱	900 J/kg,°K	
熱膨張係数	9.0×10 ⁻⁸ 1/°K	
初期間隙比	10 ⁻⁴	
初期透水係数	$k_{60} = k_{150} = 10^{-9}$ m/s	k_{60} : x軸から $\pi/3$ の方向の透水係数 k_{150} : x軸から $5\pi/6$ の方向の透水係数

表3-9 亀裂の物性

パラメータ	値
垂直剛性	100 GPa/m
せん断剛性	10 GPa/m
粘着力	0.1 MPa
摩擦角	30°
ダイレイタンシー角	0°
伸張強度	0 MPa

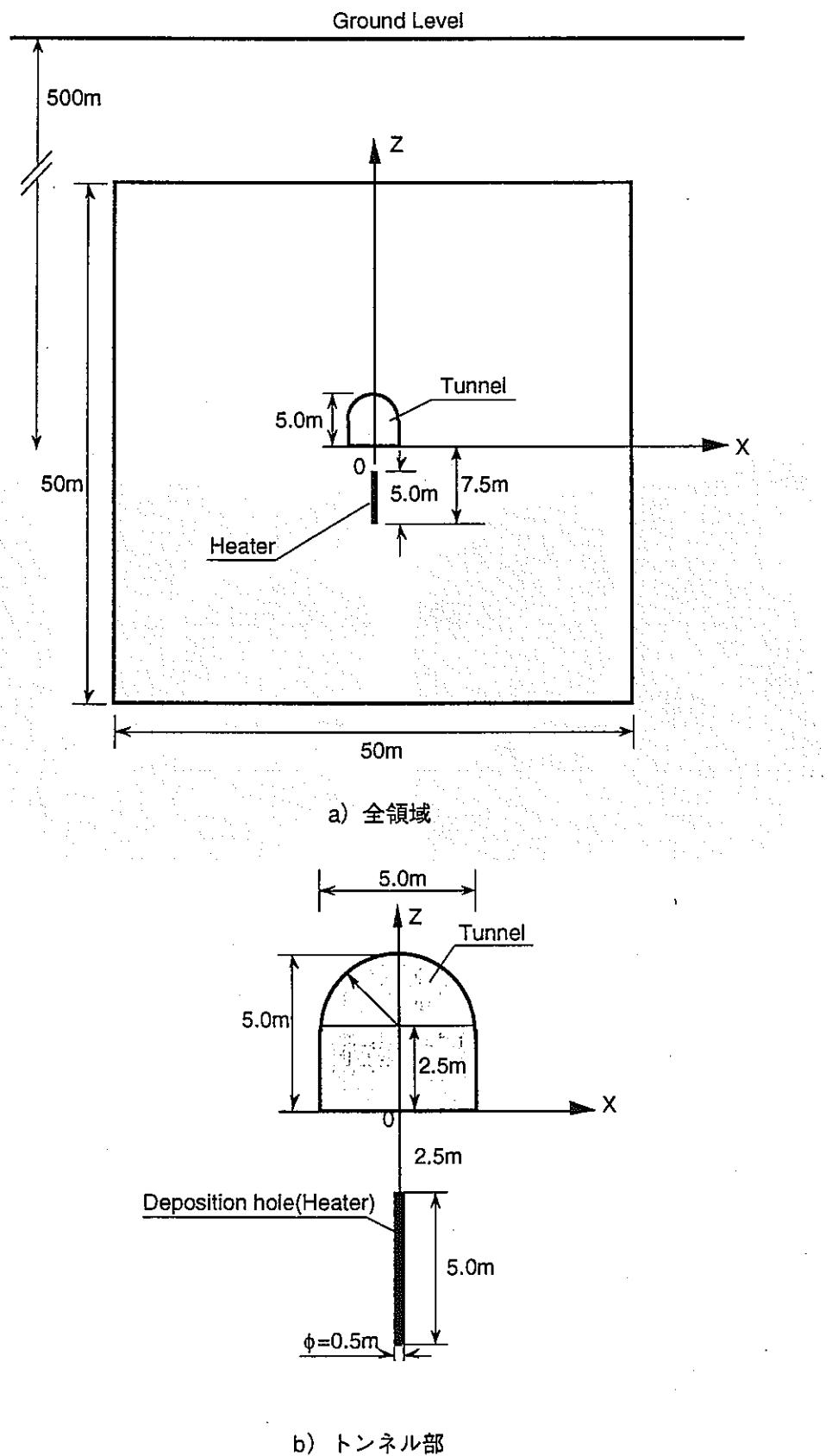
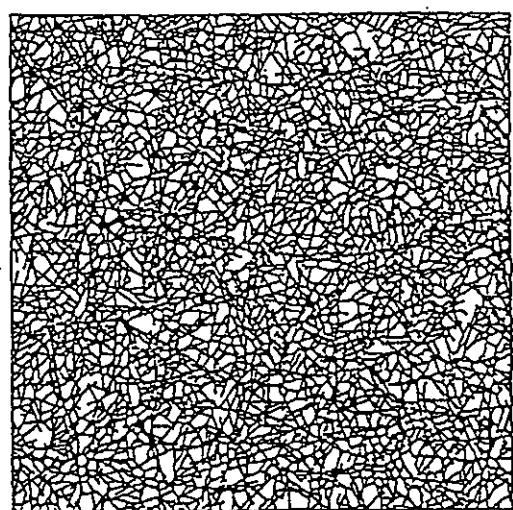
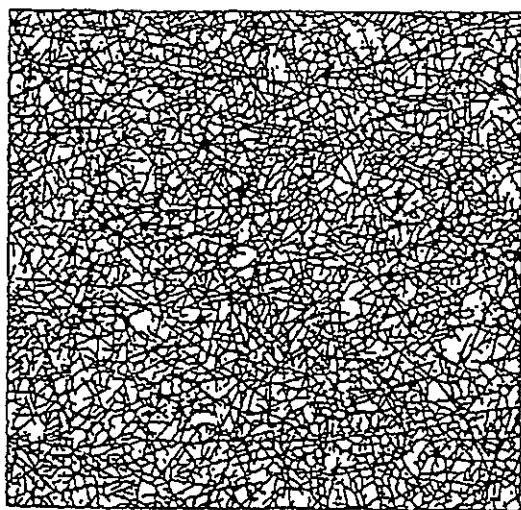


図3-30 ニアフィールドの解析モデル図



a) Original

b) Reference

図3-31 亀裂ネットワークモデル図

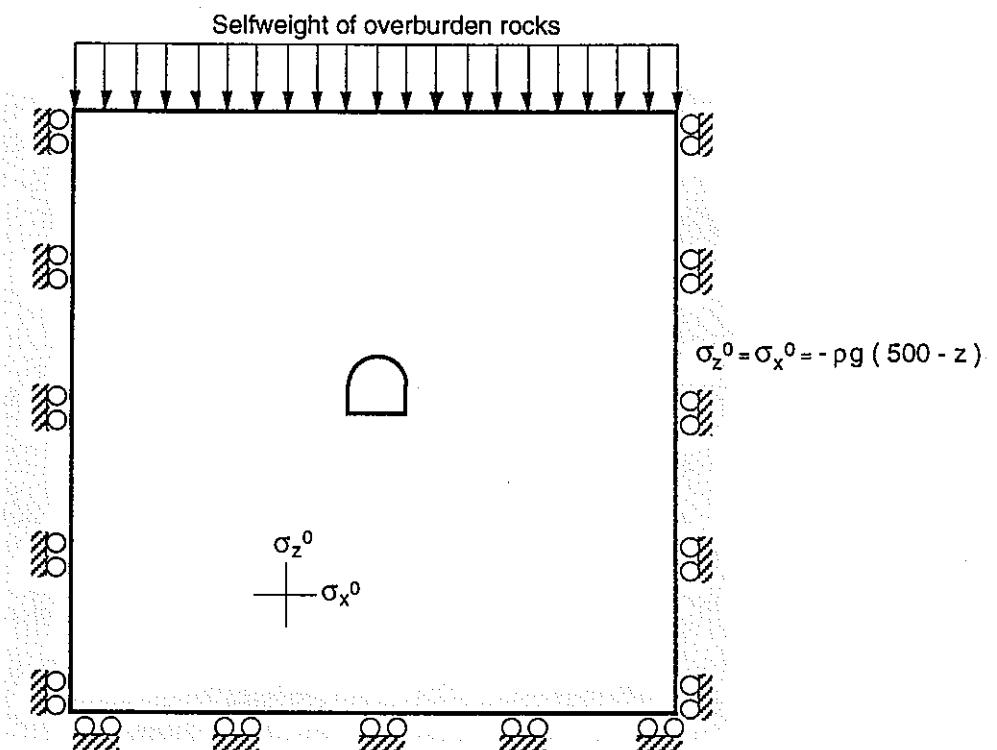


図3-32 力学的境界条件と初期条件

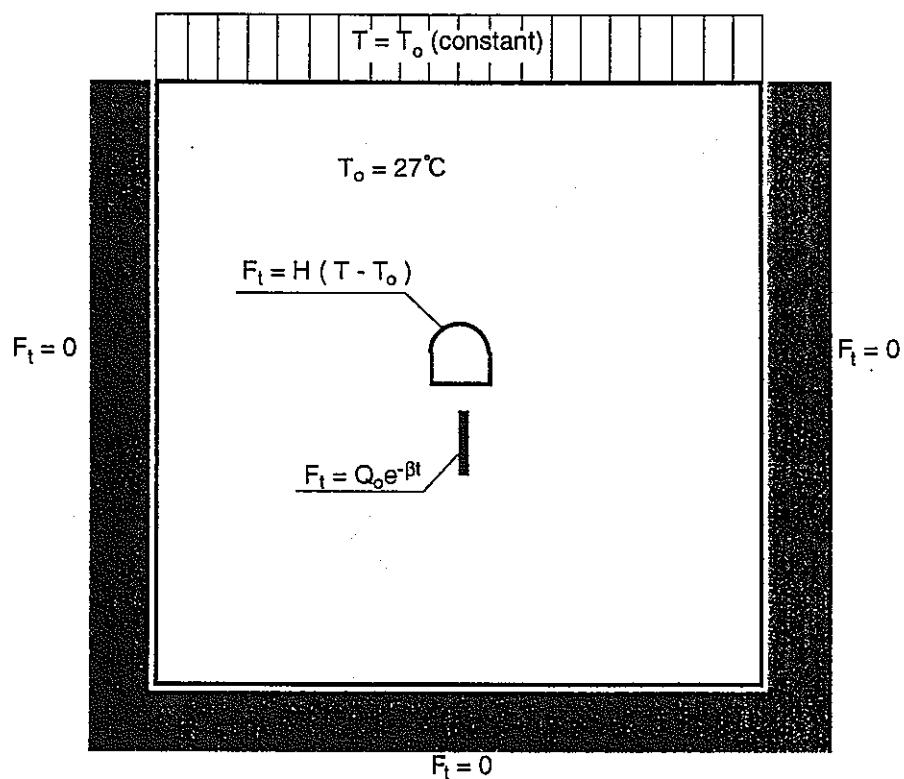


図3-33 水理学的境界条件と初期条件

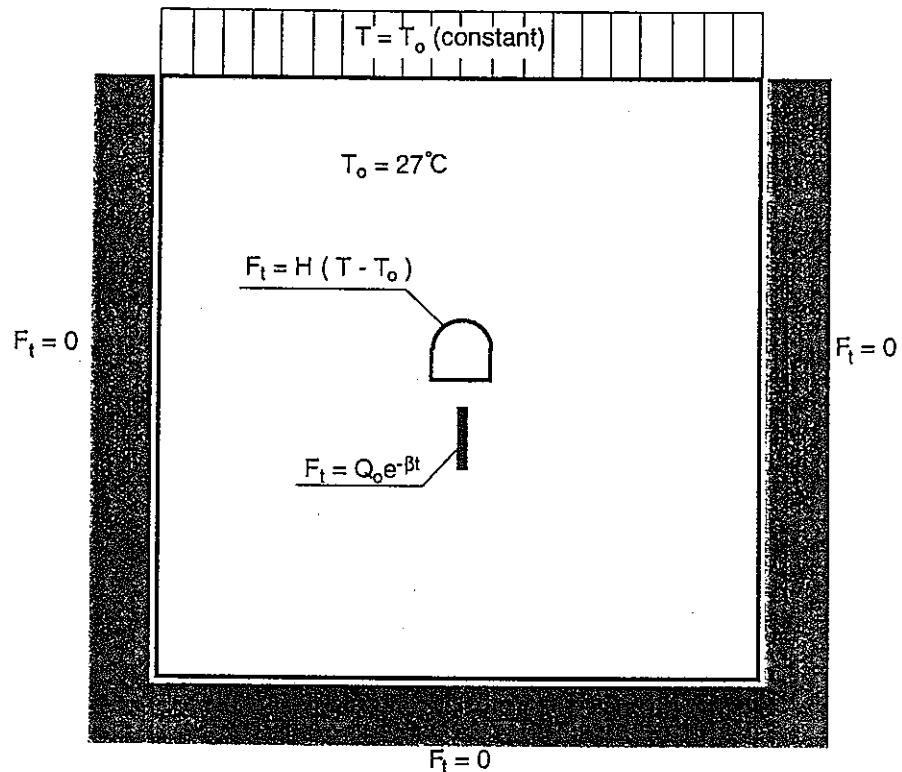


図3-34 热力学的境界条件と初期条件

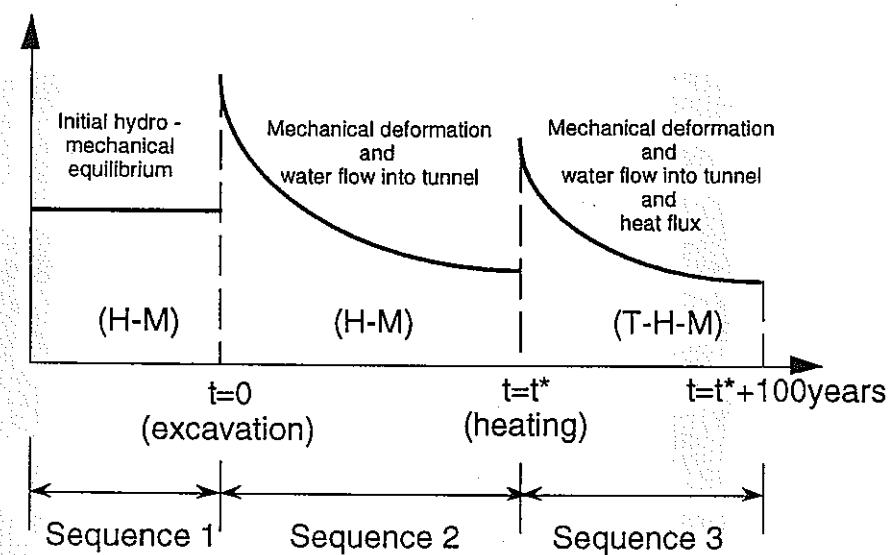


図3-35 載荷プロセス

(2) 解析手法

① クラックテンソルを用いた解析手法

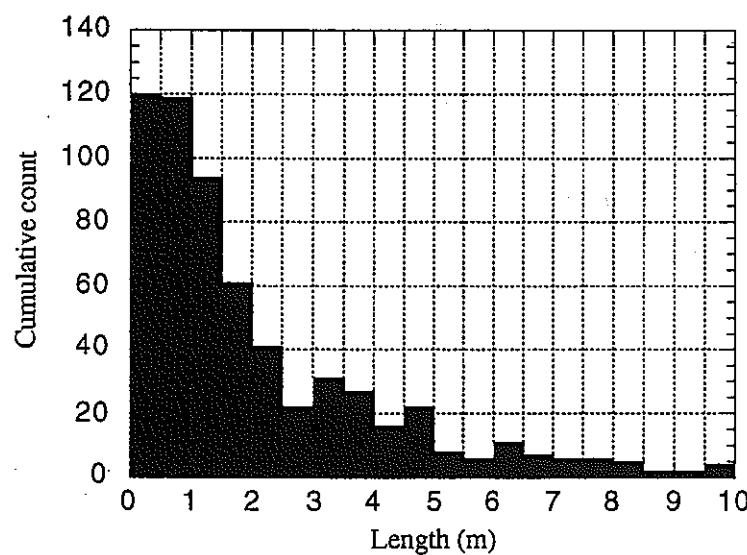
ここではクラックテンソルを用いるが、その詳細は2.4.1に詳しいのでここでは省略する。

ただし、破壊条件、亀裂間隔の変化を考慮する際の亀裂方向については、今回のモデルでは、要素内でバラついているので、その要素を代表する亀裂方向を簡単に設定することが難しい。今回の検討では破壊による塑性挙動は考慮せず、弾性体として扱うことにする。

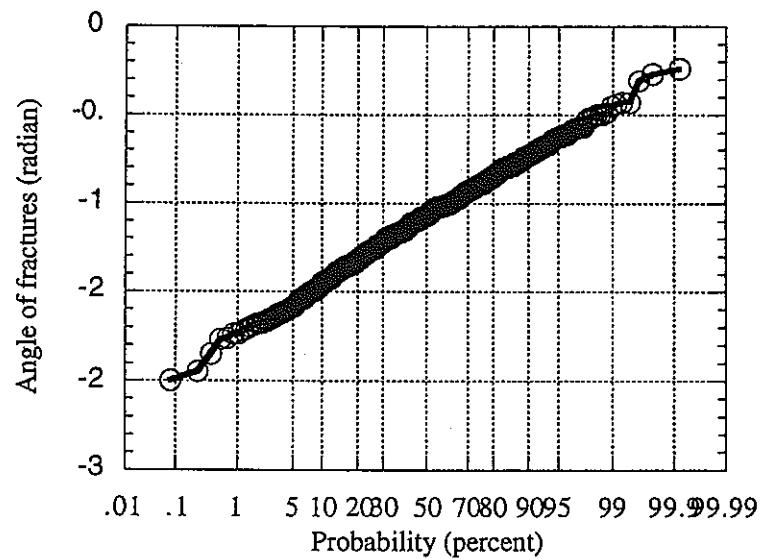
亀裂幅の変化に対しては、透水係数の主方向が透水に関する亀裂群の主方向であると仮定して、その方向の応力を計算して検討を行なう。すなわち、主透水係数に鉛直下面に垂直に働く応力を用いて、亀裂幅の変化を考えた。

② 亀裂の統計情報の抽出

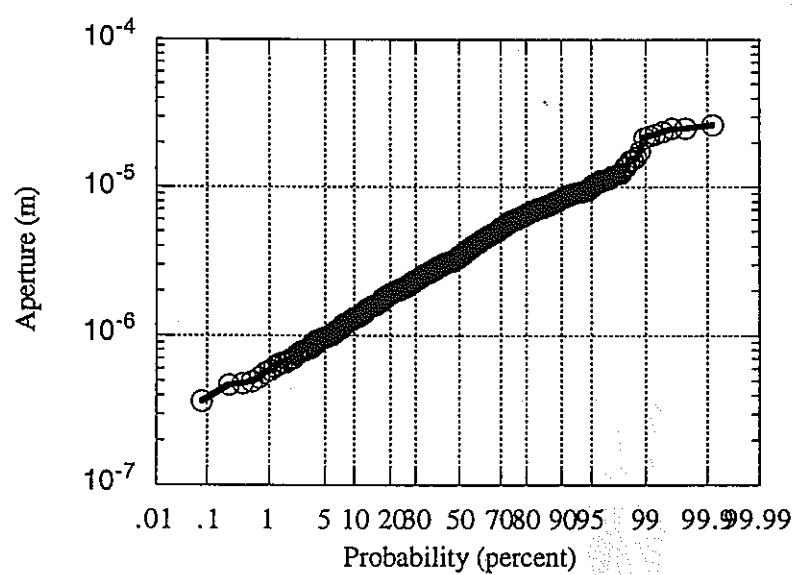
本問題で与えられた亀裂情報は先述の様に個々の亀裂の中心位置と長さおよび角度、そして亀裂幅が与えられている。この情報からクラックテンソルを導くのに必要な亀裂の幾何学的情情報を抽出した。表3-10はその結果を示したものである。亀裂長さの確率密度分布は指数分布、方向に対しては正規分布そして亀裂幅に対しては対数正規分布を用いた。図3-37はセット5の長さ、方向、亀裂幅の分布状況を示したものである。これらの亀裂情報を用いて乱数を用いて等価な亀裂情報を持つ場を再現した。



a) 亀裂長さ分布（指数分布）



b) 角度の分布（正規分布）



c) 龟裂幅分布（対数正規分布）

図3-36 セット5の亀裂の分布関数

③ REVの設定と要素特性の設定法

この問題は、異方・不均一な場の解析であり、不連続な手法との比較と言った面では、連続体の解析は、如何に亀裂場をモデル化するかが重要なポイントである。不連続体の手法では、不連続部の幾何学的特性をモデル化することにより、寸法効果が表現される。一方、連続体の手法では、一般に不均一性を考慮する場合、有限要素の特性の不均一性を考慮することにより、寸法効果が発揮される。しかし、その時、メッシュ依存性が現われることが多く、メッシュの違いにより解析する場が異なることになり、解も異なることになる。したがって、如何に、論理的に矛盾のないような手法で連続体としての等価なモデルを構築するかが重要であろうと思われる。

連続体のパラメータ決定において、基本となる概念は、最小構造単位（Representative Elementary Volume; REV）と呼ばれる、パラメータが一定となるような体積の存在である。そのような体積が存在しない場合には、パラメータを決定することが難しい。パラメータは、そのような体積を対象にして求められるべきものである。ここでは、まず、そのREVの存在と大きさをクラックテンソルを用いて検討する。そして、各要素のパラメータはその要素中心からREV内にある亀裂を用いて、クラックテンソルにより同定する。このようにすることにより、隣接する要素が関与する亀裂群が同様になり、近隣にあるパラメータは似たような性質をもつものになる。

クラックテンソルの導入に当たっては、前節で抽出した亀裂の統計的情報を用い、各体積に対して50個の標本を作成し、その平均値をその体積のテンソルの値とした。

図3-37～40は F_{ijkl} のy/xの比が異なる場合のスケール依存性を示したものである。また、図3-41は P_{ij} のy/x比が1の時の結果である。これらからわかるように、y/xの比に関わらず、一边が10mを越えると値が収束している。ここでは、およそ10x10mがREVであると判断する。

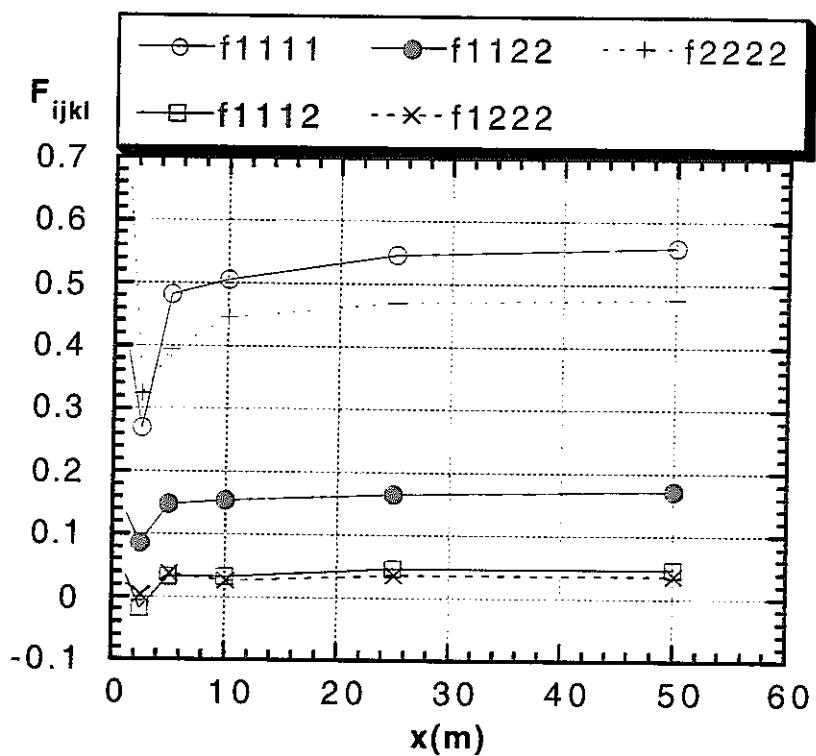


図3-37 $y/x=1$ の F_{ijkl} の検討結果

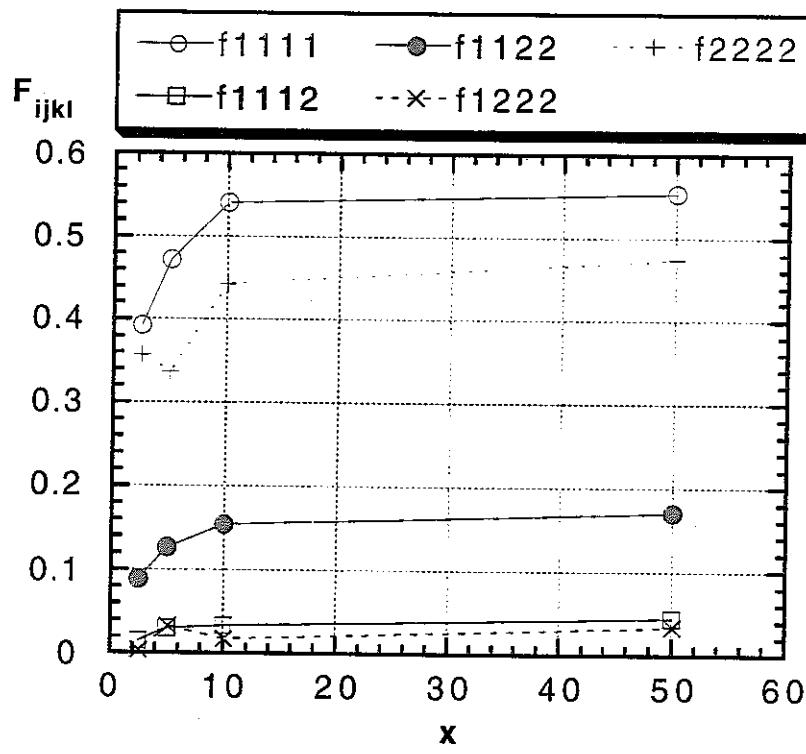


図3-38 $y/x=0.5$ の F_{ijkl} の検討結果

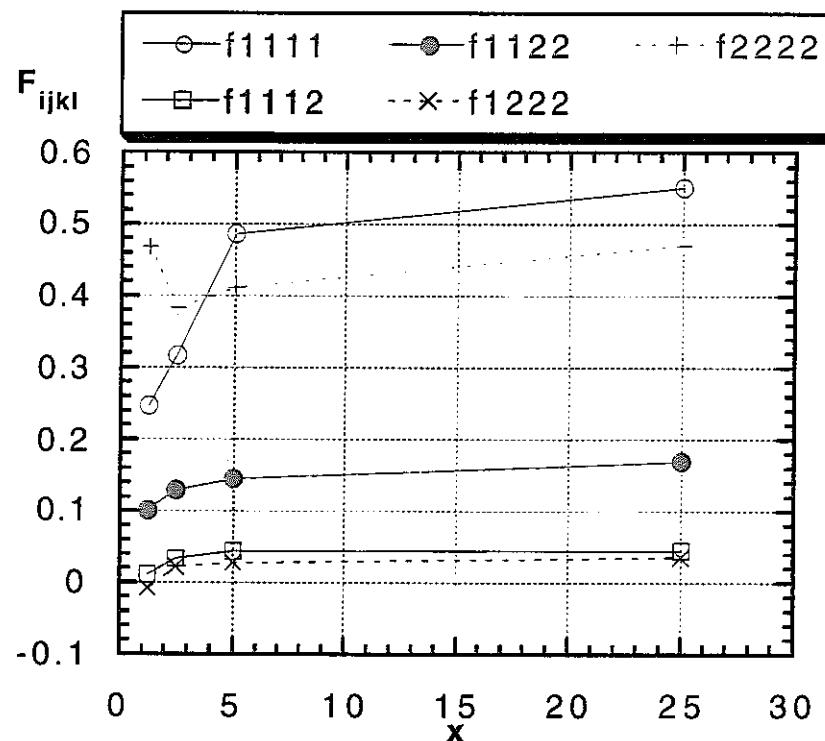


図3-39 $y/x=2.0$ の F_{ijkl} 検討結果

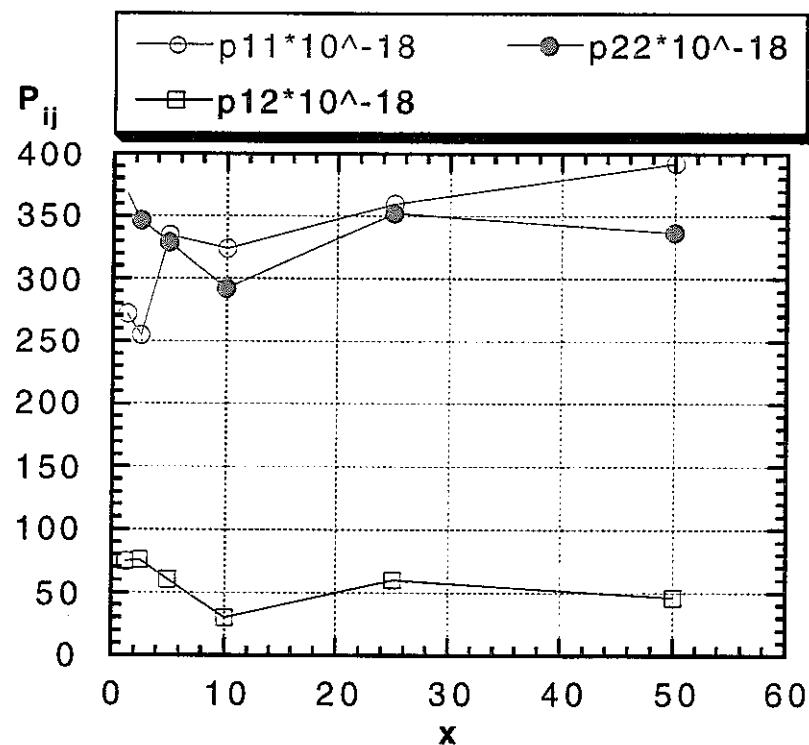


図3-40 $y/x=1.0$ の P_{ijkl} の検討結果

④ 解析手順

解析に用いた仮定をまとめると以下のようになる。

- 1) REVは 10^2m^2 である。
- 2) 各要素のパラメータはその中心が一致するREV内の亀裂から求められる。
- 3) 弹性挙動のみを考慮する。
- 4) 水理学的な定常状態到達時間 t^* を掘削終了後30年と3000年の二つに設定する。

この最後の仮定は、本検討では図3-41で示した解析事象の過程を一度に初めから終わりまで行うために、あらかじめ掘削後の定常状態を設定する必要があるからである。解析手順としては、まず定常状態を解析し、初期応力分布を設定する。そして次に掘削解析を行い、その後30年あるいは3000年後にヒータが発熱を初める。図3-44に解析に用いたメッシュ図を示す。

⑤ 解析結果

図3-43はトンネル内への流入量の経時変化を示したものである。同図より掘削終了後30年後と3000年後の流量には余り差がないことが分かる。一方、図3-44は観測線II上の水頭分布を示したものである。同図によると周辺の水頭分布は掘削終了後30年と3000年でかなり差があることが分かる。後述するように、この異なる水頭分布は加熱後の変形挙動に影響を持っている。以上のことから、定常の定義が解析結果に影響を及ぼすことが分かる。

表3-10は $t^* = 30$ 年の場合の観測線を横切る流量を示している。符号は左から右へ流れる場合と下から上へ流れる場合に正である。トンネル内への流入量は熱源が最大温度になった時点 t_{\max} で最大となっている。図3-47は圧力分布の経時変化である。非対称分布が透水係数の異方性のために生じていることが分かる。トンネル周辺の圧力は t^*+30 年まで低下し続け、その後 t^*+100 年から回復し始めている。

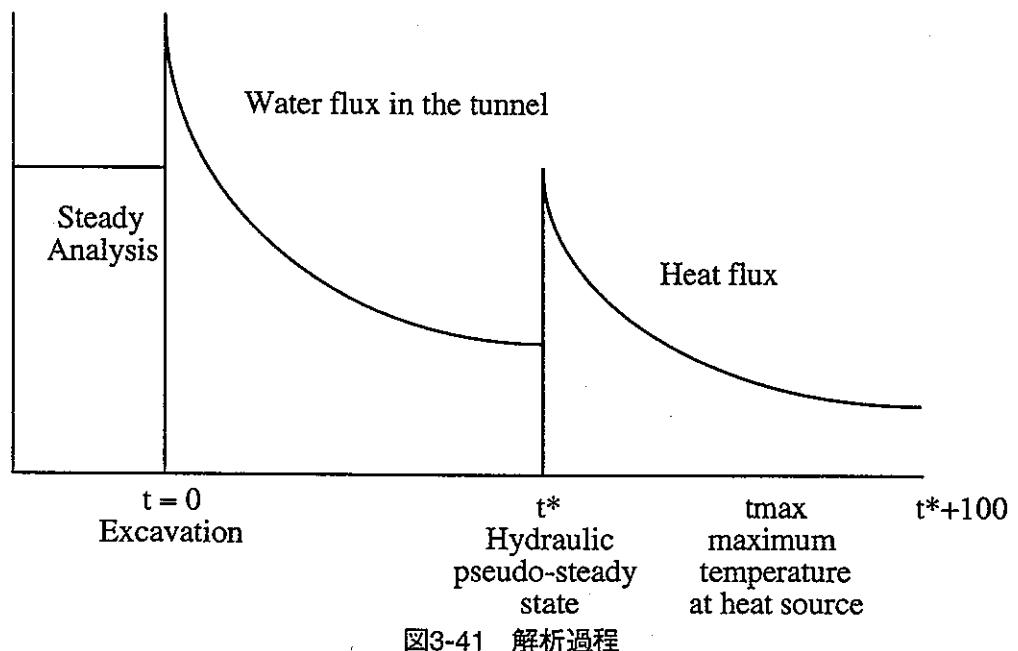


図3-41 解析過程

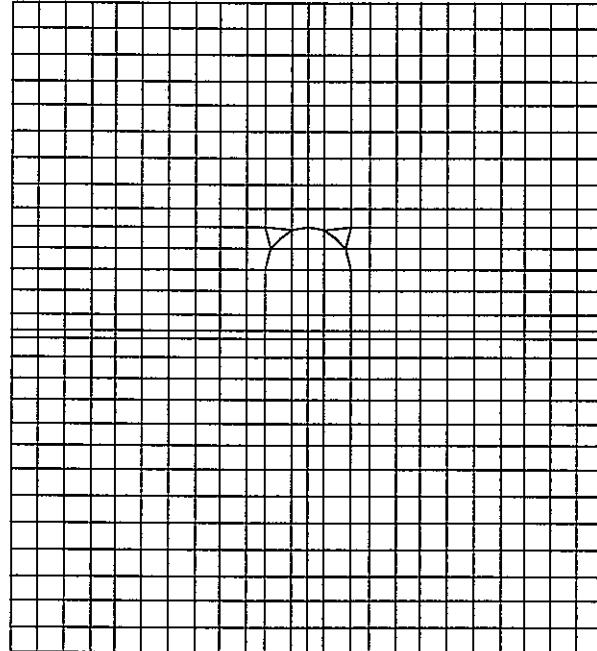


図3-42 解析に用いた有限要素メッシュ

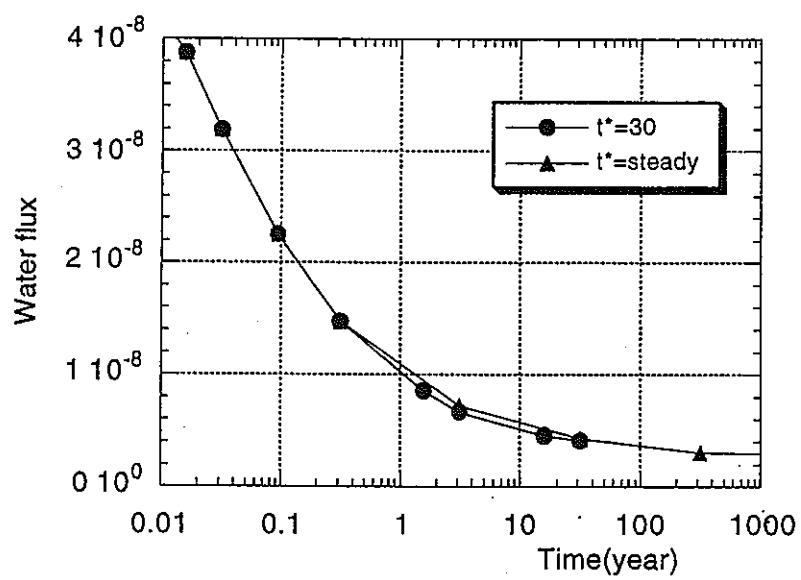


図3-43 トンネル内への流入量経時変化図

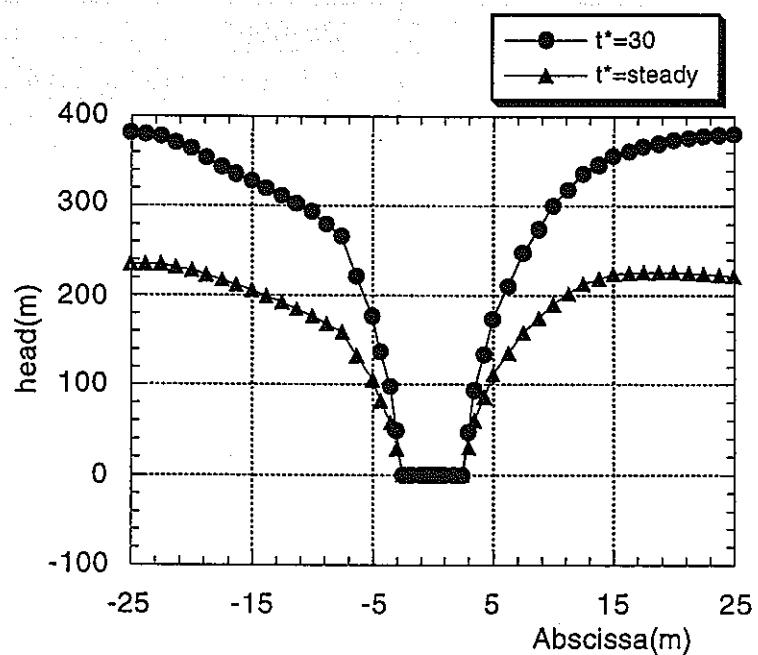
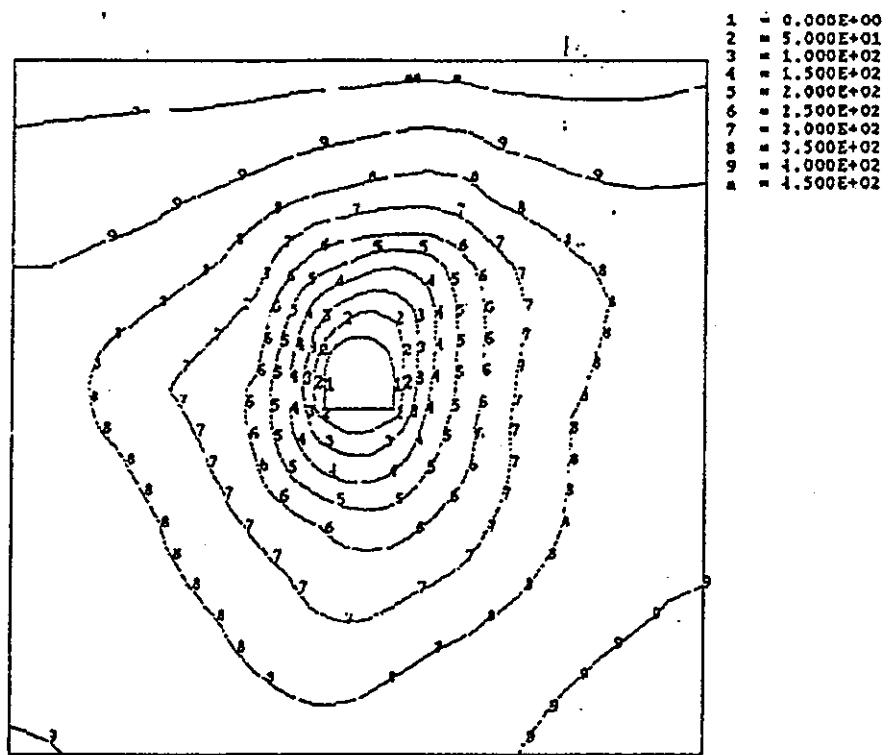


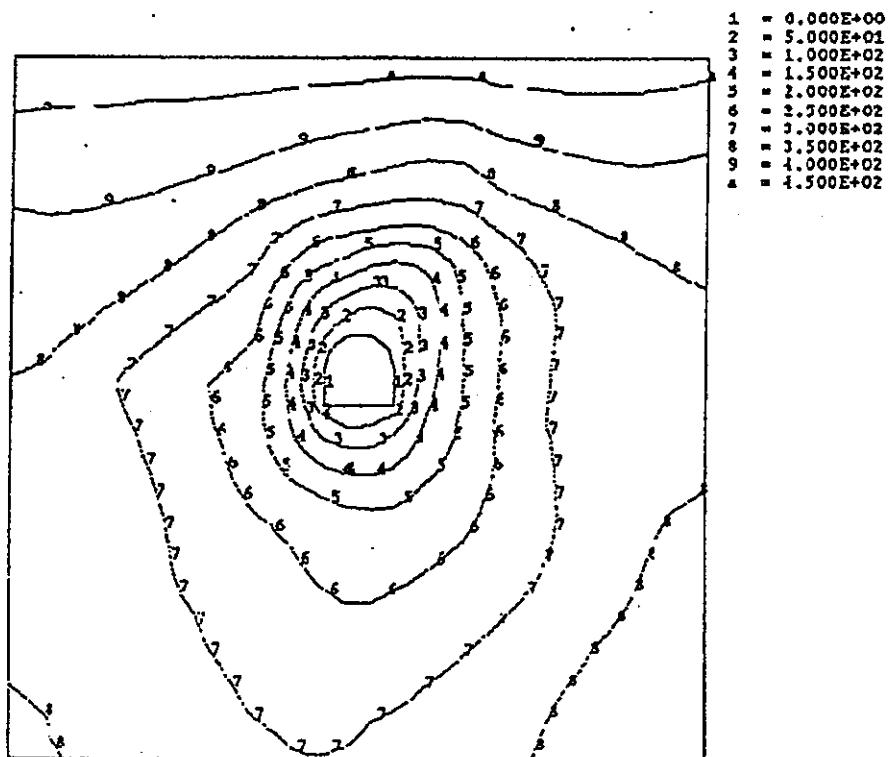
図3-44 トンネル周辺の水頭分布図

表3-10 $t^* = 30$ 年のケースにおける流量

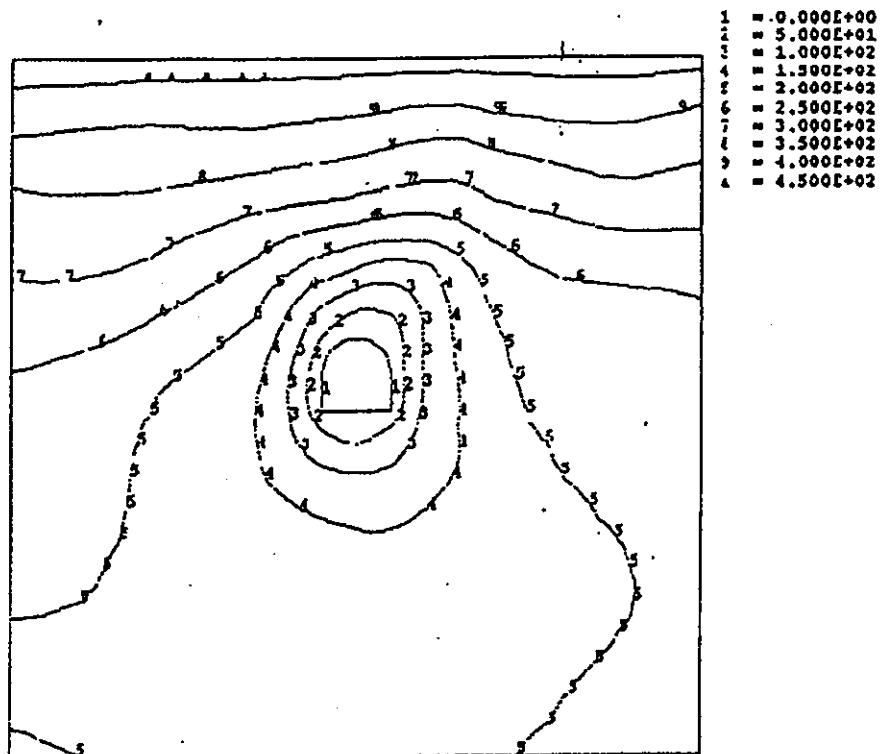
Time (year)	Monitoring segments				
	ABCD	EF	FG	GH	HE
$t=0$	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
$t=1/12$	1.63E-08	3.83E-11	-7.79E-10	2.71E-11	1.02E-11
$t=t^*$	3.16E-09	6.98E-10	-1.50E-09	-8.20E-10	6.94E-10
$t=t^*+1$	3.34E-09	9.59E-10	-1.55E-09	-1.21E-09	1.96E-09
$t=t_{\max}$	3.53E-09	9.48E-10	-1.62E-09	-1.23E-09	1.51E-09
$t=t^*+30$	3.20E-09	6.79E-10	-1.65E-09	-8.55E-10	7.44E-10
$t=t^*+100$	2.94E-09	5.51E-10	-1.37E-09	-7.35E-10	4.49E-10



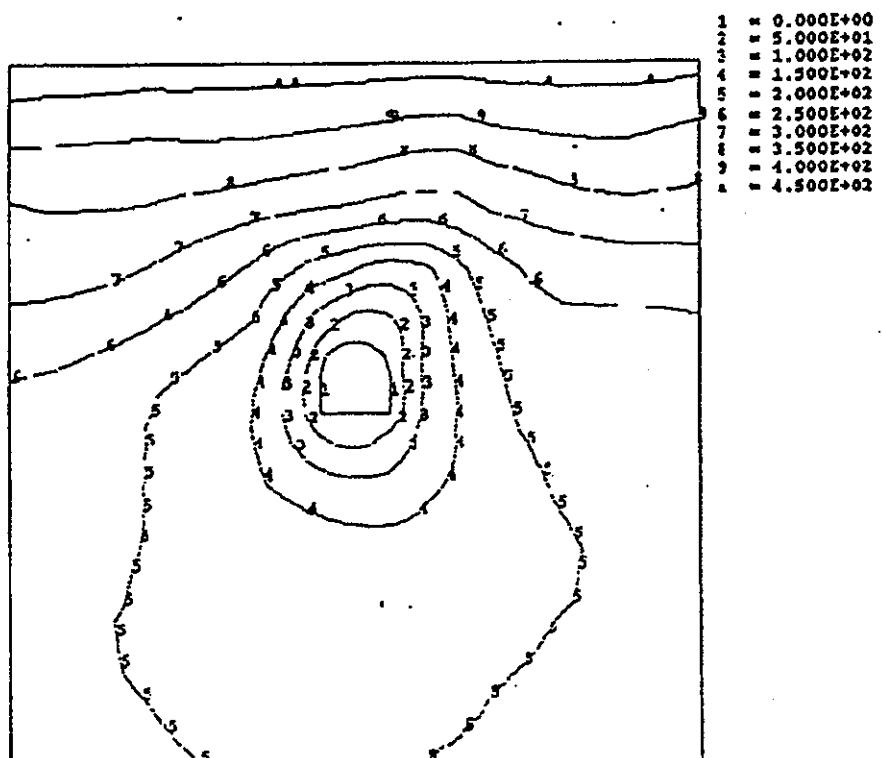
a) $t^* + 1$ 年



b) t_{\max}



c) $t^* + 30$ 年



d) $t^* + 100$ 年

図3-45 $t^*=30$ 年の場合の圧力分布経時変化

表3-11、12は $t^* = 30$ 年と3000年の場合の観測点での応力成分を示している。 $t^* = 30$ 年のケースでは点Aで σ_z が引っ張りになっている。一方、 $t^* = 3000$ 年のケースでは引っ張り応力は生じていない。これは $t^* = 3000$ 年のケースではトンネル周辺の大きな水位低下による大きな有効応力が発生しているためである。表3-13、14は $t^* = 30$ 年と3000年の場合の観測点での変位を示している。両ケースで鉛直方向変位は2mmほど異なっている。 $t^* + 30$ 年における鉛直方向変位は $t^* = 30$ 年のケースの方が大きくなっているが、これは $t^* = 30$ 年のケースの t^* 時の沈下が小さいためである。両ケースとも最大変位は $t^* + 30$ 年の時に点Aで生じており、 $t^* = 3000$ 年のケースで18.3mm、 $t^* = 30$ 年のケースで18.9mmである。図3-46は $t^* = 30$ 年のケースの $t^* + 1$ 年と $t^* + 30$ 年での変位分布を示している。同図から $t^* + 30$ 年時には熱膨張により全体に鉛直上方向に変形していることが分かる。両図とも変形は100倍にして示している。図3-47は t_{\max} 時の主応力分布である。掘削と熱膨張による影響を見ることができる。

表3-11 $t^* = 30$ 年のケースの応力成分

Time (year)	Stresses components (MPa)	Monitoring points							
		A	B	C	D	E	F	G	H
$t=0$	σ_{xx}	-13.11	-13.03	-12.95	-13.03	-13.29	-12.89	-12.89	-13.29
	σ_{zz}	-13.11	-13.03	-12.95	-13.03	-13.29	-12.89	-12.89	-13.29
$t=1/12$	σ_{xx}	-14.76	-5.01	-25.02	-5.11	-13.24	-12.39	-12.39	-13.22
	σ_{zz}	-3.91	-18.69	-7.94	-19.47	-12.95	-13.02	-13.44	-13.17
$t=t^*$	σ_{xx}	-14.91	-6.06	-25.06	-5.99	-14.13	-13.49	-13.86	-14.18
	σ_{zz}	-4.49	-19.91	-8.58	-20.70	-14.22	-14.49	-15.28	-14.49
$t=t^*+1$	σ_{xx}	-8.31	-5.69	-23.49	-5.41	-11.94	-13.22	-13.37	-11.87
	σ_{zz}	-0.61	-20.65	-8.28	-21.39	-10.10	-14.64	-15.35	-10.30
$t=t_{max}$ ($t=t^*+4$)	σ_{xx}	-8.03	-5.42	-23.49	-4.92	-9.67	-12.95	-12.73	-9.31
	σ_{zz}	0.05	-20.06	-8.09	-20.50	-6.82	-14.30	-14.62	-6.85
$t=t^*+30$	σ_{xx}	-11.18	-5.37	-24.82	-4.68	-8.95	-12.95	-12.19	-8.37
	σ_{zz}	-0.93	-18.54	-7.99	-18.69	-5.23	-13.59	-13.27	-4.95
$t=t^*+100$	σ_{xx}	-13.88	-5.95	-24.92	-5.66	-13.12	-13.64	-13.51	-12.88
	σ_{zz}	-3.56	-19.72	-8.44	-20.36	-12.34	-14.62	-14.96	-12.36

表3-12 $t^* = 3000$ 年のケースの応力成分

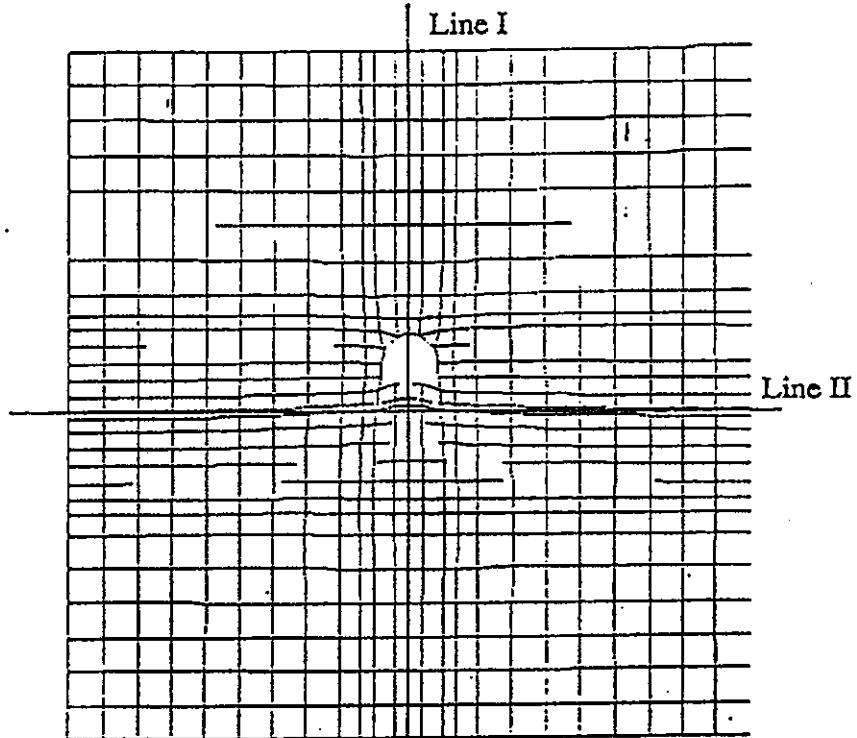
		Stresses components at monitoring points ($t^* = \text{steady}$)							
Time (year)	Stresses components (MPa)	Monitoring points							
		A	B	C	D	E	F	G	H
$t=0$	σ_{xx}	-13.11	-13.03	-12.95	-13.03	-13.29	-12.89	-12.89	-13.29
	σ_{zz}	-13.11	-13.03	-12.95	-13.03	-13.29	-12.89	-12.89	-13.29
$t=1/12$	σ_{xx}	-14.76	-5.01	-25.02	-5.11	-13.24	-12.39	-12.39	-13.22
	σ_{zz}	-3.91	-18.69	-7.94	-19.47	-12.95	-13.02	-13.44	-13.17
$t=t^*$	σ_{xx}	-14.62	-6.18	-24.72	-6.07	-14.91	-14.00	-13.98	-14.86
	σ_{zz}	-4.54	-20.36	-8.59	-21.24	-15.45	-15.38	-15.60	-15.62
$t=t^*+1$	σ_{xx}	-8.03	-5.80	-23.20	-5.48	-12.70	-13.59	-13.59	-12.43
	σ_{zz}	-0.69	-21.14	-8.29	-21.93	-11.28	-15.23	-15.75	-11.36
$t=t_{\max}$ ($t=t^*+4$)	σ_{xx}	-7.77	-5.52	-23.25	-4.99	-10.26	-13.29	-12.92	-9.83
	σ_{zz}	-0.02	-20.45	-8.11	-21.04	-7.83	-14.81	-15.03	-7.76
$t=t^*+30$	σ_{xx}	-11.09	-5.41	-24.72	-4.72	-9.17	-13.12	-12.29	-8.57
	σ_{zz}	-0.95	-18.74	-7.99	-18.84	-5.60	-13.83	-13.46	-5.29
$t=t^*+100$	σ_{xx}	-13.83	-5.96	-24.87	-5.66	-13.15	-13.66	-13.51	-12.97
	σ_{zz}	-3.56	-19.82	-8.44	-20.40	-12.43	-14.64	-14.96	-12.43

表3-13 $t^* = 30$ 年のケースの変位成分

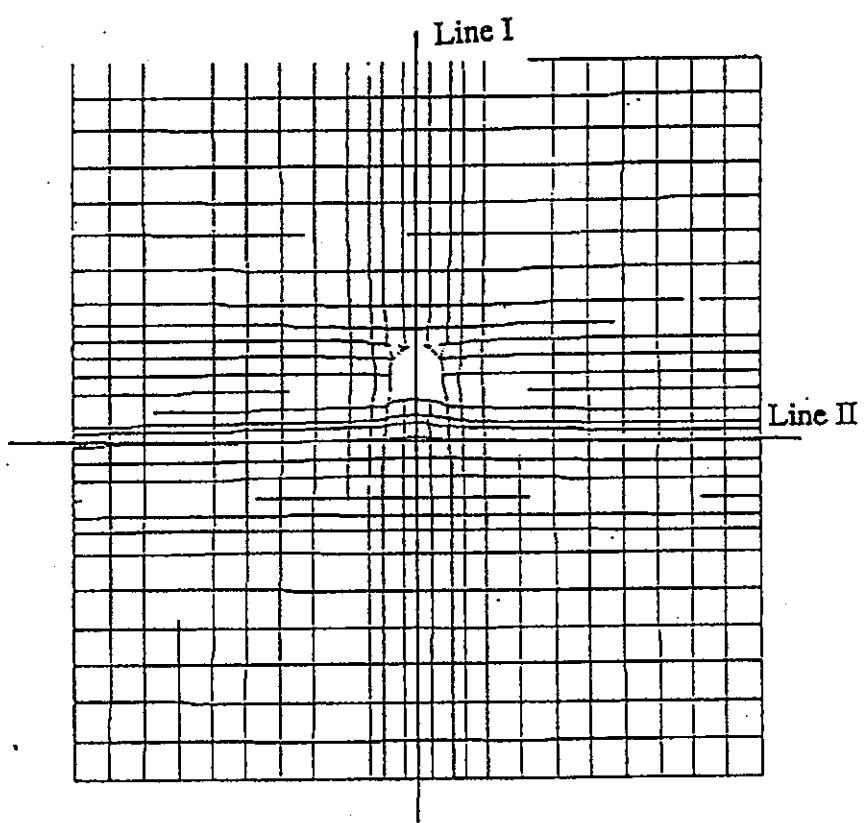
		Displacement components at monitoring points ($t^*=30$)							
Time (year)	Displacement components (mm)	Monitoring points							
		A	B	C	D	E	F	G	H
$t=0$	U_x	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
	U_z	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
$t=1/12$	U_x	0.2	6.3	0.1	-4.8	0.9	1.6	-1.2	-0.8
	U_z	5.7	-2.2	-6.0	-2.0	0.4	-2.6	-2.4	0.3
$t=t^*$	U_x	0.2	6.1	0.1	-4.6	1.0	1.8	-1.3	-0.9
	U_z	3.8	-4.3	-8.4	-4.1	-0.6	-5.4	-4.9	-0.9
$t=t^*+1$	U_x	0.2	5.2	0.1	-3.8	-0.6	1.2	-0.8	0.8
	U_z	8.8	-0.6	-5.0	-0.4	0.8	-1.9	-1.3	0.6
$t=t_{max}$ ($t=t^*+4$)	U_x	0.2	5.3	0.1	-3.9	-1.1	1.3	-0.8	1.2
	U_z	13.3	4.2	-0.1	4.3	4.1	3.1	3.6	3.9
$t=t^*+30$	U_x	0.2	6.1	0.1	-4.7	-0.1	2.0	-1.4	0.2
	U_z	18.9	11.0	7.3	11.0	10.0	10.4	10.9	9.7
$t=t^*+100$	U_x	0.2	6.0	0.1	-4.6	0.7	1.8	-1.3	-0.6
	U_z	7.2	-1.0	-5.0	-0.8	1.8	-2.0	-1.5	1.4

表3-14 $t^* = 3000$ 年のケースの変位成分

Time (year)	Displacement components (mm)	Monitoring points							
		A	B	C	D	E	F	G	H
$t=0$	U_x	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
	U_z	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
$t=1/12$	U_x	0.2	6.3	0.1	-4.8	0.9	1.6	-1.2	-0.8
	U_z	5.7	-2.2	-6.0	-2.0	0.4	-2.6	-2.4	0.3
$t=t^*$	U_x	0.2	5.9	0.1	-4.5	0.9	1.6	-1.2	-0.8
	U_z	1.7	-6.6	-10.9	-6.4	-2.2	-7.9	-7.4	-2.7
$t=t^*+1$	U_x	0.2	5.0	0.1	-3.6	-0.7	1.1	-0.6	0.9
	U_z	6.8	-2.8	-7.5	-2.6	-0.7	-4.3	-3.7	-1.1
$t=t_{\max}$ $(t=t^*+4)$	U_x	0.2	5.2	0.1	-3.8	-1.2	1.2	-0.6	1.3
	U_z	11.6	2.2	-2.3	2.3	2.8	0.9	1.5	2.5
$t=t^*+30$	U_x	0.2	6.1	0.1	-4.6	-0.2	1.9	-1.3	0.3
	U_z	18.3	10.3	6.5	10.3	9.5	9.6	10.2	9.1
$t=t^*+100$	U_x	0.2	6.0	0.1	-4.6	0.7	1.8	-1.3	-0.6
	U_z	7.1	-1.1	-5.2	-0.9	1.7	-2.2	-1.7	1.3



a) $t^* + 1$ 年



b) $t^* + 30$ 年

図3-46 $t^* = 30$ 年のケースの変位分布

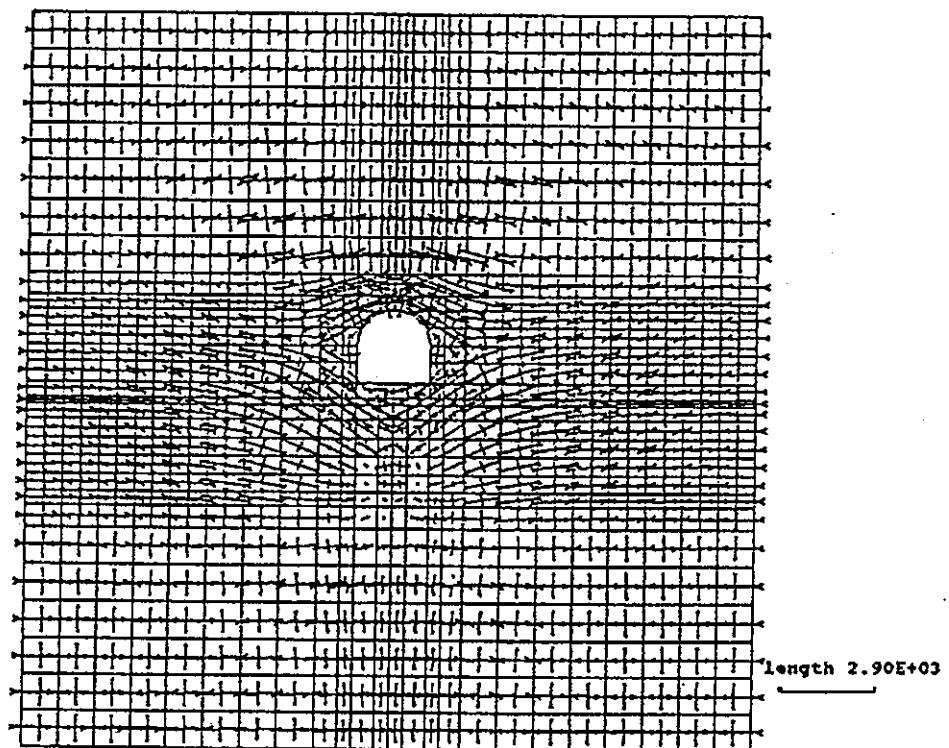


図3-47 $t^* = 30$ 年のケースの主応力分布

表3-15、16は $t^*=30$ 年と3000年のケースの温度を示している。表3-13、14に示した変位は両ケースで異なっていたが、温度に関してはほぼ同じであることが分かる。これは対流による温度移動が小さいので、流速が異なることの影響が小さいためである。図3-48は熱源中心での温度経時変化である。これより、熱源温度は発熱開始後4年で最大になっていることが分かる。したがって、 $t_{\max} = 4$ 年である。図3-49は $t^* = 30$ 年のケースの温度分布経時変化である。同図より温度は対称に分布し、熱が等方に伝達していることが分かる。このことからも熱移動における対流の影響が小さいことが分かる。

表3-15 $t^*=30$ 年のケースの温度

Temperatures at monitoring points ($^{\circ}\text{C}$) ($t^*=30$)								
Time (year)	Monitoring points							
	A	B	C	D	E	F	G	H
$t=0$	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0
$t=1/12$	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0
$t=t^*$	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0
$t=t^*+1$	36.1	28.0	27.3	28.2	46.0	28.1	28.5	46.0
$t=t_{\max}$	37.5	28.7	28.2	29.1	64.3	31.3	32.8	64.5
$t=t^*+30$	35.2	29.0	29.7	29.7	75.2	36.4	39.2	75.9
$t=t^*+100$	29.2	27.6	27.9	27.8	41.5	30.0	30.9	41.8

表3-16 $t^*=3000$ 年のケースの温度

Temperatures at monitoring points ($^{\circ}\text{C}$) ($t^*=\text{steady}$)								
Time (year)	Monitoring points							
	A	B	C	D	E	F	G	H
$t=0$	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0
$t=1/12$	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0
$t=t^*$	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0	27.0
$t=t^*+1$	36.1	28.0	27.3	28.2	46.0	28.1	28.5	46.0
$t=t_{\max}$	37.5	28.7	28.2	29.1	64.3	31.3	32.8	64.5
$t=t^*+30$	35.2	29.0	29.7	29.7	75.2	36.4	39.2	75.9
$t=t^*+100$	29.2	27.6	27.9	27.8	41.5	30.0	30.9	41.7

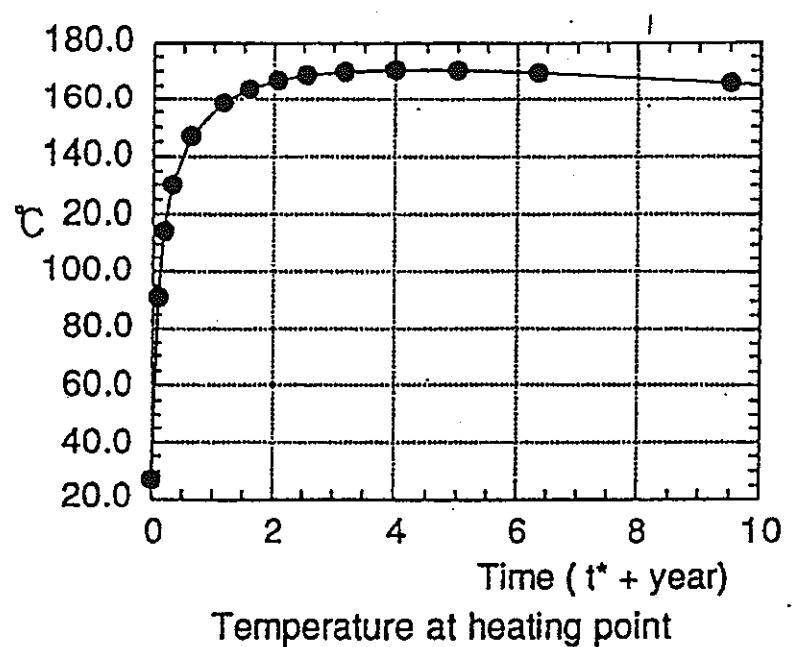
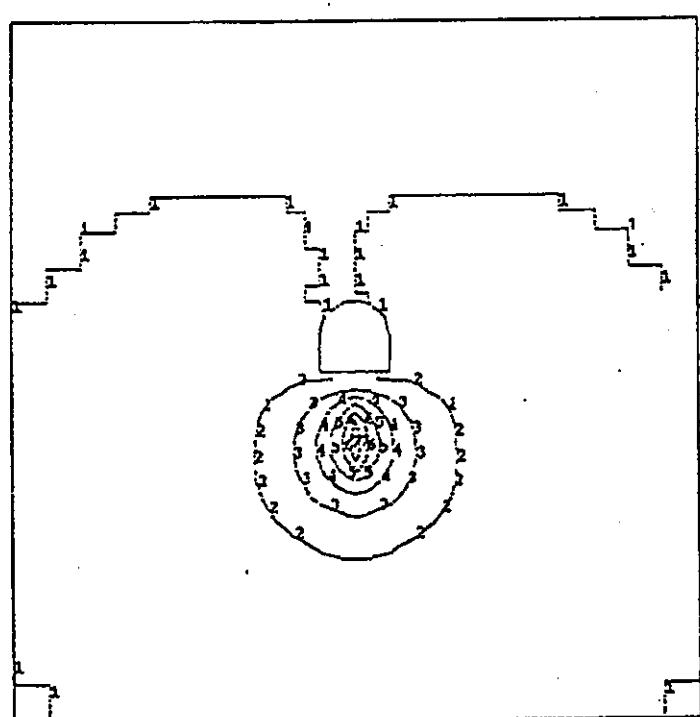


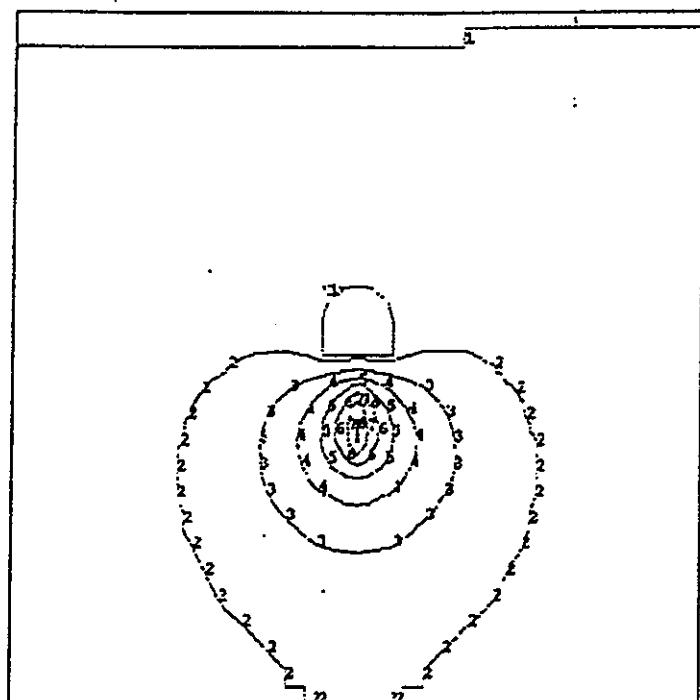
図3-48 $t^* = 30$ 年のケースの熱源の温度経時変化

1 = 3.000E+02
2 = 3.200E+02
3 = 3.400E+02
4 = 3.600E+02
5 = 3.800E+02
6 = 4.000E+02
7 = 4.200E+02
8 = 4.400E+02

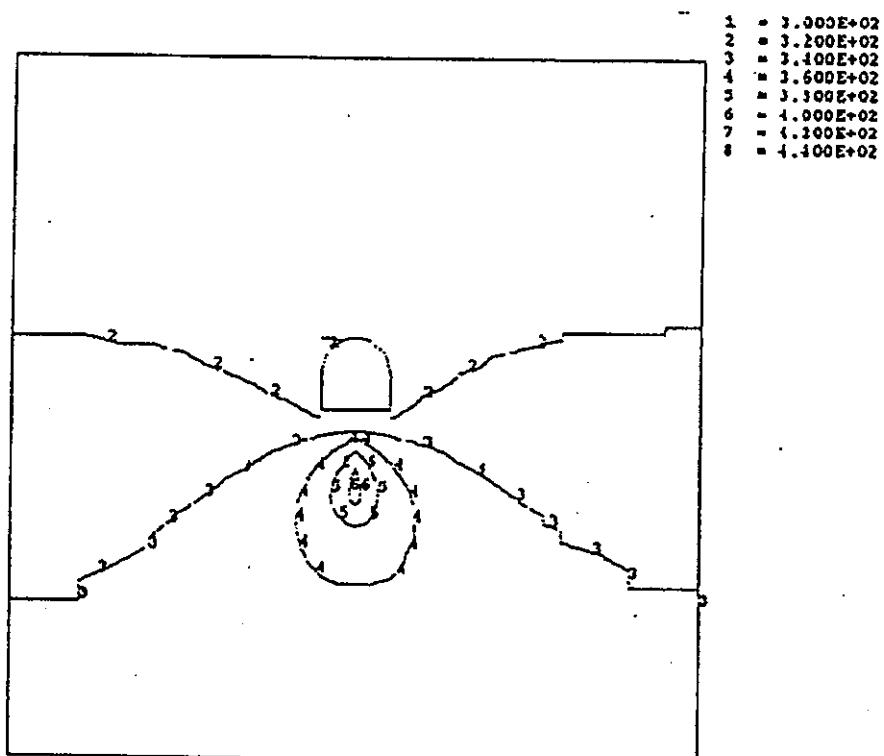


a) $t^* + 1$ 年

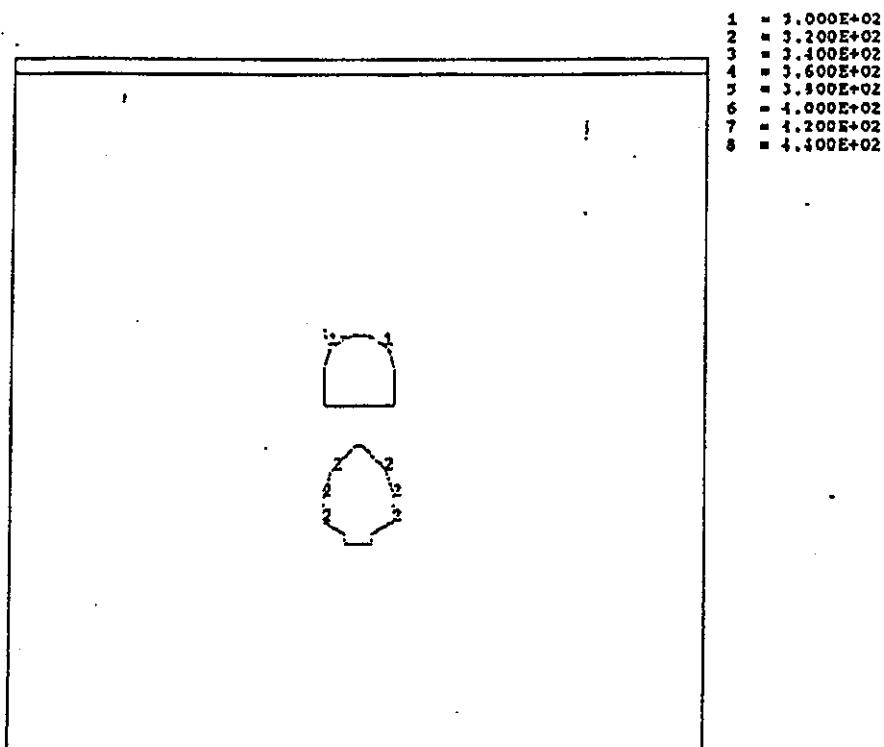
1 = 3.000E+02
2 = 3.200E+02
3 = 3.400E+02
4 = 3.600E+02
5 = 3.800E+02
6 = 4.000E+02
7 = 4.200E+02
8 = 4.400E+02



b) t_{max}



c) $t^* + 30$ 年



d) $t^* + 100$ 年

図3-49 $t^* = 30$ 年のケースの温度分布

3.1.5 BMT3（追加解析）

(1) 解析条件

BMT3の追加解析は、イギリスのA.Herbertの提案により行なったものである。解析における載荷条件は前回と同様である。まず、第一段階は、掘削前の初期状態の解析であり、第二段階は掘削後の水の流入過程である。このトンネルへの地下水の流入がほぼ定常になった後、キャニスター部からの発熱が始まる。この条件のみだと地下水の流入の定常状態、すなわち発熱開始時間 t^* の定義が曖昧であるため各チームによってその取り扱いがまちまちであった。したがって、今回 t^* の取り扱いの統一化を図るために提案がなされた。提案された定義は以下の通りである。

t^* は、掘削後トンネル内への地下水の流入量が1週間前の流入量と比べてその差が1%以下になった最初の時間である。すなわち(3-15)式で t^* は定義される。

$$t^* = \min\{t : Q(t) = 0.99Q(t-1\text{ week})\} \quad (3-15)$$

したがって、今回この定義に従い、 t^* を決定し、解析を実施した。

幾何学的条件、力学的条件、水理学的条件、熱力学的条件、亀裂以外の岩体ブロック部分のパラメータ値、亀裂に対するパラメータは前回と同様である。

また、図3-50に、観測点及び観測線の位置を示す。要求されている出力は以下に示す通りである。

Point A - H	: 温度、応力、変位
Line I and II	: 温度分布、直線に垂直な方向の応力分布
Segments ABCD, EF, FG, GH	: Water flux
Region 1 - 9	: 間隙率、透水係数の累積ヒストグラム

解析結果は、掘削開始直後の状態、掘削後1ヶ月後、発熱開始直後(t^*)の状態、発熱後1年、そして30、100年後の状態、そして温度が最高になった時点(t_{max})での状態を報告することになっている。

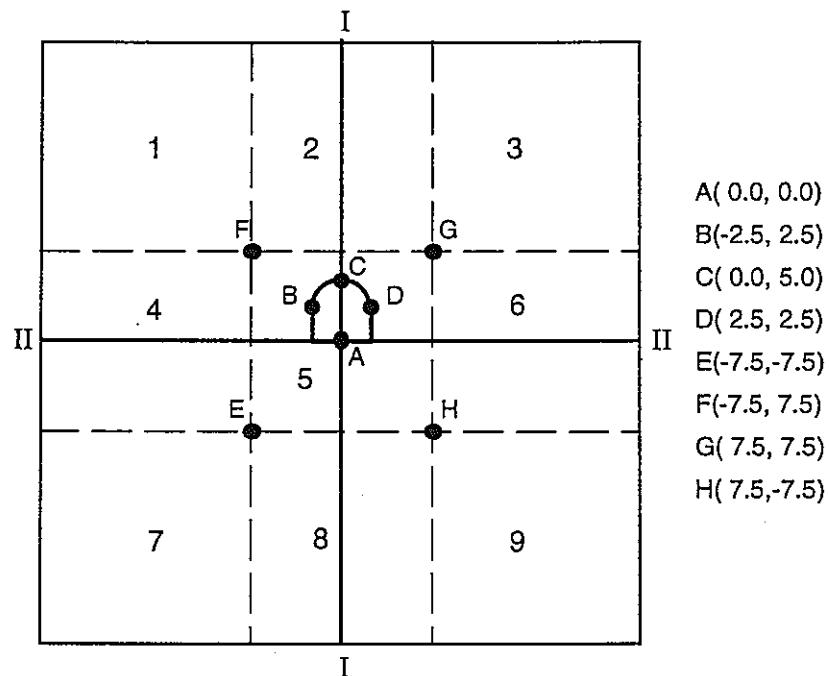


図3-50 解析結果出力ポイント

(2) 解析結果

① t^* 及び t_{max} の決定

図3-51はトンネル内への地下水の流入量の経時変化を示したものである。(3-15)式に基づき、 t^* を求めたところ、 $t^*=27\text{ weeks}$ となった。また、図3-52に観測線II上の水頭分布を示す。同図より t^* を27weeksとした場合、水頭の低下が生じているのは、トンネルの近傍に限られることがわかる。

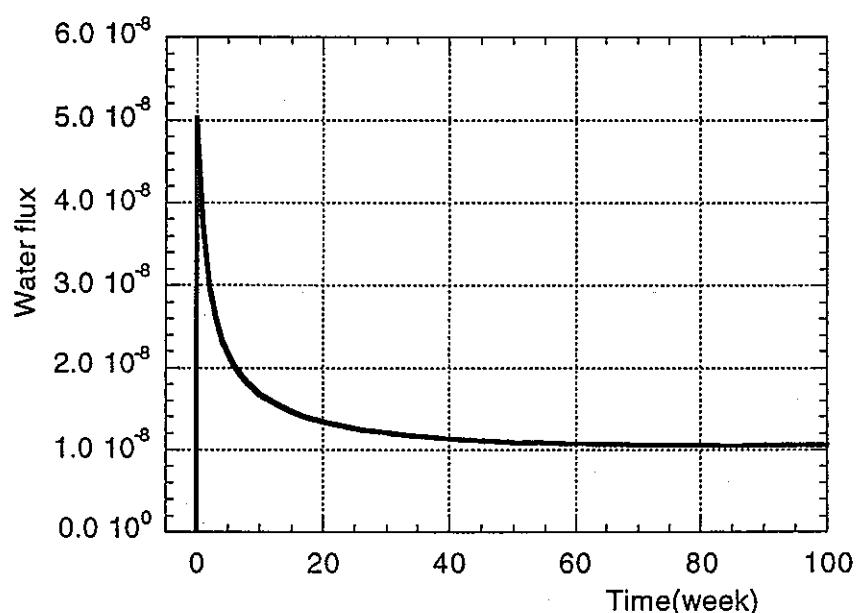


図3-51 トンネル内への流入量経時変化図

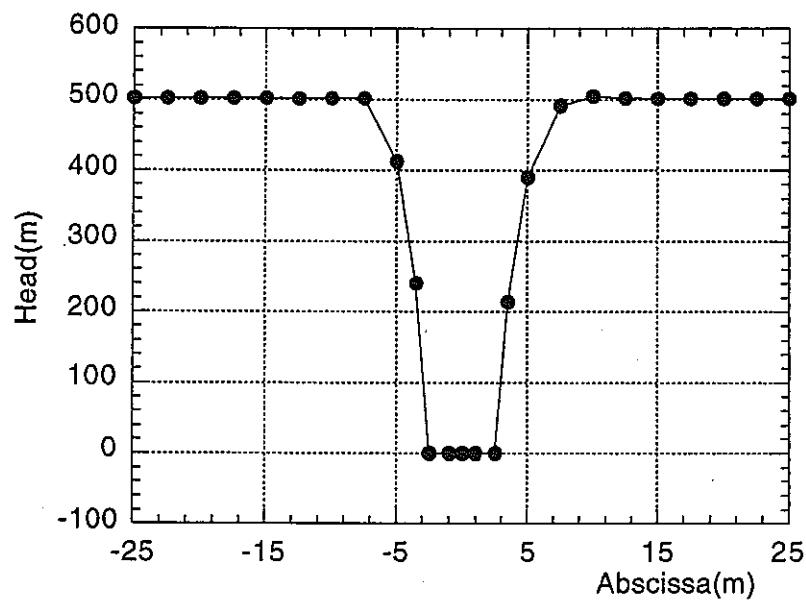


図3-52 トンネル周辺の水頭分布図

図3-53に熱源中心での温度経時変化を示す。これより熱源温度は発熱開始後4.5年で最大になっていることがわかる。したがって、 $t_{\max} = t^* + 4.5$ である。

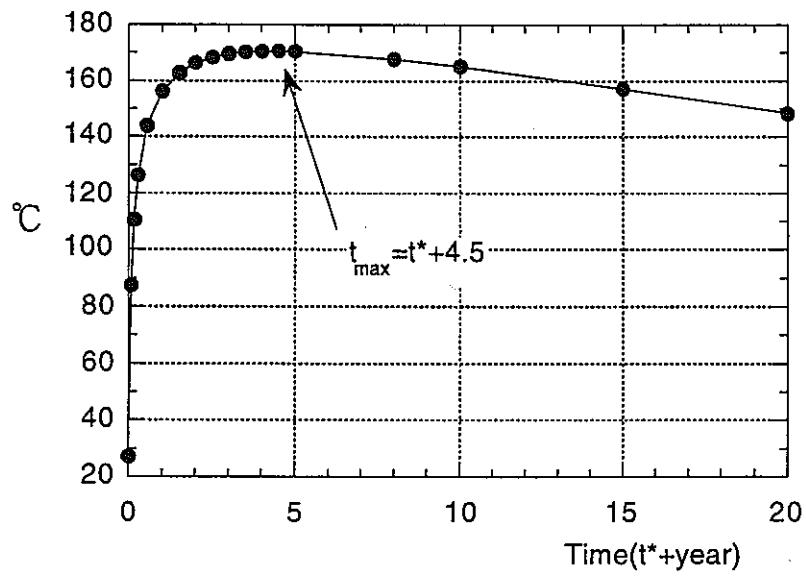


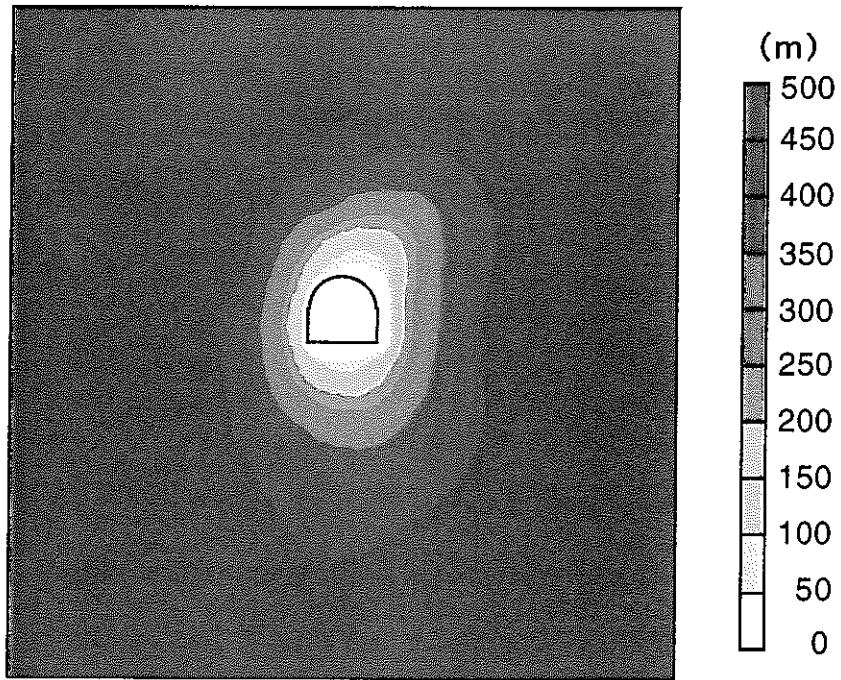
図3-53 热源中心での温度経時変化

② 解析結果

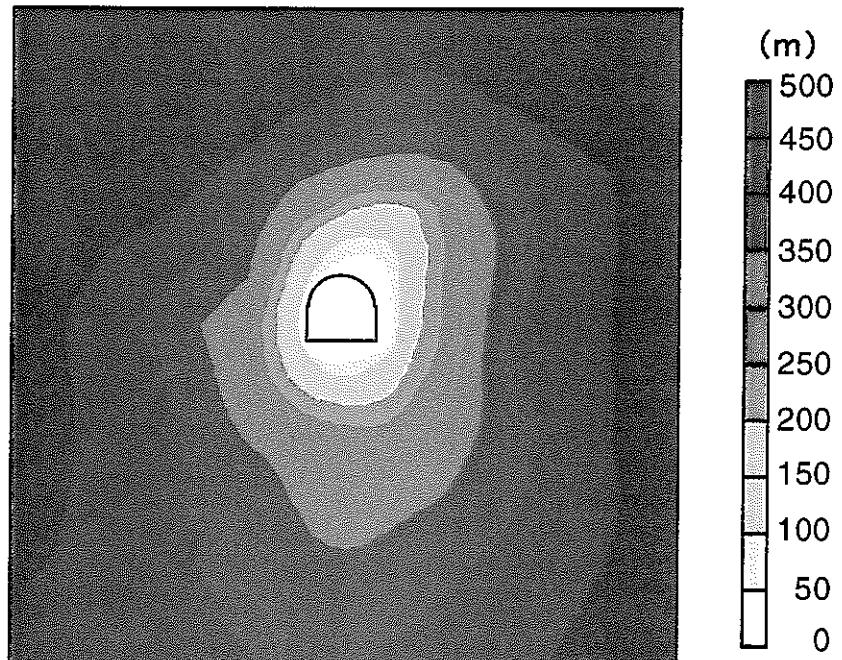
表3-17は観測線を横切る流量を示している。符号は左から右へ流れる場合と下から上へ流れる場合に正である。トンネル内への地下水の流入量は熱源が最大温度になった時点 t_{max} で最大となっている。図3-54は水圧分布の経時変化である。非対称分布が透水係数の異方性のために生じていることが分かる。トンネル周辺の圧力は t^*+30 年まで低下し続け、その後 t^*+100 年から回復し始めている。

表3-17 観測線を横切る流量

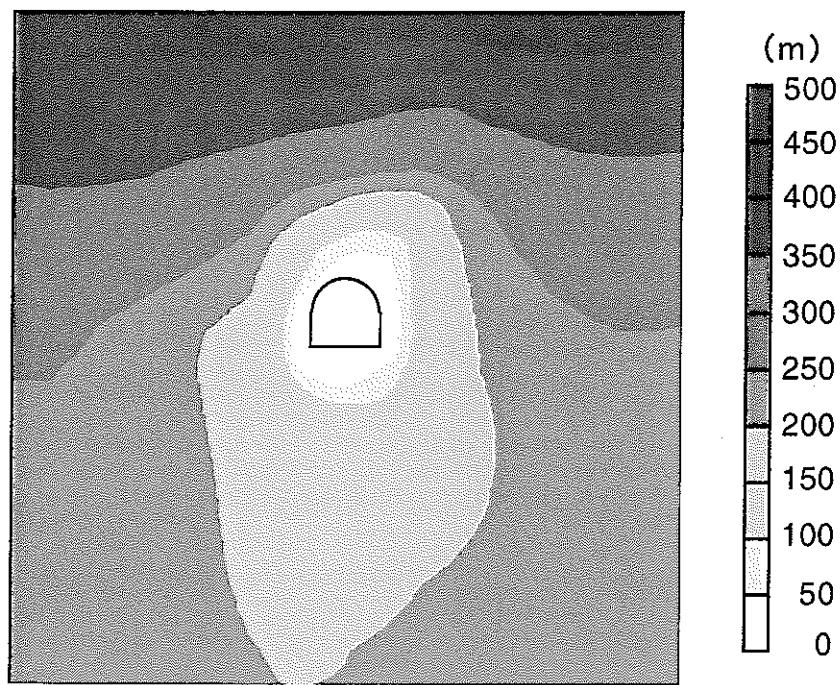
Time (year)	Monitoring segments				
	ABCD	EF	FG	GH	HE
$t=0$	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
$t=1/12$	2.30×10^{-8}	5.08×10^{-11}	-6.55×10^{-10}	2.53×10^{-11}	1.01×10^{-11}
$t=t^*$	1.22×10^{-8}	1.54×10^{-10}	-2.72×10^{-9}	-2.75×10^{-10}	1.02×10^{-10}
$t=t^*+1$	1.01×10^{-8}	1.04×10^{-9}	-2.51×10^{-9}	-1.33×10^{-9}	2.36×10^{-9}
$t=t_{max}$	8.27×10^{-9}	1.39×10^{-9}	-2.06×10^{-9}	-1.66×10^{-9}	2.29×10^{-9}
$t=t^*+30$	5.24×10^{-9}	8.33×10^{-10}	-1.75×10^{-9}	-1.08×10^{-9}	1.02×10^{-9}
$t=t^*+100$	3.88×10^{-9}	5.83×10^{-10}	-1.59×10^{-9}	-7.53×10^{-10}	4.78×10^{-10}



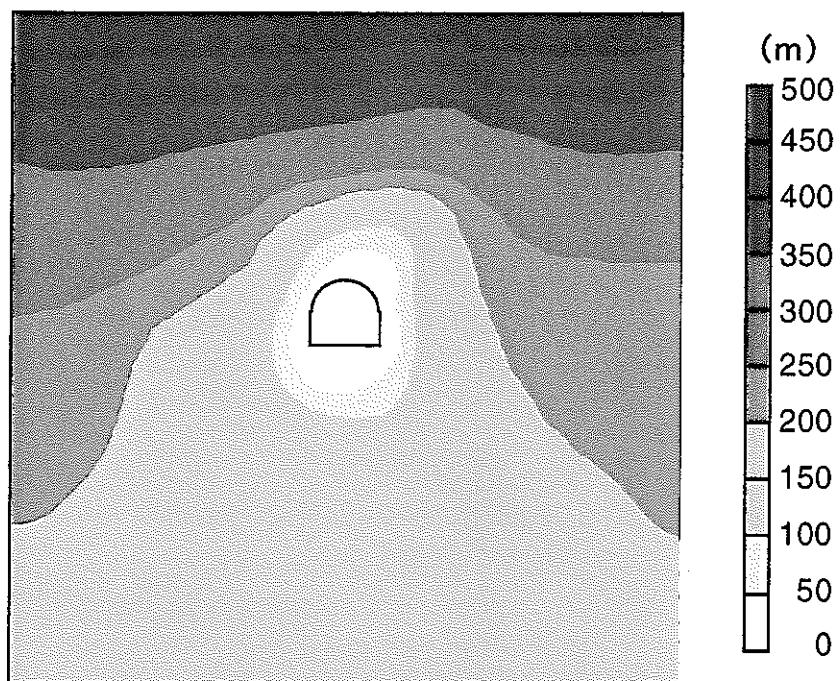
a) $t^* + 1$ 年



b) t_{\max}



c) $t^* + 30$ 年



d) $t^* + 100$ 年

図3-54 水圧分布経時変化

表3-18に各観測点での応力成分、表3-19に変位を示す。表3-18から $t=t_{\max}$ において点Aで σ_{zz} が引っ張りになっていることがわかる。表3-19より最大変位は $t^* + 30$ 年の時における点Aでの垂直変位であり、19.09mmである。この値は、3.1.4で t^* を30、3000年と設定したケースより大きな値となっている。これは t^* を27週目という早い時期に決定したため、水圧の低下が低く、そのため t^* 時の沈下量が小さいためである。図3-55は観測線Ⅰにおける水平応力の経時変化、図3-56は観測線Ⅱにおける垂直応力の経時変化である。これらより熱膨張により大きな応力が生じていることが分かる。また、図3-57は $t=1/12$ 、 t_{\max} 、 $t^* + 30$ 年での変位分布を示している。同図から熱膨張による変形は掘削による変形に比べて小さいことが分かる。ここで、変形は100倍にして図示している。

表3-18 各観測点における応力成分

Time (year)	Stresses components (MPa)	Monitoring points							
		A	B	C	D	E	F	G	H
$t=0$	σ_{xx}	-13.11	-13.03	-12.95	-13.03	-13.29	-12.89	-12.89	-13.29
	σ_{zz}	-13.11	-13.03	-12.95	-13.03	-13.29	-12.89	-12.89	-13.29
$t=1/12$	σ_{xx}	-14.76	-4.98	-24.97	-5.09	-13.24	-12.39	-12.39	-13.22
	σ_{zz}	-3.90	-18.69	-7.94	-19.47	-12.95	-13.02	-13.44	-13.17
$t=t^*$	σ_{xx}	-15.21	-5.64	-25.36	-5.60	-13.22	-12.46	-12.65	-13.22
	σ_{zz}	-4.33	-19.13	-8.41	-19.77	-12.92	-13.17	-13.81	-13.17
$t=t^*+1$	σ_{xx}	-8.77	-5.51	-23.89	-5.24	-11.43	-12.39	-12.68	-11.38
	σ_{zz}	-0.63	-20.06	-8.24	-20.60	-9.28	-13.56	-14.35	-9.56
$t=t_{\max}$ ($t=t^*+4.5$)	σ_{xx}	-8.37	-5.30	-23.84	-4.78	-8.93	-12.43	-12.39	-8.64
	σ_{zz}	0.13	-19.52	-8.07	-19.82	-5.65	-13.54	-14.03	-5.74
$t=t^*+30$	σ_{xx}	-11.38	-5.38	-24.92	-4.69	-8.92	-12.88	-12.16	-8.36
	σ_{zz}	-1.01	-18.49	-8.01	-18.54	-5.16	-13.49	-13.19	-4.91
$t=t^*+100$	σ_{xx}	-13.88	-5.98	-24.92	-5.68	-13.17	-13.66	-13.51	-12.97
	σ_{zz}	-3.59	-19.82	-8.45	-20.40	-12.43	-14.64	-14.96	-12.48

表3-19 各観測点における変位成分

Time (year)	Displacement components (mm)	Monitoring points							
		A	B	C	D	E	F	G	H
$t=0$	U_x	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
	U_z	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
$t=1/12$	U_x	0.23	6.30	0.10	-4.81	0.85	1.57	-1.23	-0.79
	U_z	5.69	-2.21	-6.01	-2.01	0.40	-2.63	-2.35	0.25
$t=t^*$	U_x	0.23	6.31	0.10	-4.82	0.92	1.69	-1.37	-0.87
	U_z	5.55	-2.31	-6.06	-2.07	0.43	-2.87	-2.57	0.27
$t=t^*+1$	U_x	0.24	5.46	0.10	-3.99	-0.53	1.27	-0.91	0.67
	U_z	10.03	0.92	-3.23	1.12	1.68	0.06	0.45	1.60
$t=t_{\max}$ ($t=t^*+4.5$)	U_x	0.24	5.54	0.09	-4.07	-0.99	1.41	-0.94	1.09
	U_z	15.23	6.37	2.33	6.51	5.66	5.57	6.06	5.52
$t=t^*+30$	U_x	0.24	6.20	0.07	-4.74	-0.08	2.03	-1.43	0.16
	U_z	19.09	11.22	7.57	11.28	10.16	10.68	11.24	9.89
$t=t^*+100$	U_x	0.23	6.02	0.08	-4.60	0.69	1.79	-1.30	-0.60
	U_z	7.05	-1.13	-5.18	-0.94	1.68	-2.21	-1.67	1.30

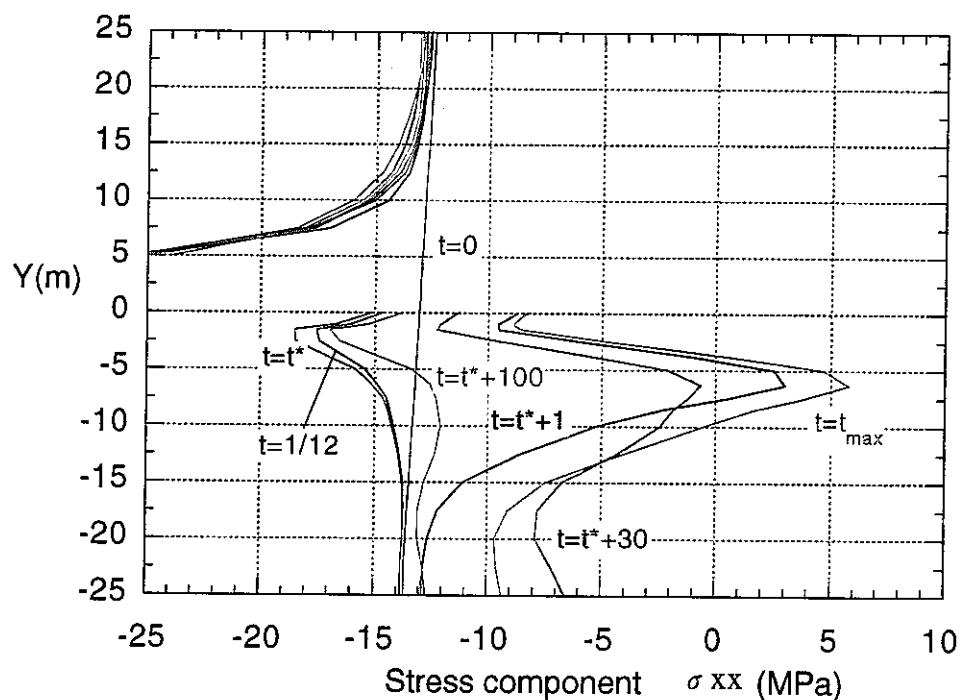


図3-55 観測線Iにおける水平応力の経時変化

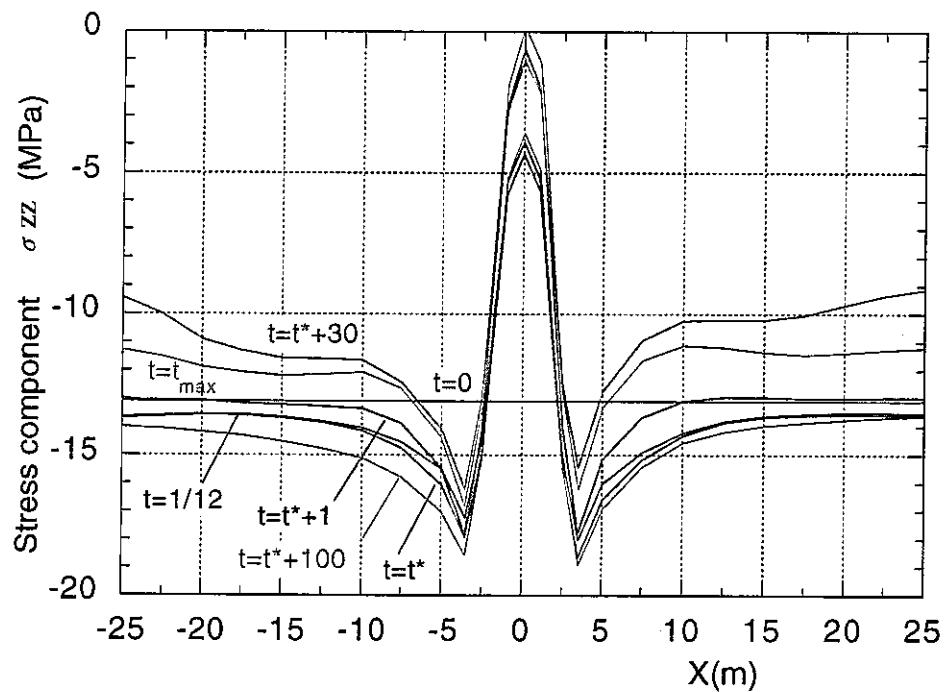
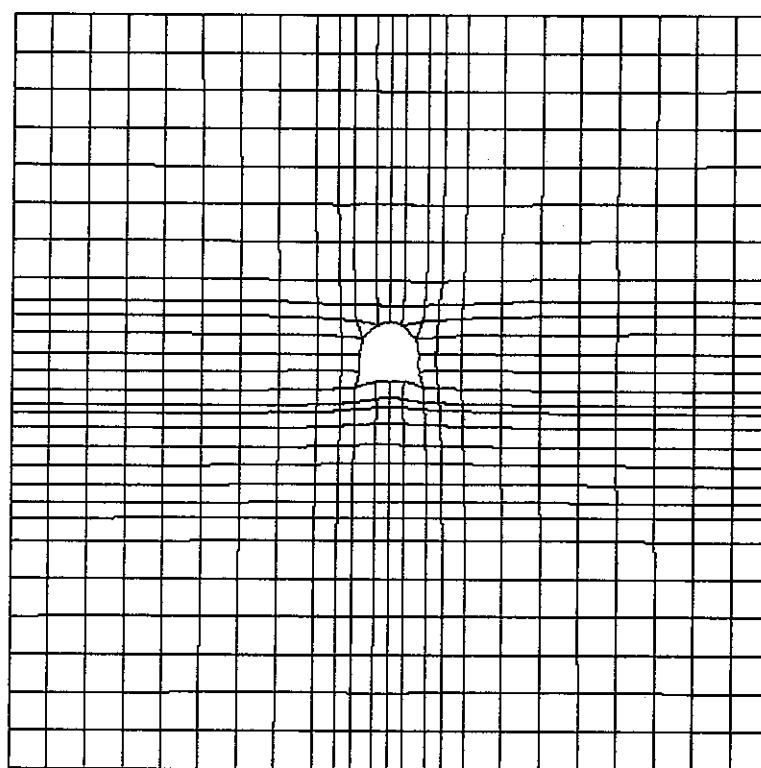
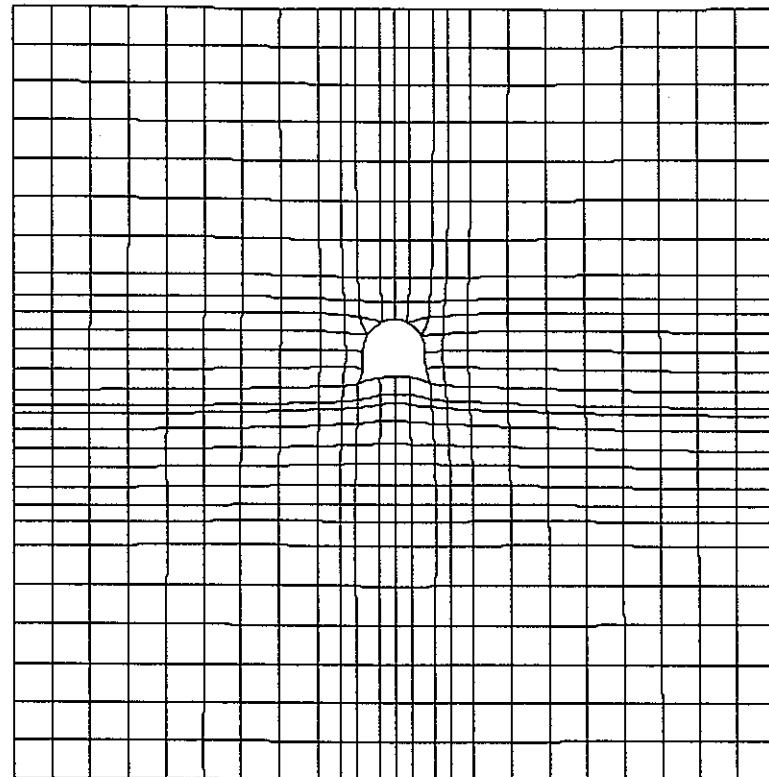


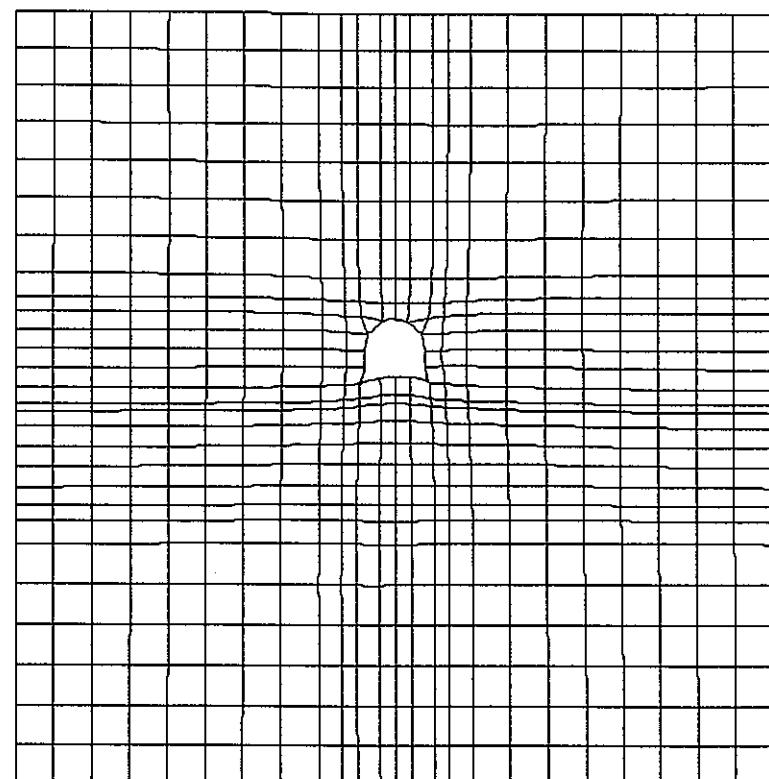
図3-56 観測線IIにおける垂直応力の経時変化



a) $t=1/12$ 年



b) t_{\max}



c) $t^* + 30$ 年

図3-57 変位分布経時変化

表3-20は各観測点における温度を示している。熱源に最も近い点Aでは $t=t_{\max}$ において温度が最高になっているが、その他の点は $t=t^*+30$ 年において温度が最高になっている。図3-58は観測線Iにおける温度の経時変化、図3-59は観測線IIにおける温度の経時変化である。図3-60は温度分布の経時変化である。図3-59、60より温度は対称に分布し、熱が等方に伝達していることが分かる。このことから熱移動における対流の影響が小さいことが分かる。

表3-20 各観測点における温度 (°C)

Time (year)	Monitoring points							
	A	B	C	D	E	F	G	H
$t=0$	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00
$t=1/12$	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00
$t=t^*$	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00
$t=t^*+1$	35.77	27.93	27.24	28.04	43.88	27.90	28.21	43.90
$t=t_{\max}$	37.47	28.78	28.37	29.20	66.01	31.74	33.32	66.22
$t=t^*+30$	34.91	28.92	29.70	29.61	74.44	36.27	39.07	75.11
$t=t^*+100$	29.11	27.56	27.86	27.77	41.10	29.94	30.82	41.33

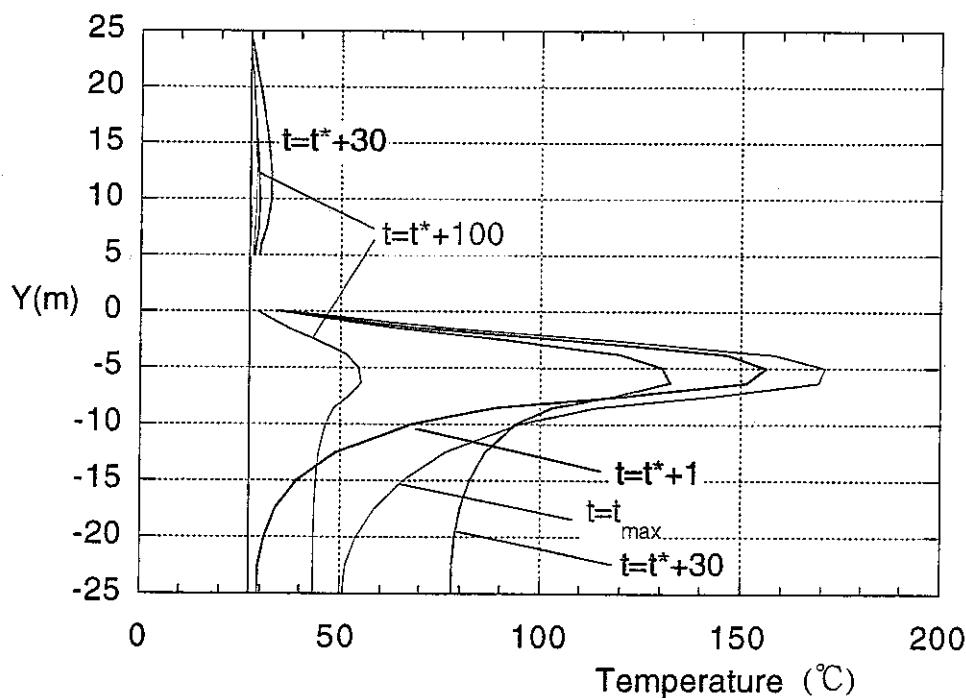


図3-58 観測線Iにおける温度の経時変化

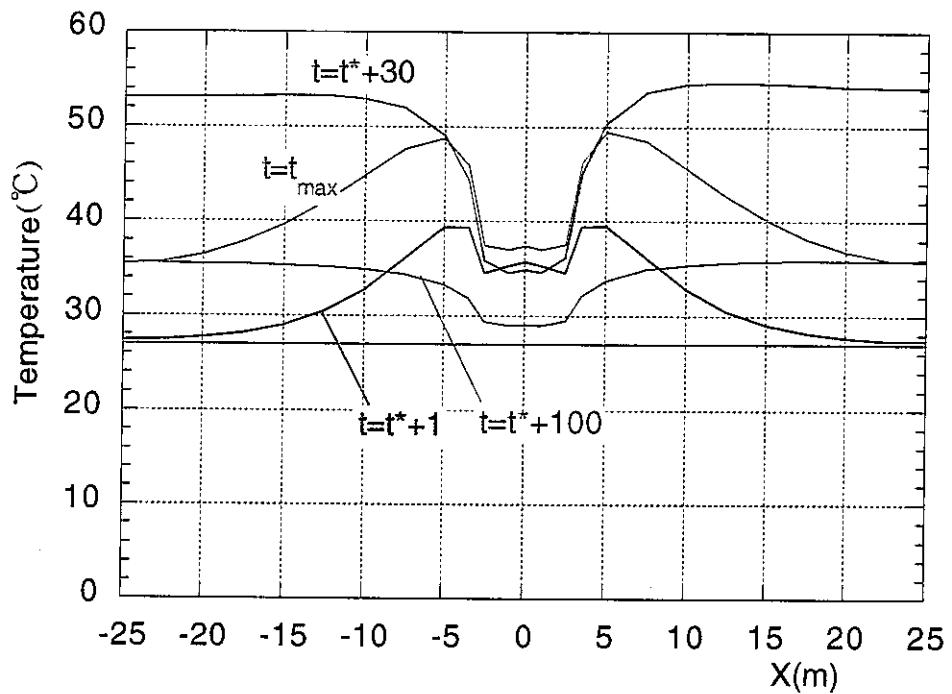
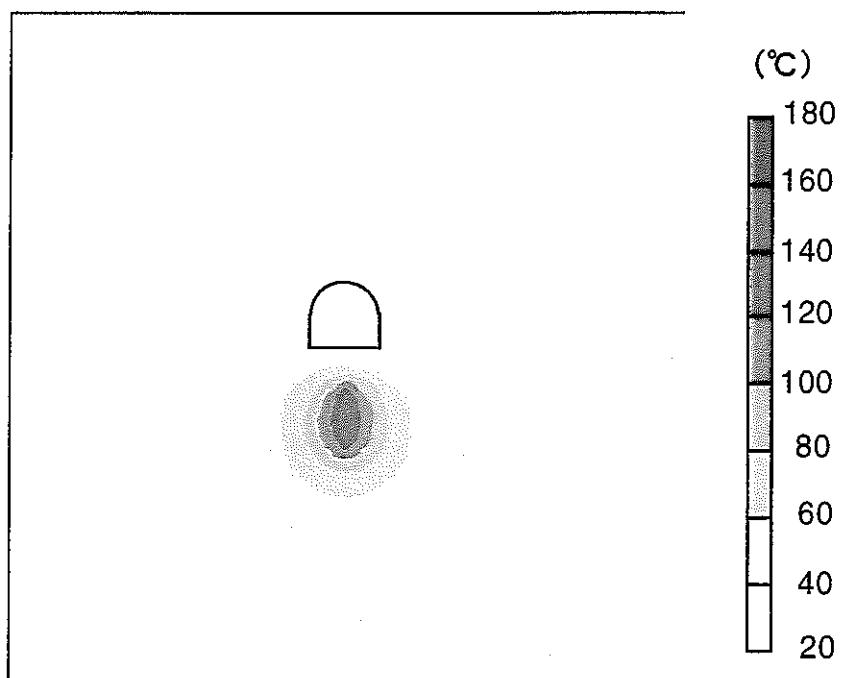


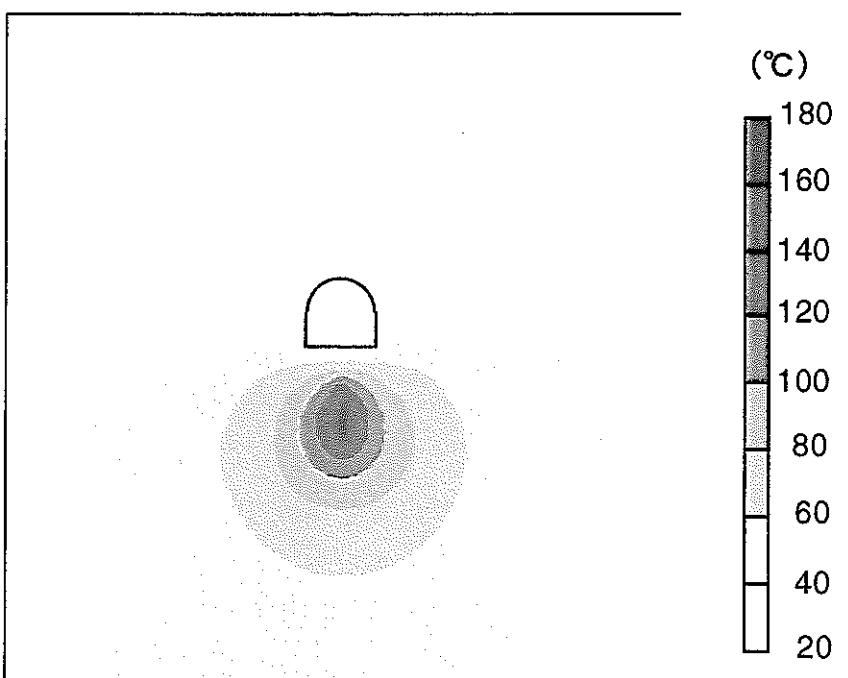
図3-59 観測線Ⅱにおける温度の経時変化

図3-61に各領域における間隙率分布の累積ヒストグラムを示す。間隙率は時間とともに大きくなっている。1から9までの各領域を比べてみると、領域5で最も時間変化が大きくなっている。これはトンネル下部にある熱源により、熱膨張が生じているためだと思われる。すなわち、トンネルの掘削による影響は、熱による影響に比べ早い時間で完了しているものと推察される。

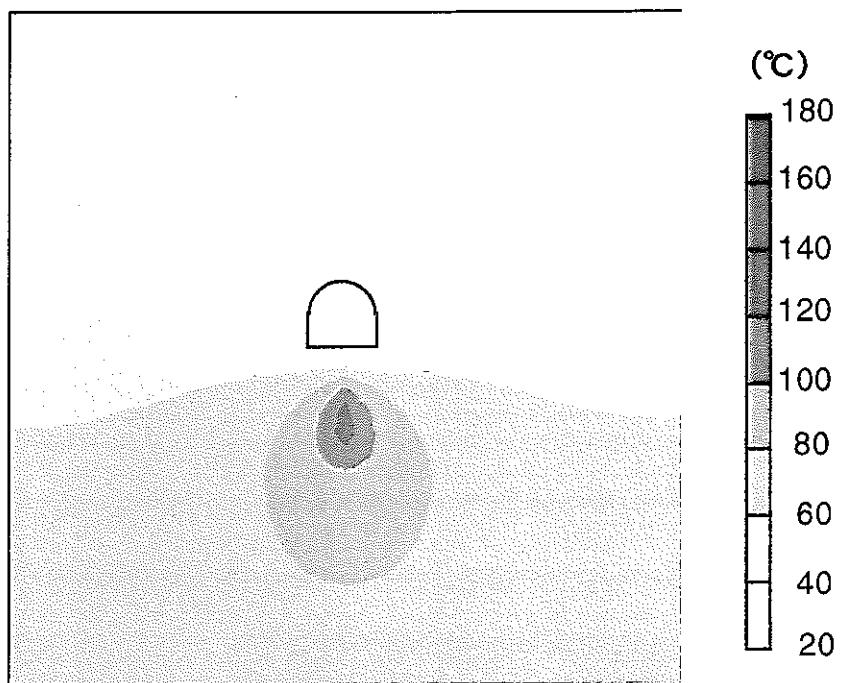
また、図3-62に各領域における透水係数分布の累積ヒストグラムを示す。それぞれ水平方向、鉛直方向の透水係数についてである。透水係数も間隙率と同様に時間とともに増加する傾向がみられ、 $t=t^*+30$ で最も大きくなっている。そして、 $t=t^*+100$ 年では逆に減少している。



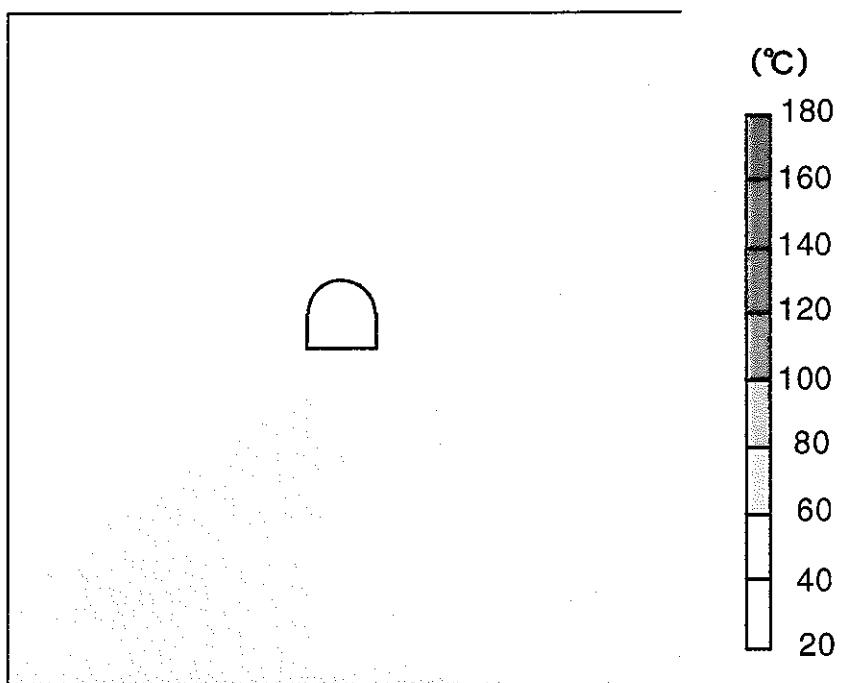
a) $t^* + 1$ 年



b) t_{\max}

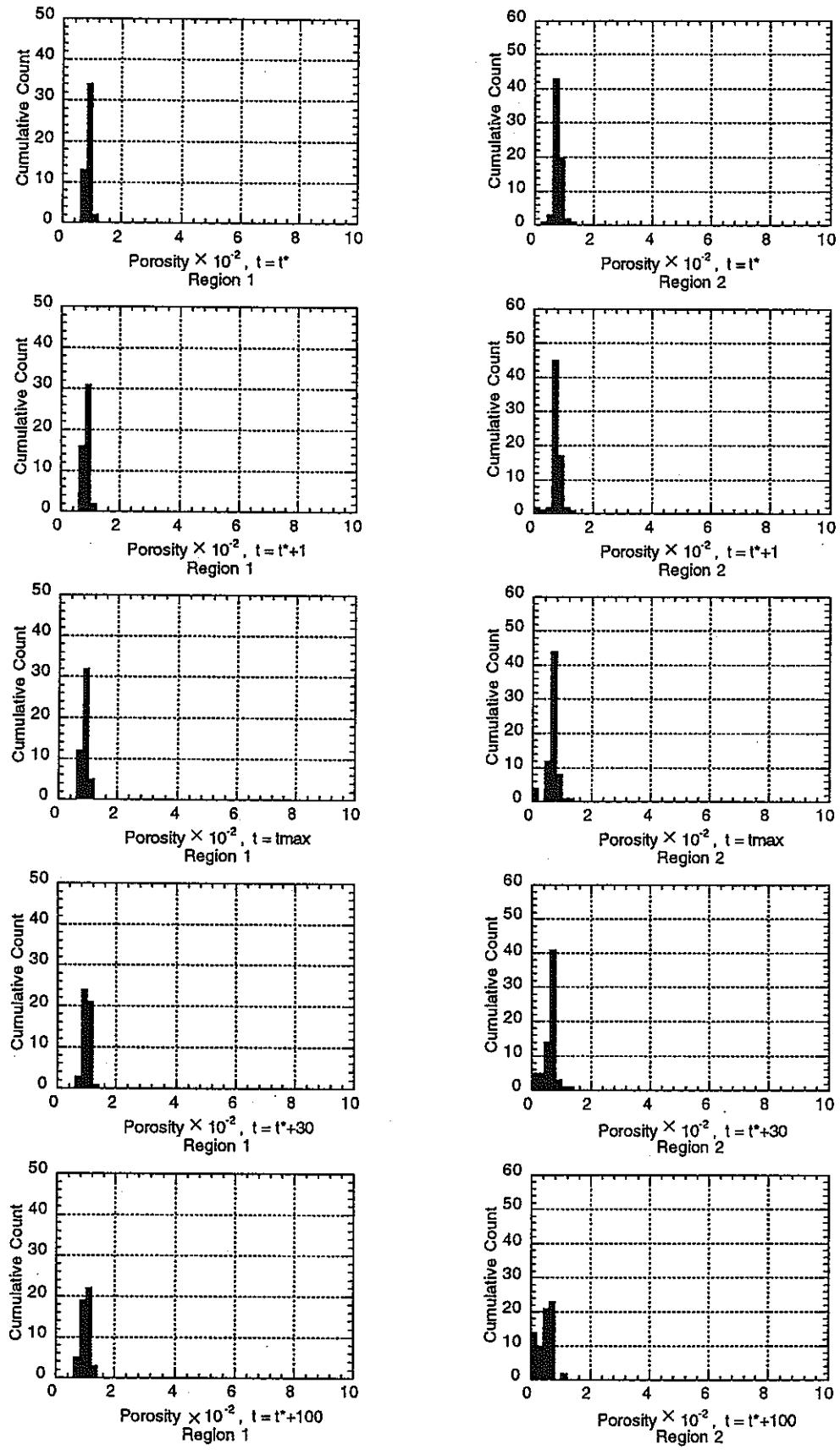


c) $t^* + 30$ 年



d) $t^* + 100$ 年

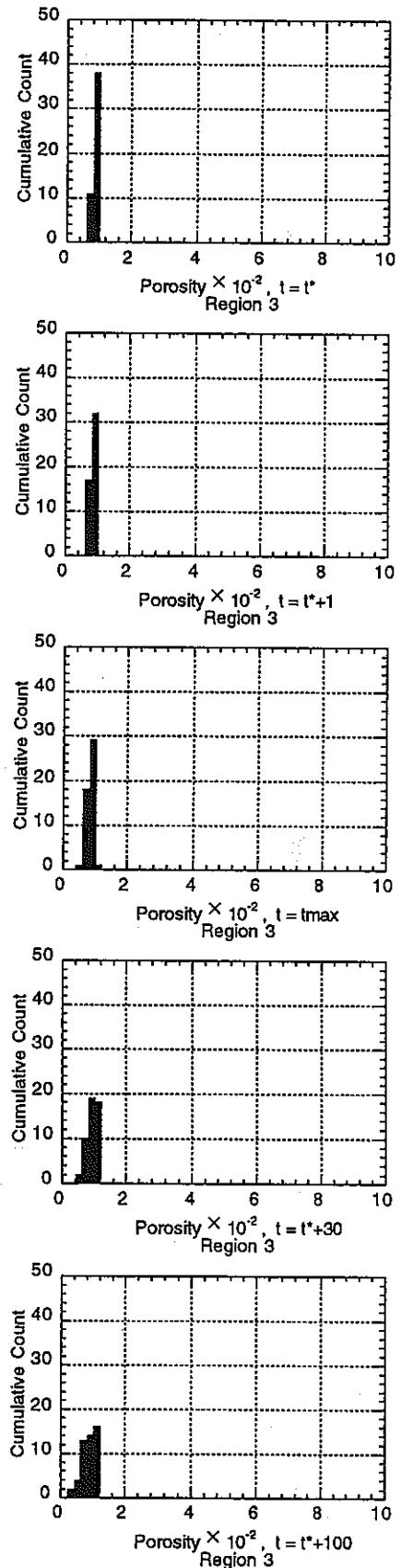
図3-60　温度分布経時変化



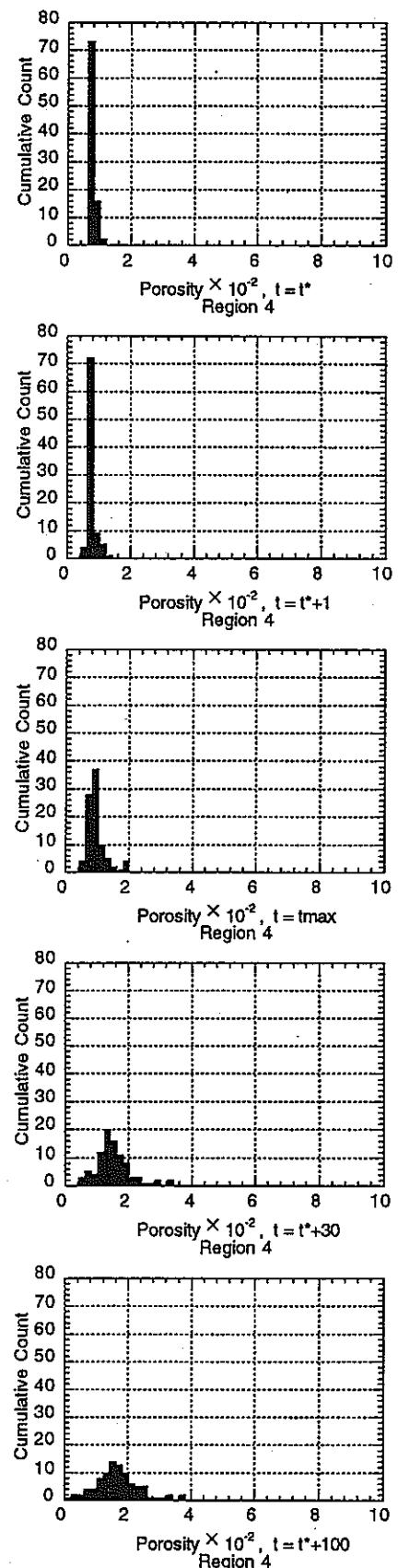
(a) Region 1

(b) Region 2

図3-61 間隙率分布の累積ヒストグラム

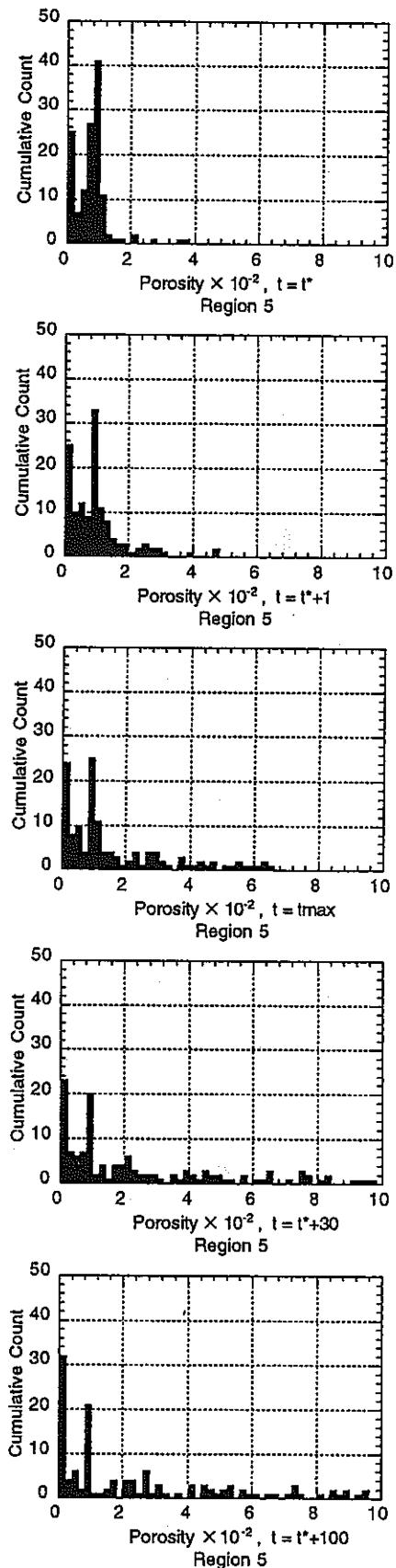


(c) Region 3

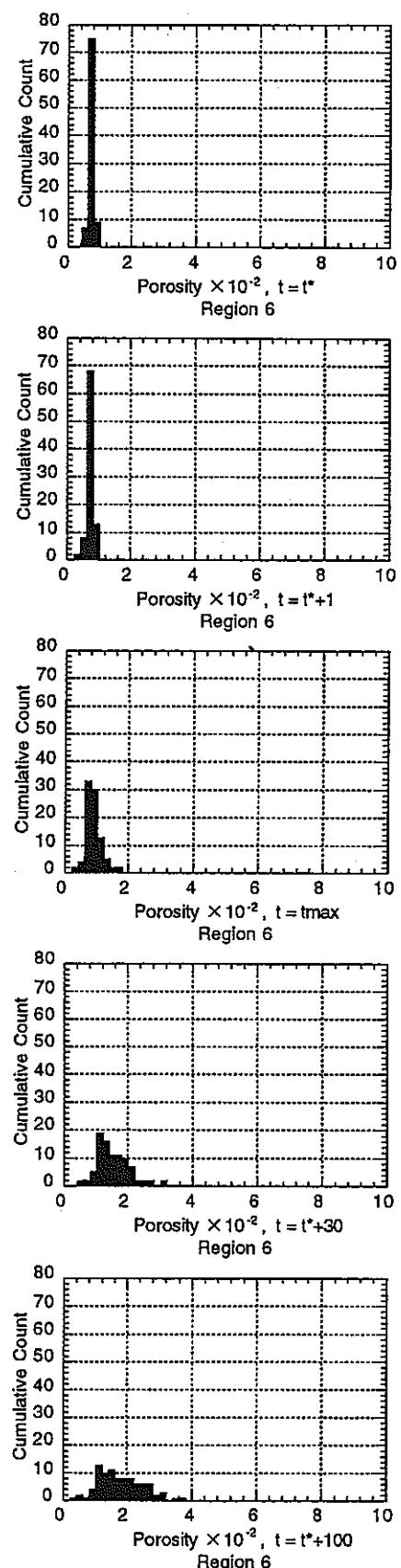


(d) Region 4

図3-61 間隙率分布の累積ヒストグラム

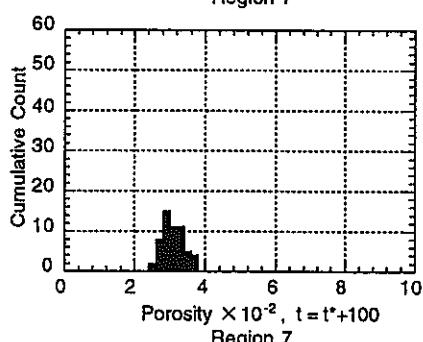
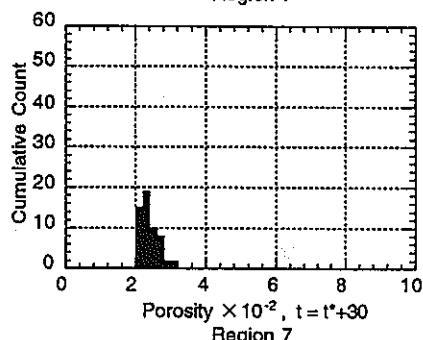
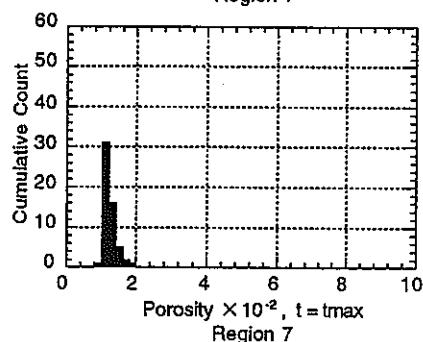
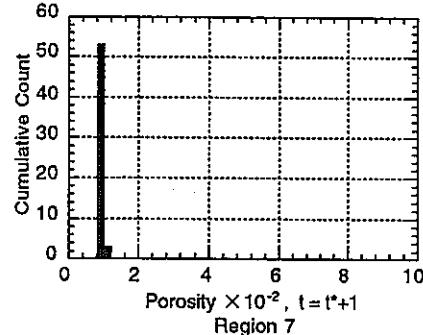
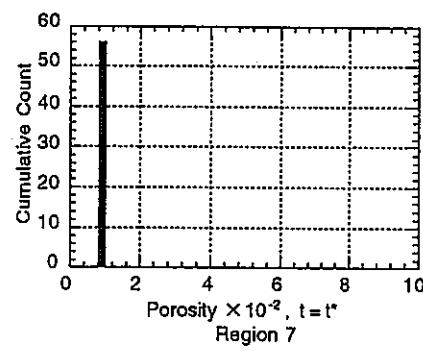


(e) Region 5

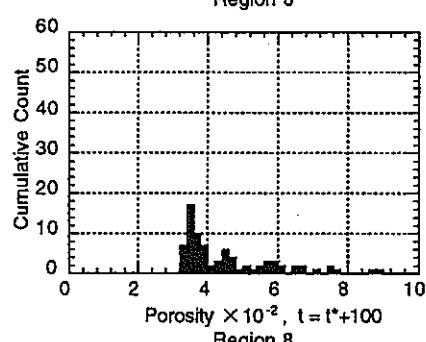
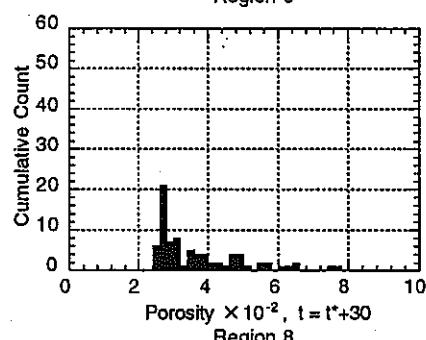
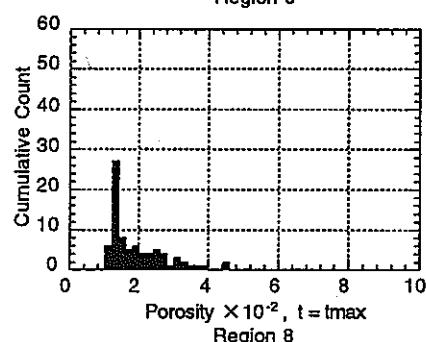
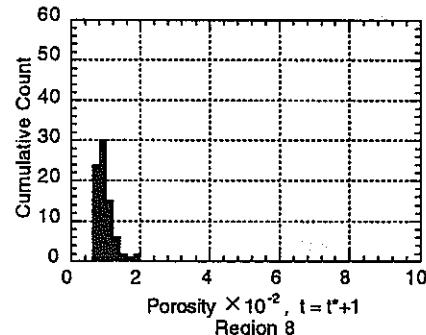
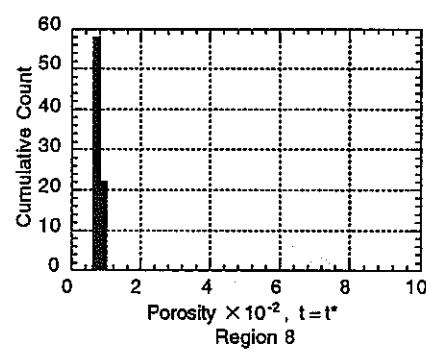


(f) Region 6

図3-61 間隙率分布の累積ヒストグラム

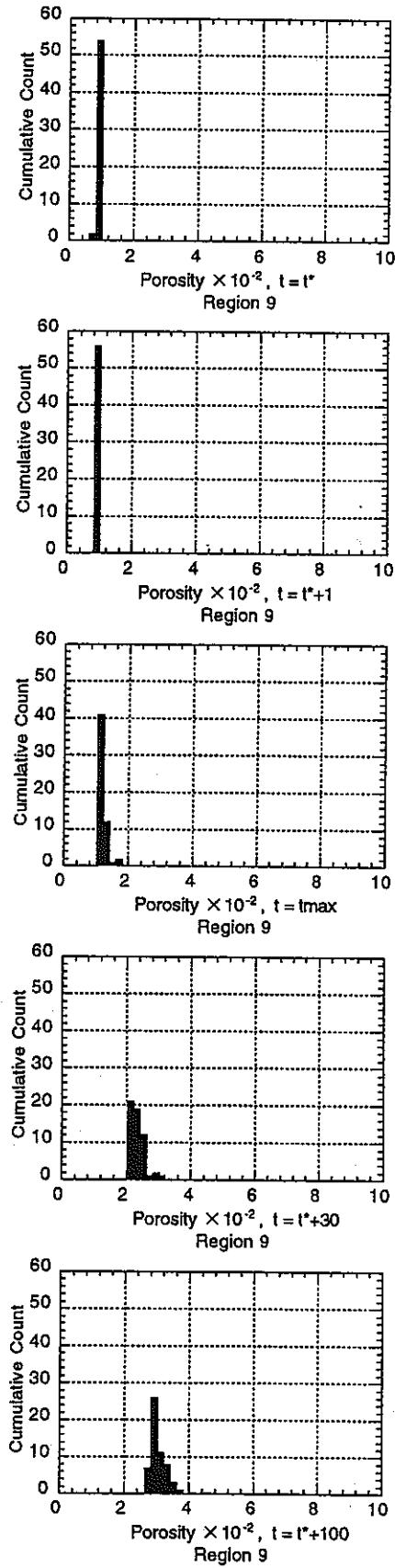


(g) Region 7



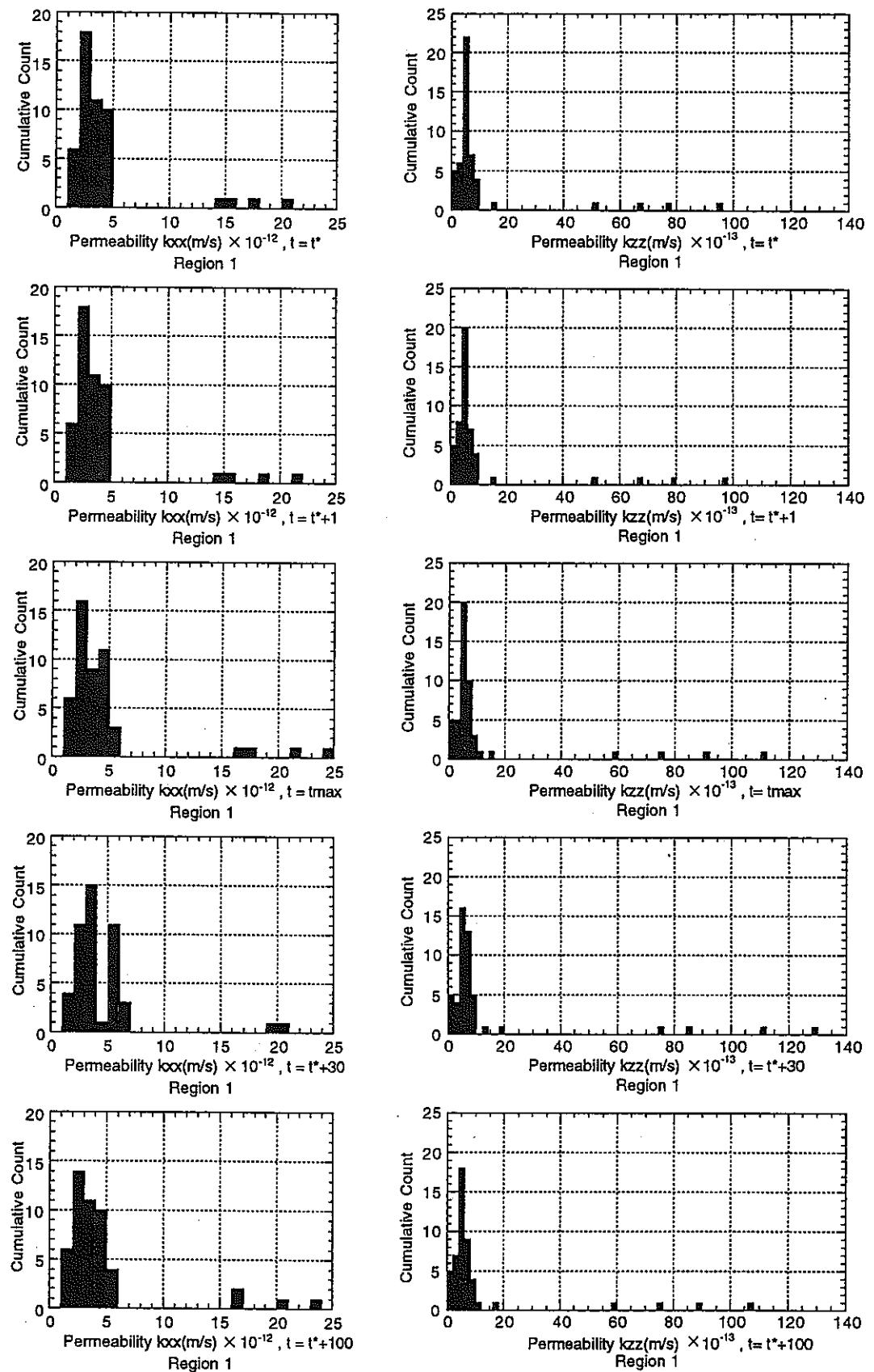
(h) Region8

図3-61 間隙率分布の累積ヒストグラム



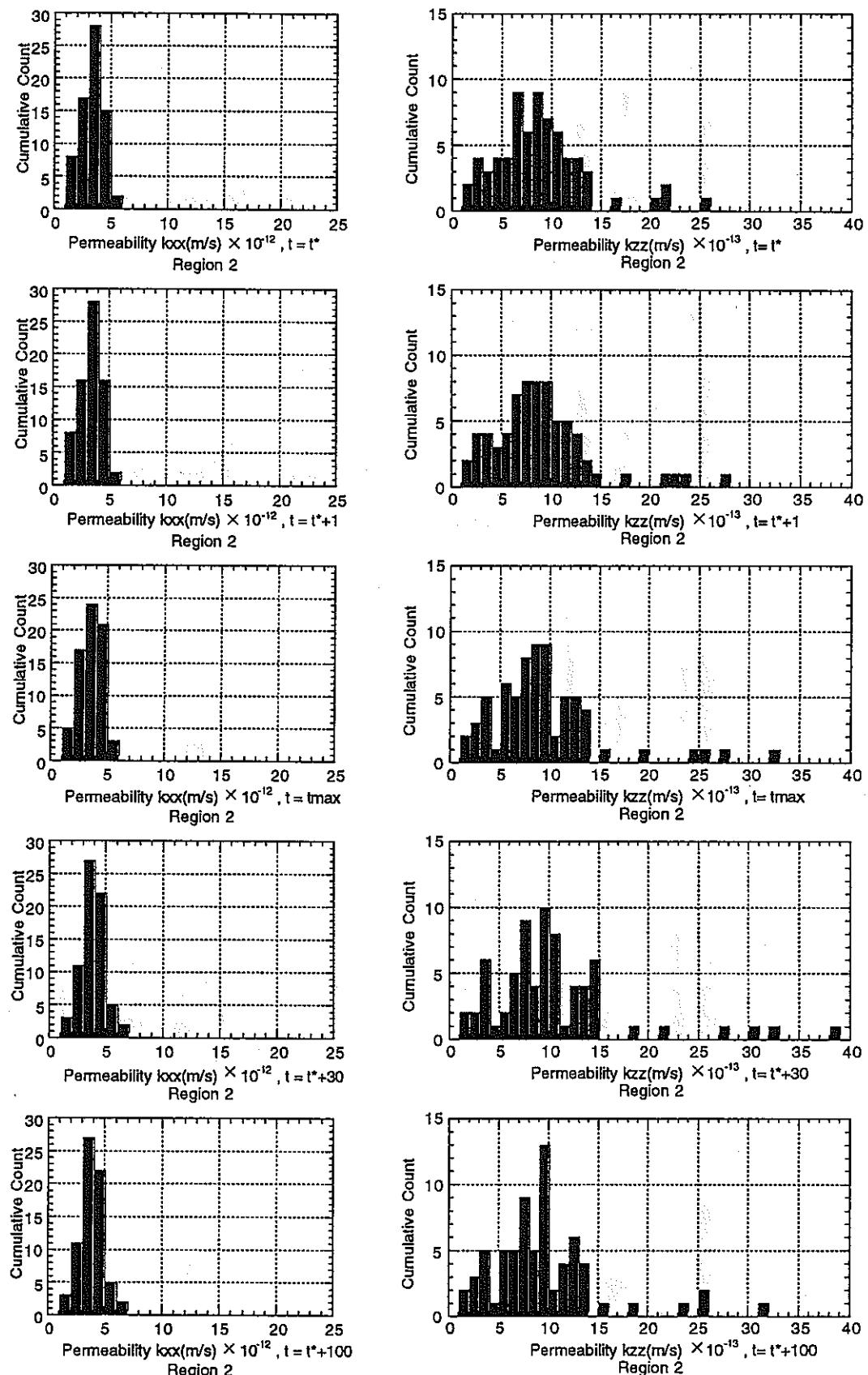
(i) Region 9

図3-61 間隙率分布の累積ヒストグラム



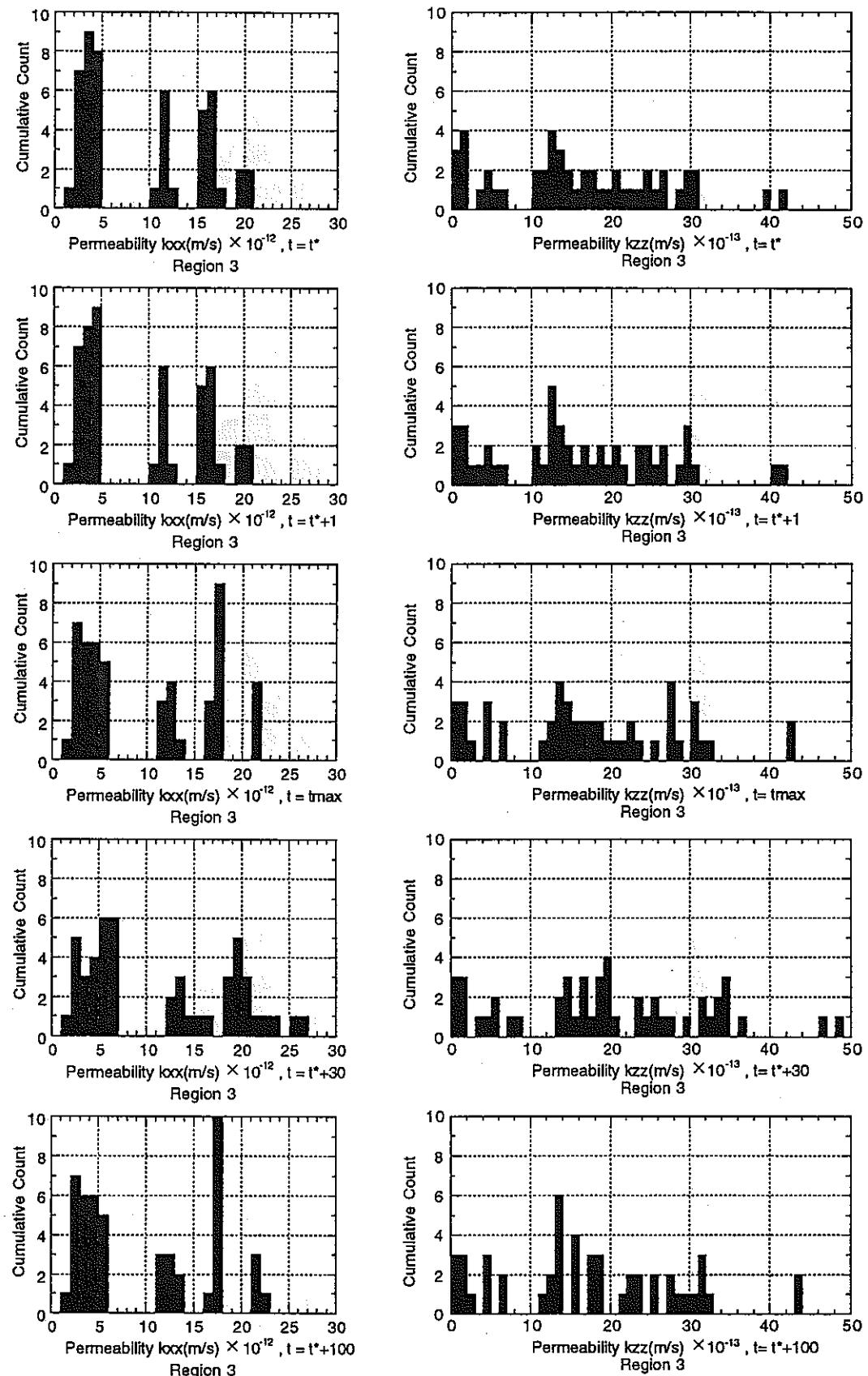
(a) Region 1

図3-62 透水係数分布の累積ヒストグラム



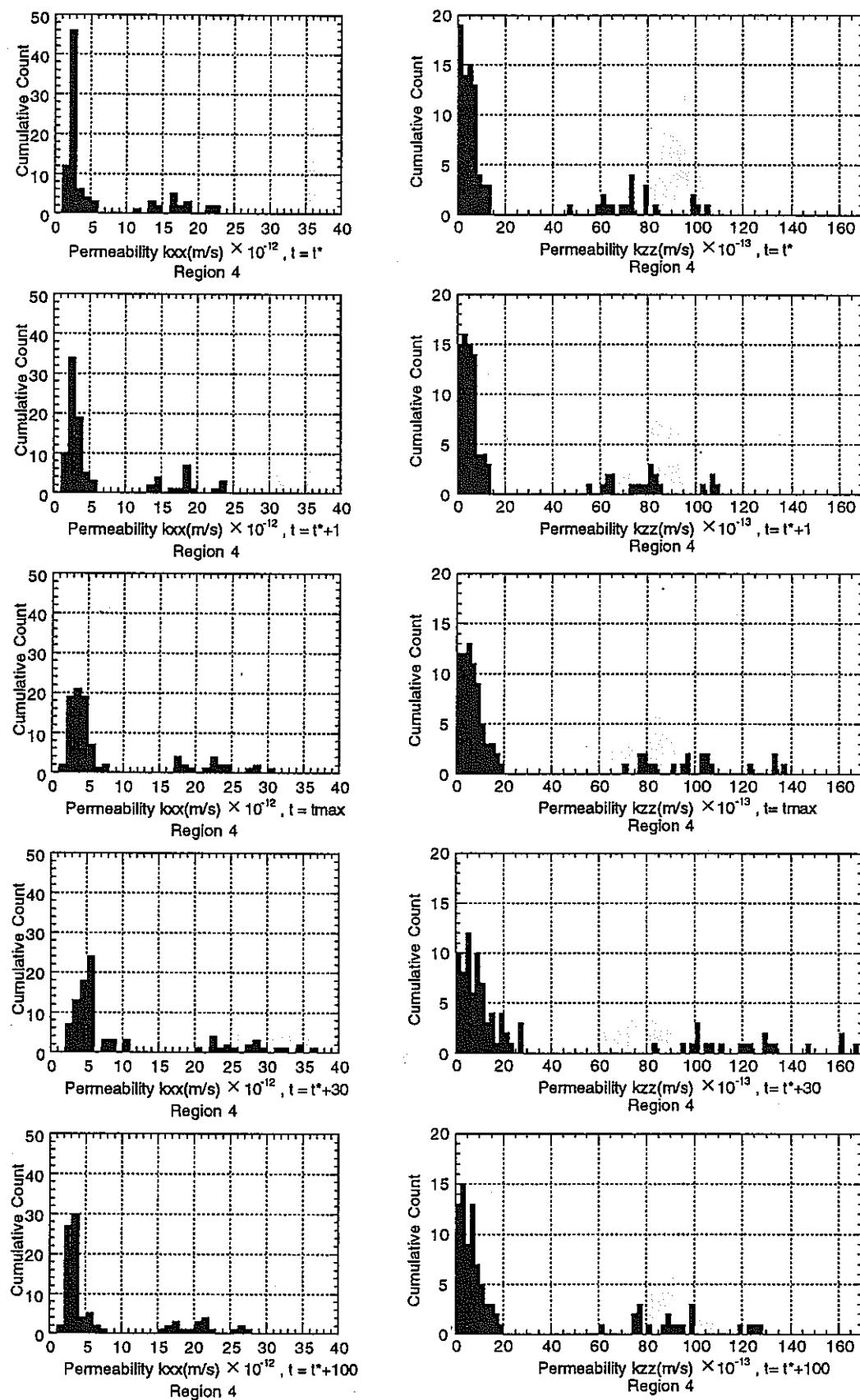
(b) Region 2

図3-62 透水係数分布の累積ヒストグラム



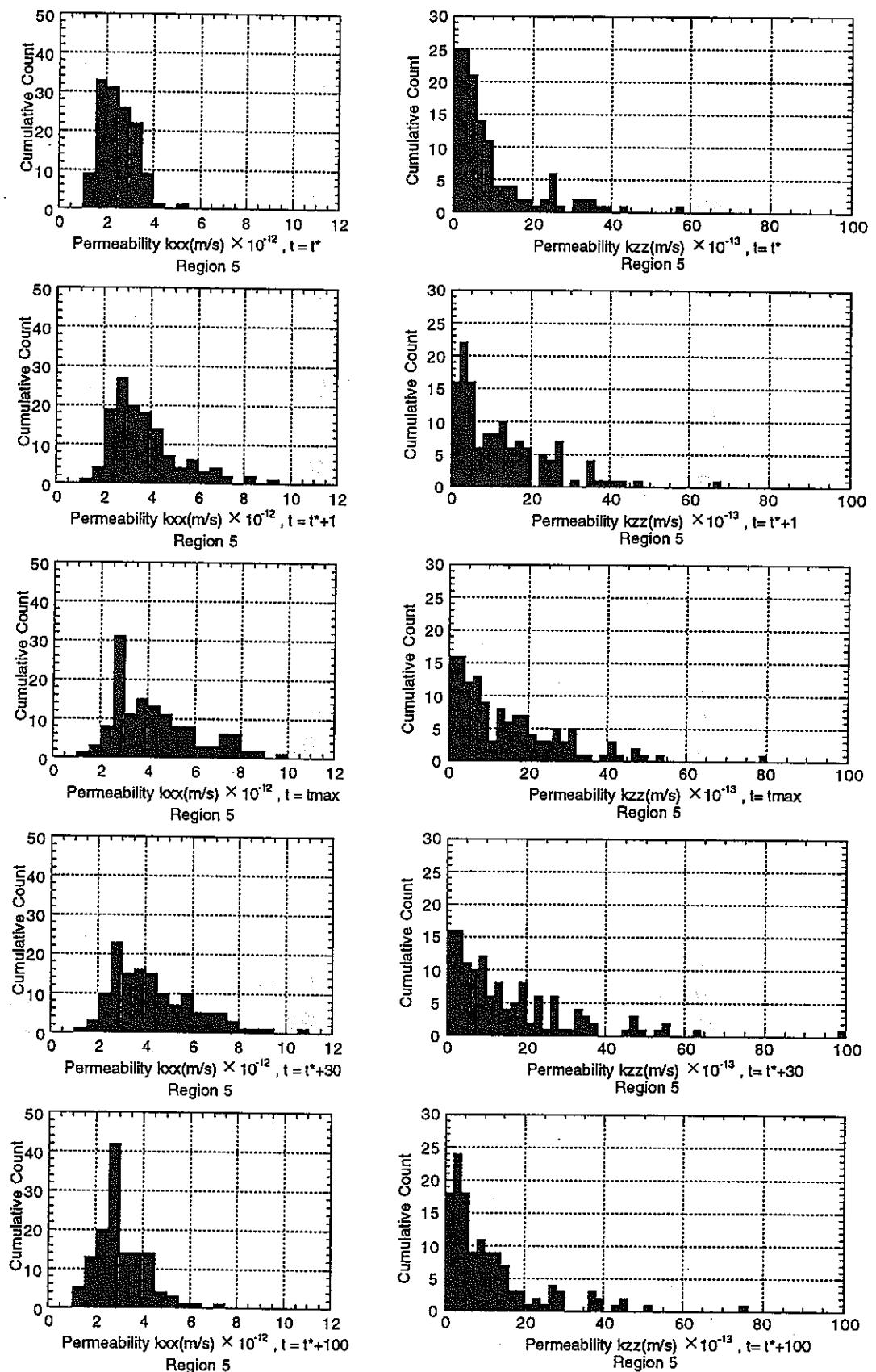
(c) Region 3

図3-62 透水係数分布の累積ヒストグラム



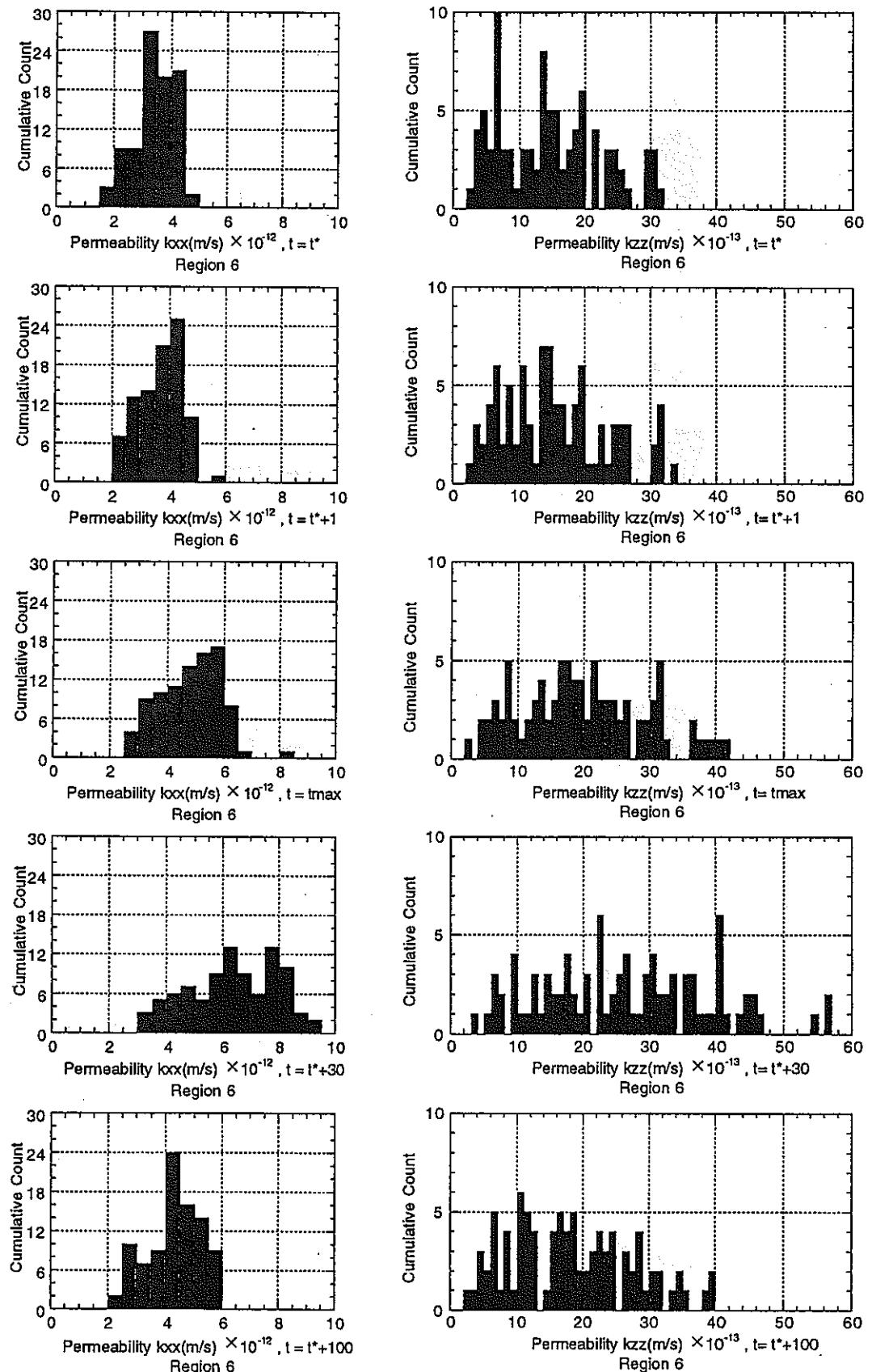
(d) Region 4

図3-62 透水係数分布の累積ヒストグラム



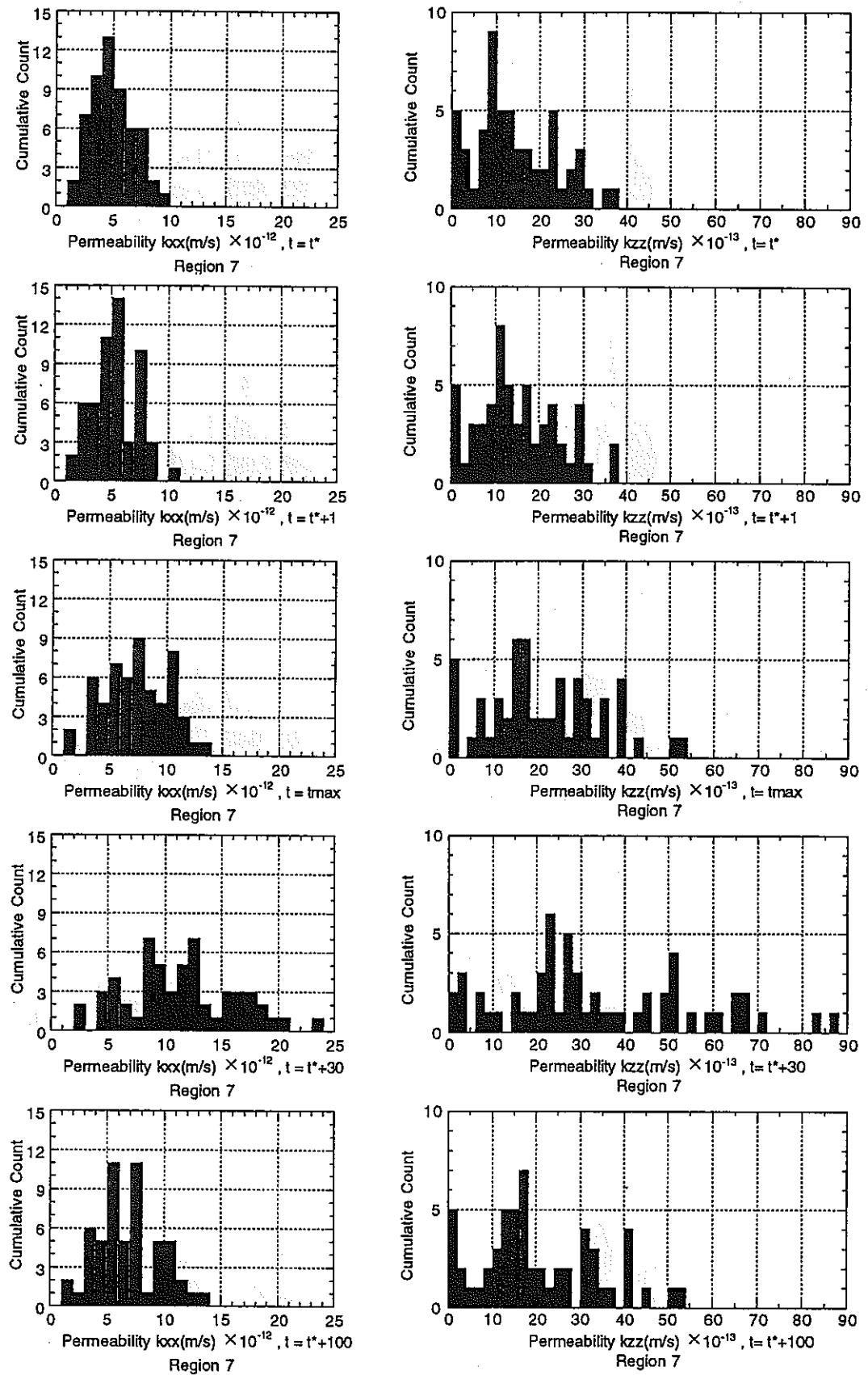
(e) Region 5

図3-62 透水係数分布の累積ヒストグラム



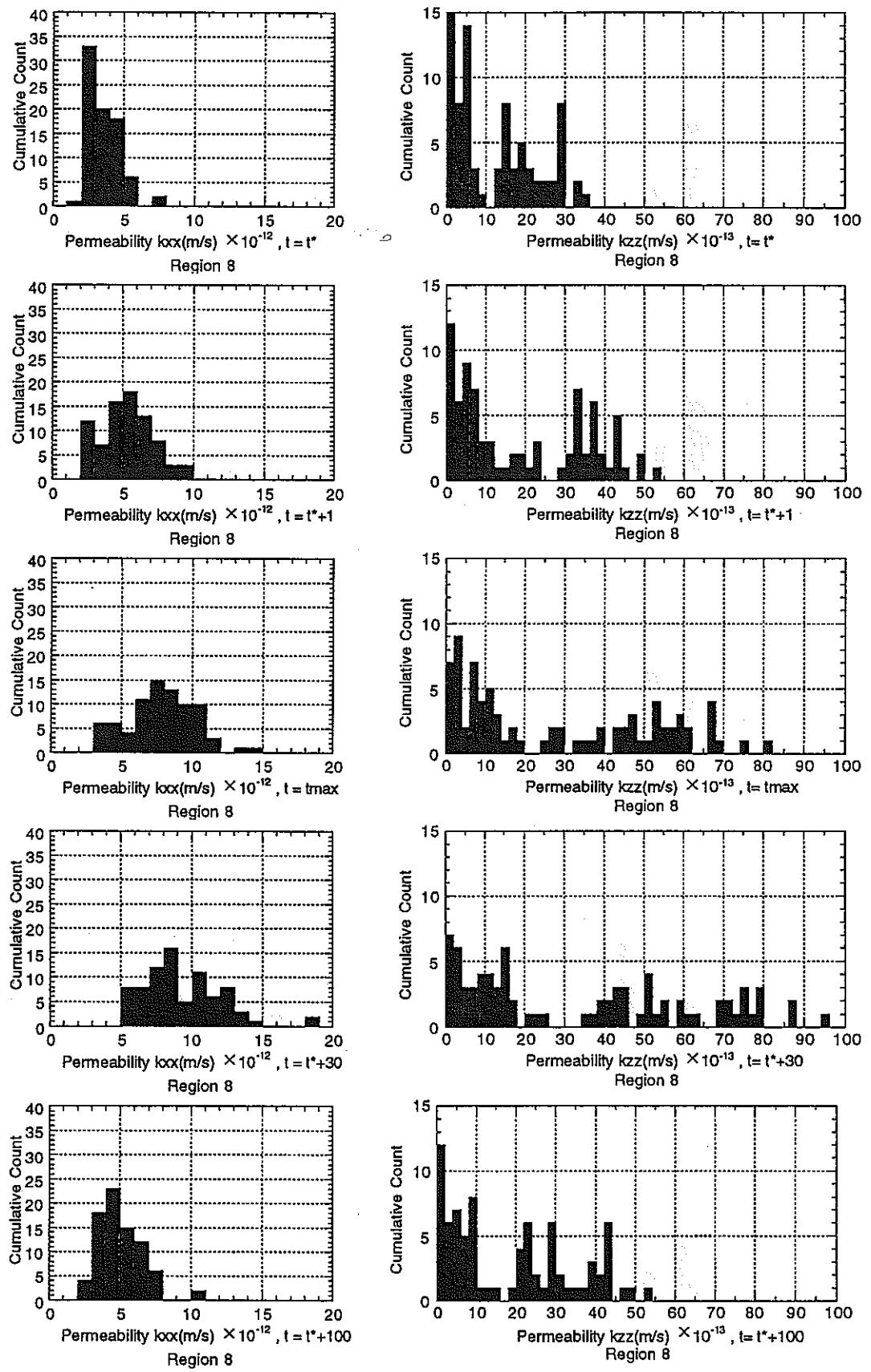
(f) Region 6

図3-62 透水係数分布の累積ヒストグラム



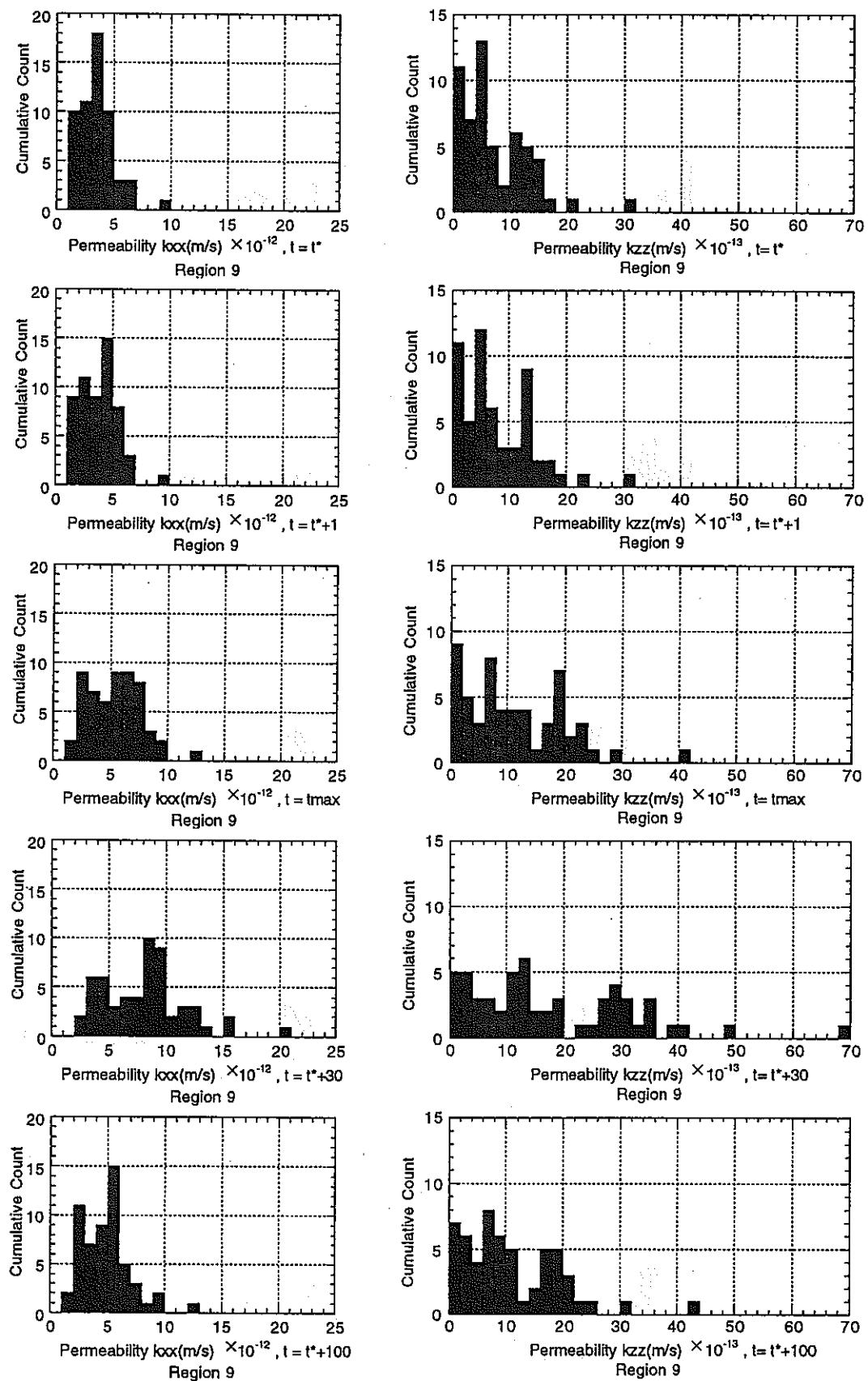
(g) Region 7

図3-62 透水係数分布の累積ヒストグラム



(h) Region 8

図3-62 透水係数分布の累積ヒストグラム



(i) Region 9

図3-62 透水係数分布の累積ヒストグラム

3.1.6 TC3

(1) 概要

TC3として緩衝材大型試験の解析を行ない、同実験で得られた緩衝材中の温度分布状況、水分分布変化状況について解析結果と比較検討を行なった。解析条件および解析に用いたパラメータは2.3.3と同様である。

(2) 膨潤圧の定義

本解析の際には、膨潤圧を次式で定義した。

$$\pi = \alpha \Delta \theta \quad (3-16)$$

ここで $\Delta \theta$ は体積含水率の増加分である。 α は係数であり、膨潤圧の要素試験結果から算定する。図3-63に算定に用いたモデル図を示す。本解析では、上端の変位をフリーにし、上端部の変位が0になるように同図のように等価節点応力を与え、これを本供試体において発生する膨潤圧とした。そして、実測値と良く合うように α の値を設定した。図3-64に算定結果を示す。同図において点が実測値であり、実線が解析結果である。その結果得られたの値は以下の通りである。

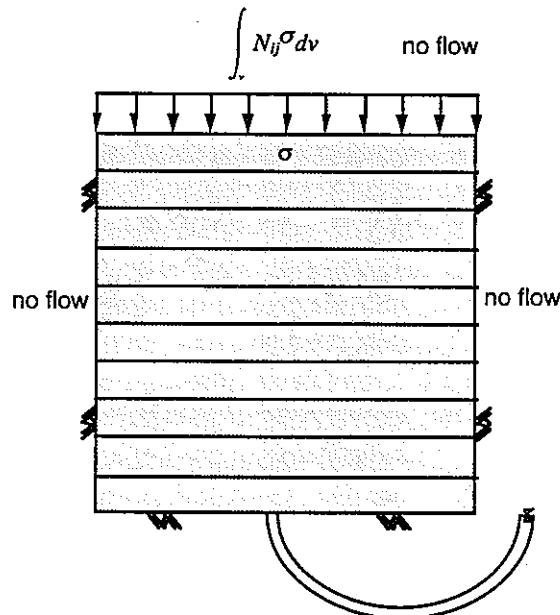


図3-63 一次元解析モデル図

$$\alpha = 17000 \text{ (gf/cm}^2\text{)}$$

(3-17)

TC3の解析では以上の膨潤圧の定義のもとで解析を行なった。

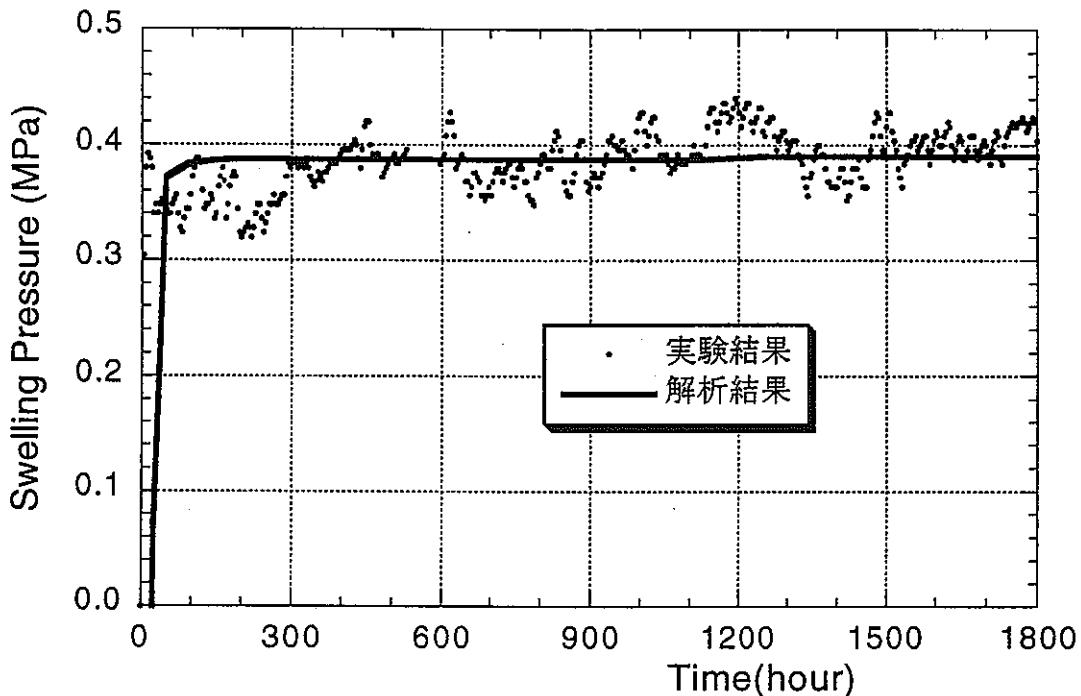


図3-64 一次元解析結果

(3) TC3の解析結果

本解析結果は基本的に2章の大型緩衝材試験の解析の結果と同じであるので、結果の図表のみを示す。これらはDECOVALEXのテストケースとして計算し、提出した結果である。この場合、2章と異なるのは、応力値として π の値を足していなかったことである。したがって、本節における応力 σ は2章における σ' に対応している。

図3-65は緩衝材中の温度分布、図3-66は緩衝材中の体積含水率分布を示す。距離は緩衝材中のヒーター側からの距離である。すなわち、 $x=0\text{cm}$ がオーバーパックに接した空気層側であり、 $x=30\text{cm}$ が注水孔側である。また、高さはヒーターの中心部における高さである。

図3-67には領域全体の温度分布を示す。(a)は5ヶ月後の実験結果を、(b)は5ヶ月後の解析結果を示す。また、(c)は1ヶ月後の解析結果である。また、図3-68には含水比分布の実験結果と解析結果を示す。(a)、(b)はそれぞれ異なる2断面における実験結果である。また、

(c) は5ヶ月後の解析結果であり、(d) は1ヶ月後の解析結果である。

表3-21はGL-150cm、-300cm、-400cmにおける1ヶ月後、5ヶ月後の体積含水率である。表3-22は同様に1ヶ月後、5ヶ月後の温度、表3-23は1ヶ月後の応力、表3-24は5ヶ月後の応力である。

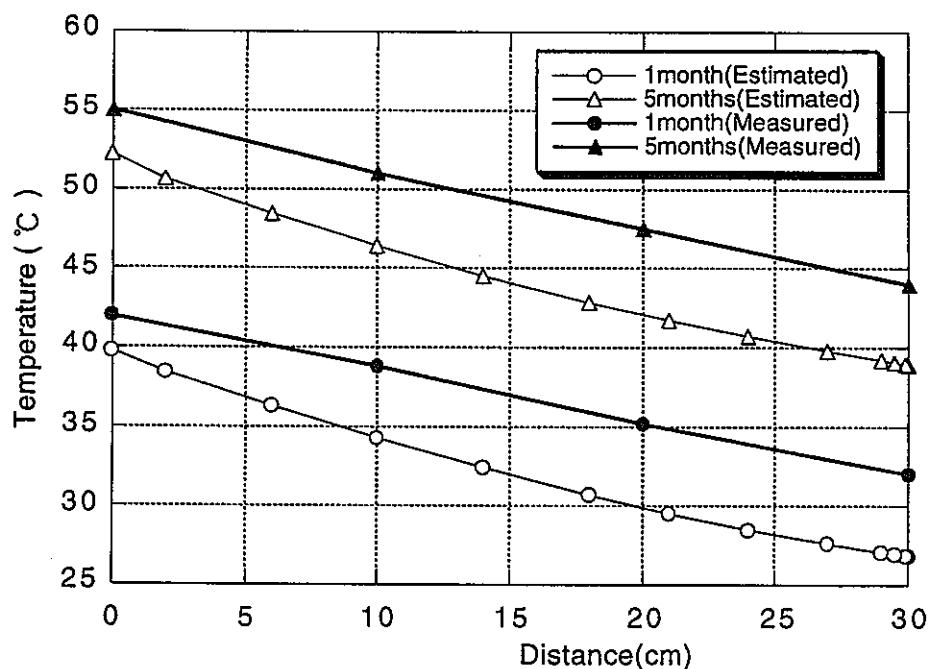


図3-65 緩衝材中の温度分布

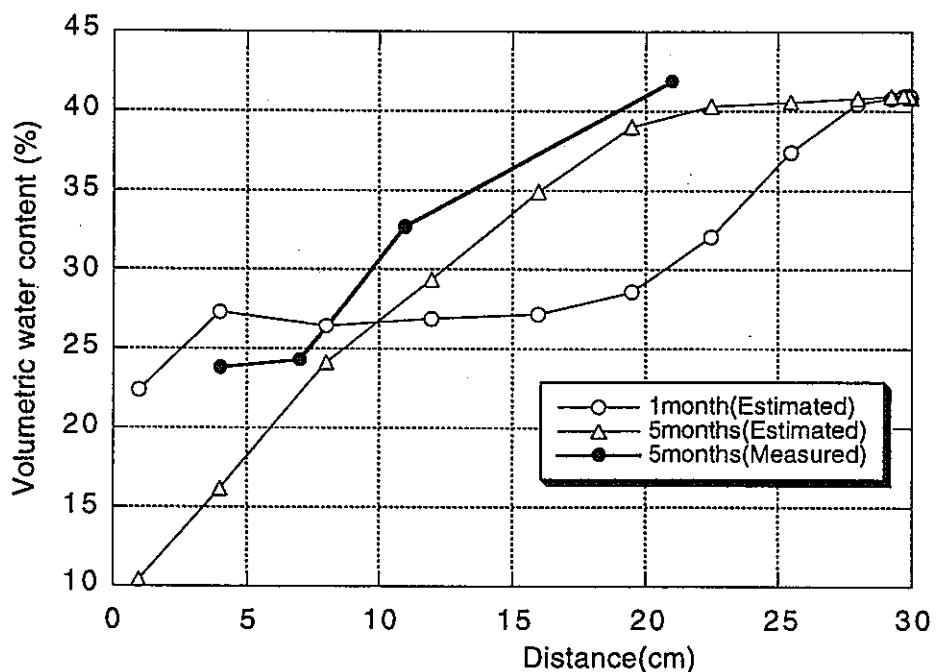
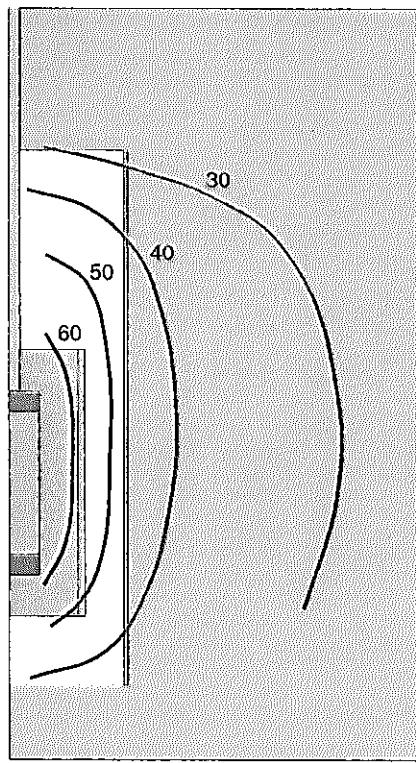
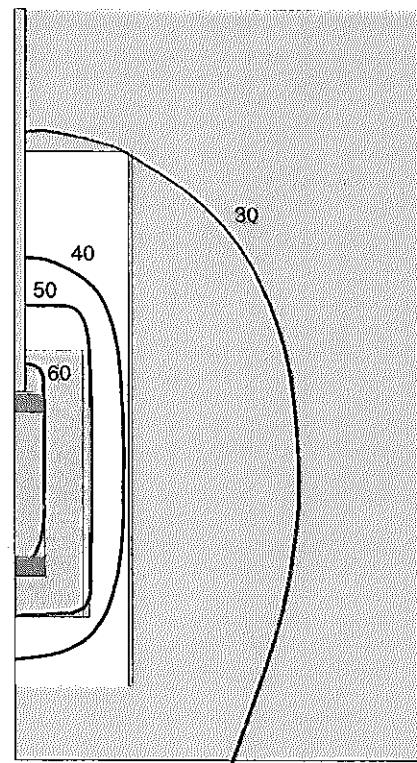


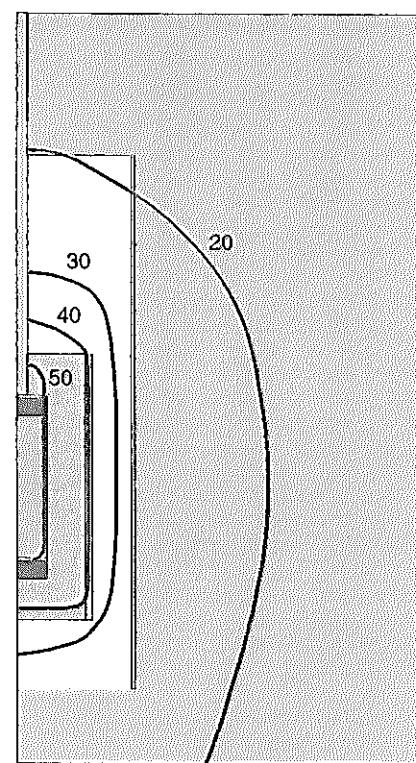
図3-66 緩衝材中の体積含水率分布



(a) 実験結果（5ヶ月後）



(b) 解析結果（5ヶ月後）



(c) 解析結果（1ヶ月後）

図3-67 溫度分布(°C)の実験結果と解析結果の比較

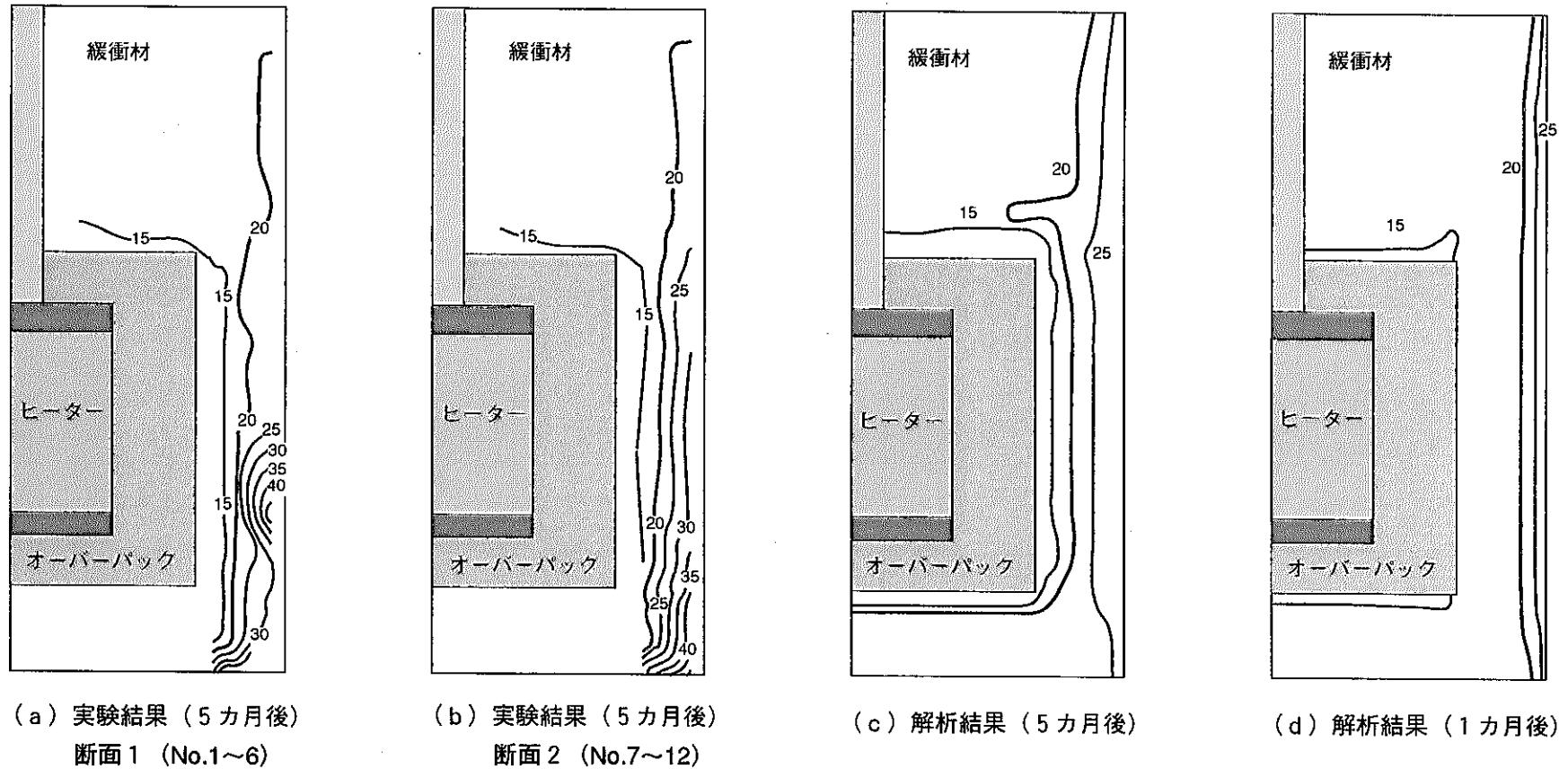


図3-68 緩衝材の鉛直断面での含水比分布(%)の実験結果と解析結果の比較

表3-21 体積含水率 (%)

X(cm)	after 1 month			after 5 months		
	GL-400	GL-300	GL-150	GL-400	GL-300	GL-150
83.995	40.83	40.83	40.83	40.83	40.83	40.83
83.97	40.89	40.91	40.91	40.83	40.83	40.83
83.925	40.97	40.99	40.99	40.89	40.91	40.91
83.7	40.92	40.92	40.91	40.96	40.98	40.97
83.25	40.79	40.78	40.76	40.93	40.93	40.90
82	40.46	40.44	40.38	40.80	40.79	40.72
79.5	37.35	37.38	36.63	40.56	40.56	40.39
76.5	31.82	32.07	30.42	40.31	40.30	39.24
73.5	28.24	28.60	27.18	39.26	38.99	36.49
70	26.97	27.18	26.63	35.91	34.92	32.67
66	26.74	26.90	26.59	32.03	29.37	29.38
62	26.43	26.44	26.59	28.80	24.12	27.44
58	27.01	27.31	26.57	22.03	16.15	26.55
55	23.82	22.38	26.42	17.08	10.38	26.26
53			26.32			26.17
49			26.43			26.30
43			26.50			26.54
37.5			26.49			26.66
32.5			26.51			26.69
26			26.52			26.54
11			26.53			26.18

表3-22 温度 (°C)

x(cm)	after 1 month			after 5 months		
	GL-400	GL-300	GL-150	GL-400	GL-300	GL-150
84	24.83	26.81	21.11	36.45	38.92	32.17
83.99	24.84	26.81	21.11	36.45	38.93	32.17
83.95	24.84	26.82	21.11	36.46	38.94	32.17
83.9	24.85	26.83	21.11	36.47	38.95	32.18
83.5	24.94	26.94	21.13	36.56	39.07	32.20
83	25.04	27.06	21.16	36.67	39.21	32.23
81	25.46	27.60	21.26	37.13	39.80	32.35
78	26.17	28.47	21.43	37.86	40.73	32.53
75	27.03	29.51	21.62	38.66	41.73	32.72
72	28.05	30.69	21.83	39.57	42.85	32.91
68	29.58	32.42	22.11	41.01	44.53	33.19
64	31.33	34.29	22.39	42.75	46.40	33.50
60	33.43	36.32	22.68	44.90	48.42	33.82
56	36.00	38.46	22.97	47.93	50.63	34.14
54	37.73	39.78	23.11	50.13	52.21	34.30
52			23.24			34.45
46			23.62			34.87
40			23.94			35.24
35			24.20			35.52
30			24.44			35.78
22			24.75			36.11
0			25.24			36.62

表3-23 応力 (MPa)

X(cm)	after 1 month					
	GL-400		GL-300		GL-150	
	σ_r	σ_z	σ_r	σ_z	σ_r	σ_z
83.995	-0.043	0.033	-0.050	0.015	-0.060	0.002
83.97	-0.115	0.003	-0.121	-0.015	-0.131	-0.029
83.925	-0.115	0.002	-0.122	-0.015	-0.131	-0.029
83.7	-0.114	0.003	-0.121	-0.015	-0.130	-0.029
83.25	-0.112	0.004	-0.119	-0.014	-0.128	-0.028
82	-0.107	0.006	-0.115	-0.012	-0.123	-0.026
79.5	-0.074	0.021	-0.083	0.003	-0.085	-0.009
76.5	-0.018	0.047	-0.030	0.026	-0.023	0.018
73.5	0.017	0.064	0.004	0.041	0.009	0.032
70	0.029	0.070	0.018	0.047	0.015	0.035
66	0.031	0.071	0.021	0.048	0.015	0.035
62	0.032	0.073	0.024	0.049	0.015	0.035
58	0.027	0.071	0.017	0.046	0.015	0.035
55	0.031	0.073	0.024	0.049	0.014	0.036
53					0.013	0.036
49					0.014	0.037
43					0.015	0.037
37.5					0.016	0.037
32.5					0.017	0.038
26					0.018	0.038
11					0.023	0.042

表3-24 応力 (MPa)

X(cm)	after 5 months					
	GL-400		GL-300		GL-150	
	σ_r	σ_z	σ_r	σ_z	σ_r	σ_z
83.995	-0.047	0.033	-0.053	0.011	-0.062	0.002
83.97	-0.118	0.002	-0.123	-0.019	-0.133	-0.028
83.925	-0.119	0.002	-0.124	-0.020	-0.133	-0.028
83.7	-0.119	0.001	-0.124	-0.020	-0.133	-0.029
83.25	-0.117	0.002	-0.123	-0.019	-0.132	-0.028
82	-0.112	0.003	-0.120	-0.018	-0.128	-0.027
79.5	-0.105	0.007	-0.114	-0.014	-0.123	-0.025
76.5	-0.085	0.017	-0.094	-0.005	-0.110	-0.017
73.5	-0.053	0.033	-0.061	0.010	-0.081	-0.003
70	-0.021	0.049	-0.032	0.023	-0.042	0.017
66	0.002	0.063	-0.012	0.032	-0.007	0.033
62	0.021	0.074	-0.007	0.034	0.010	0.039
58	0.036	0.083	0.002	0.038	0.015	0.041
55	0.034	0.081	0.035	0.052	0.017	0.045
53					0.016	0.047
49					0.017	0.050
43					0.019	0.053
37.5					0.021	0.055
32.5					0.024	0.056
26					0.029	0.056
11					0.045	0.059

3.1.7 TC5

(1) 概要

Phase3のTC5については、亀裂のせん断特性に関して若干の検討を行なった。

亀裂面のせん断特性はその表面形状（ラフネス）に大きく依存する。ラフネスとせん断特性との関係についての研究は従来より数多く行われており、Bartonは基準化された断面形と実際の不連続面の断面形とを視覚的に比較し、0から20までのJRC値を決めて粗度の指標とし、JRC値を用いた経験的なせん断強度式を次式のように提案している⁴⁾。

$$\tau = \sigma_n \cdot \tan \left(JRC \cdot \log \left(\frac{JCS}{\sigma_n} \right) + \phi_b \right) \quad (3-18)$$

ここで、 τ ：せん断強度

σ_n ：垂直応力

JRC：表面の粗さを表す指標

JCS：不連続面表面の圧縮強度

ϕ_b ：滑らかな表面の摩擦角

しかし、JRC値は主観的になりやすいためラフネスを定量的に表現するための指標に関する提案もR.Tseらの研究など様々なものがある⁵⁾。ここでは、大西らの検討に基づき、不連続面のラフネスから直接、せん断変位とせん断応力の関係を求める。

(2) せん断特性の算定手順

最初に不連続面のラフネスを図3-69の様に図化する。ここでは、typeA、B、Cの3種類の供試体について算定した例を示す。ラフネスはtypeAからtypeCになるにつれ小さくなっている。そして、図化ソフト上で供試体の上部をせん断方向に移動し、下部の供試体と重ならないようにすることにより、せん断変位uと垂直変位vの関係を求める。図3-70にtypeAの供試体について算定した例を示す。図3-71(a)、(b)、(c)はtypeA、B、Cについてそれぞれ本算定手順に従ってせん断変位uと垂直変位vの関係を求めた結果である。点が本算定方法により求めた結果であり、実線が大西らの実験結果である。図3-71(a)、(b)、(c)よりラフネスが小さくなるにつれ、実験結果と算定結果がよく一致してきていることが分かる。これは、本算定手法では不連続面表面の破壊が考慮されていないため、ラフネスが粗い場合や高い垂直応力を載荷する場合は算定が困難になるものと思われる。

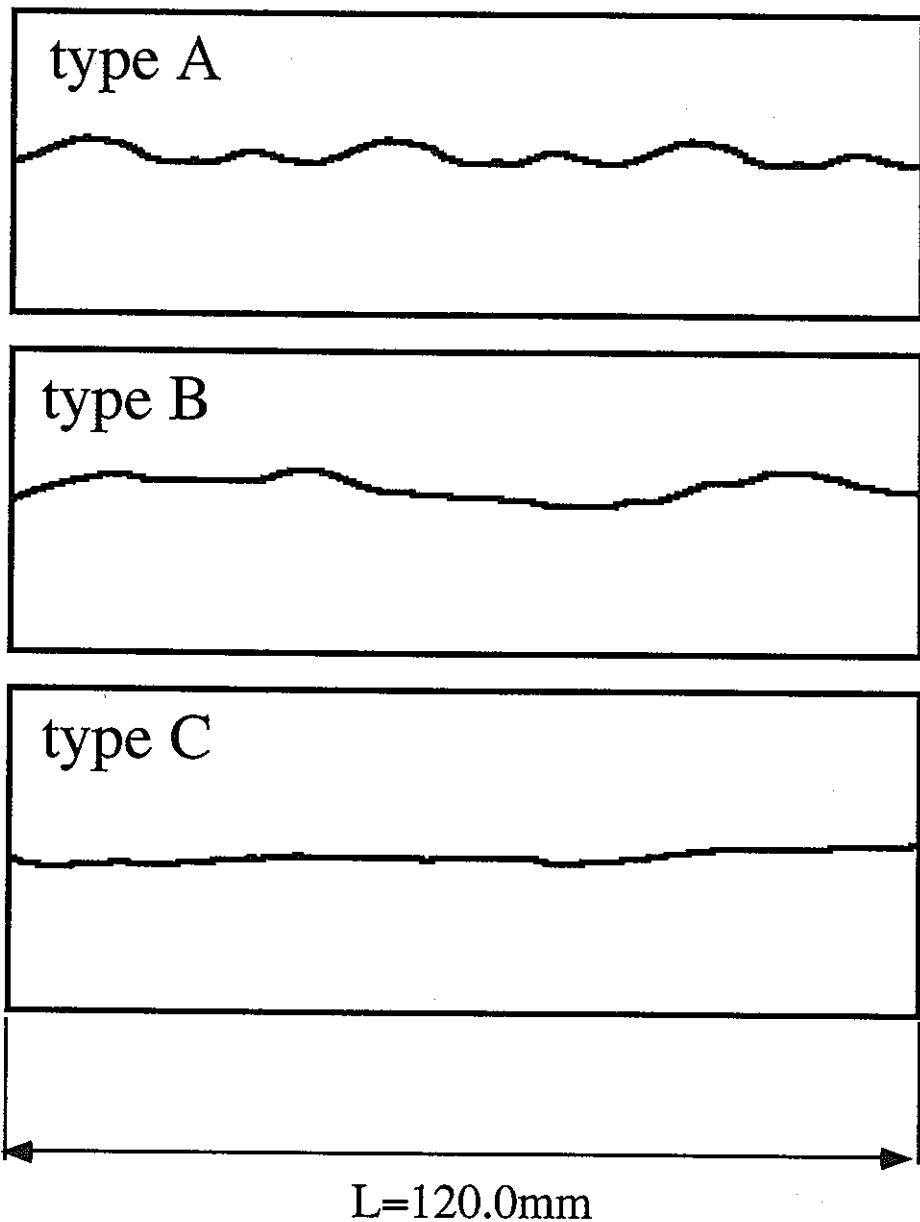


図3-69 供試体の形状

type A

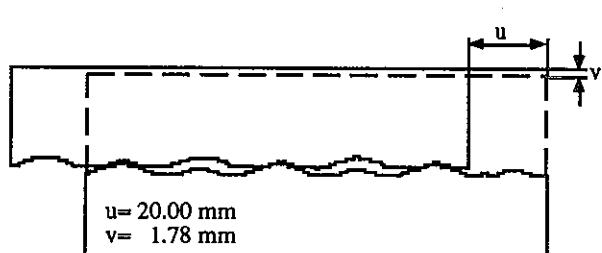
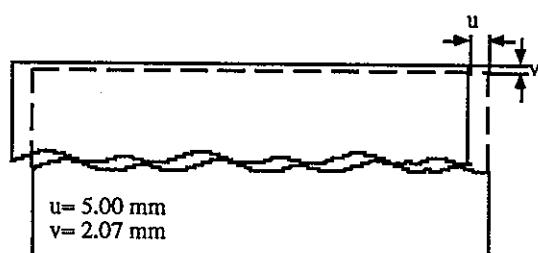
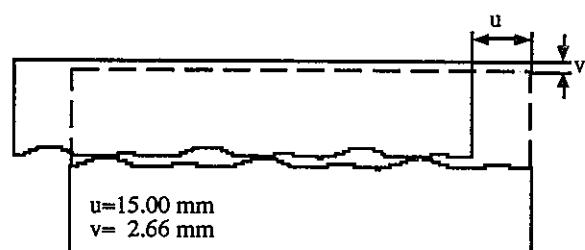
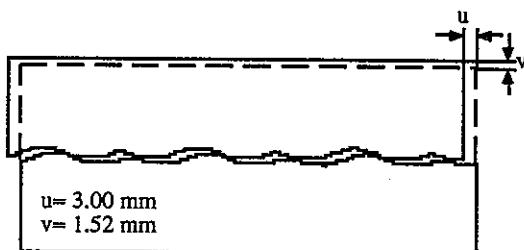
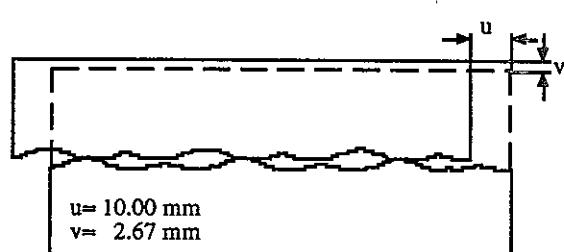
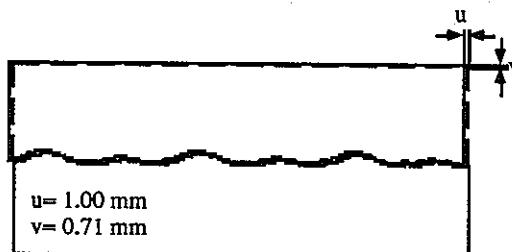
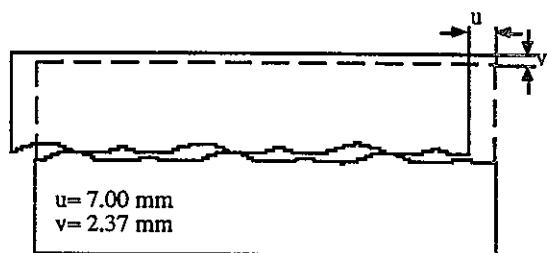
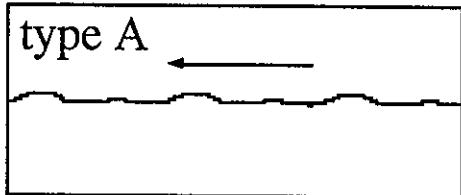
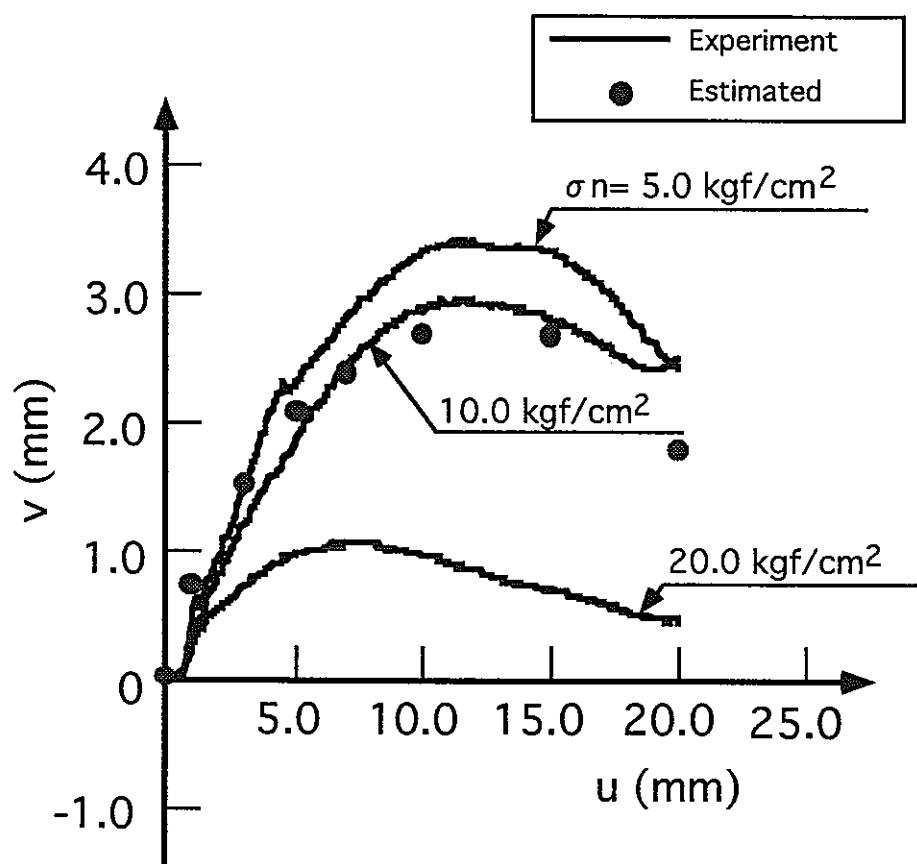
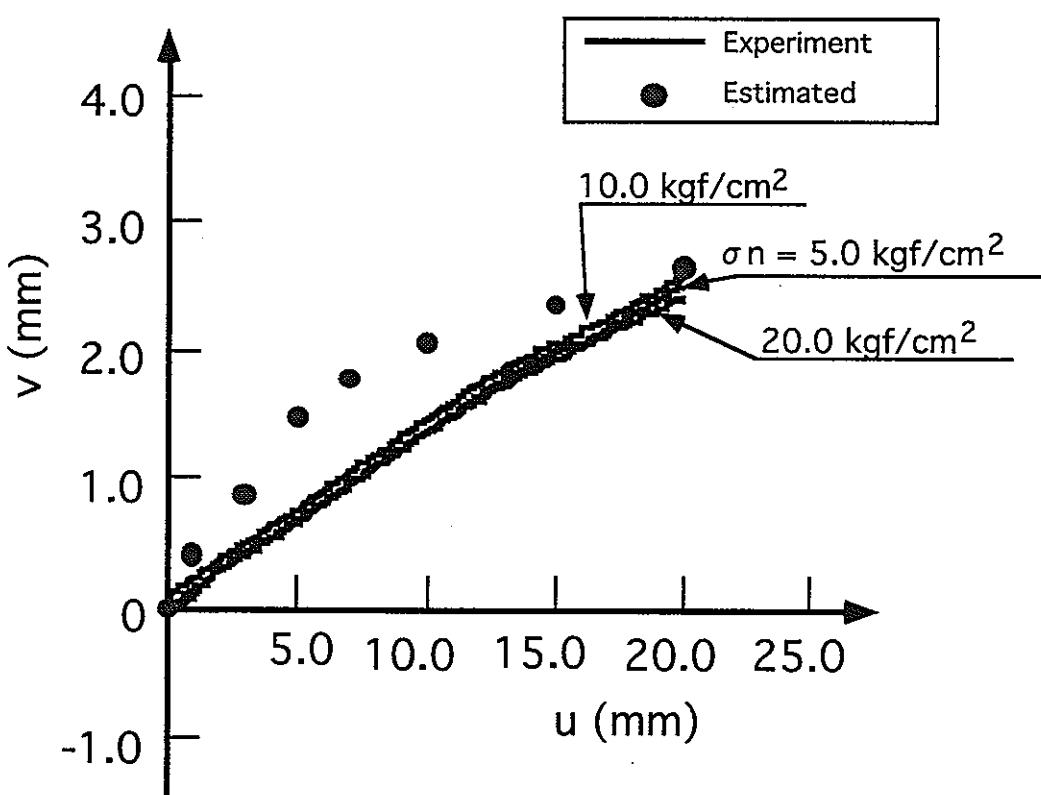


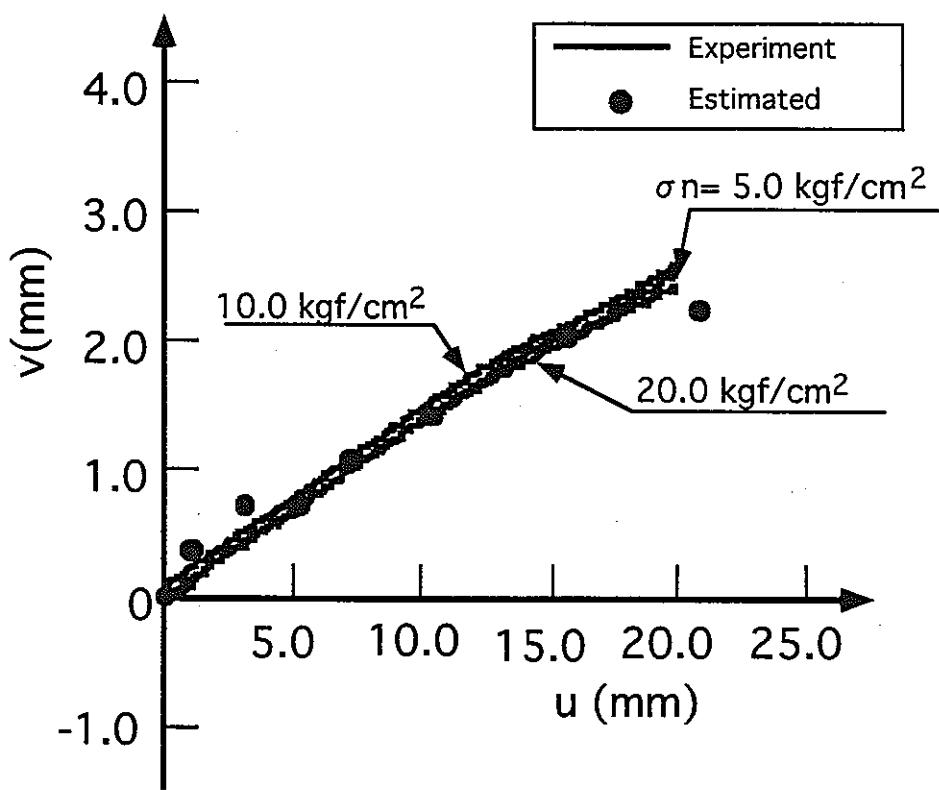
図3-70 供試体のせん断例



(a) typeA



(b) typeB



(C) typeC

図3-71 算定されたせん断変位 u と垂直変位 v の関係の実験値との比較

(3) TC5への適用例

次に本算定手法をTC5について適用した。本算定手法は、不連続面の表面形状について適用するものであるが、NRCより提出されたデータが亀裂幅のみであったため、今回は亀裂幅のデータを用いて検討を行なった。すなわち、亀裂表面のラフネスは亀裂幅の半分と仮定した。供試体の亀裂幅の分布は、図3-72に示すものである。また、その頻度分布を図3-73に示す。

本算定手法は、表面形状が2次元的な場合のみ算定が可能である。しかし、実際の形状の分布は3次元的である。そこで、3次元的なラフネスを2次元的なラフネスに還元するのに以下に示す2ケースを考えた。ケース1はせん断方向と平行な各ラフネスについて次式に示す指標 Z_2 が最大となるラフネスについて算定した場合である。これは凸凹の差が最も大きくなる場合である。

$$Z_2 = \left(\frac{1}{L} \int_0^L \left(\frac{dv}{du} \right)^2 du \right)^{1/2} \quad (3-19)$$

ケース2はせん断方向と垂直な方向の各値の平均、すなわちラフネスの平均を用いて算定を行なった場合である。図3-74にそれぞれについて算定した結果を示す。

次に、このせん断変位 u と垂直変位 v の関係からせん断変位とせん断応力 τ の関係を次式より求めること。

$$\tau = \sigma_n \cdot \tan \phi_b + \sigma_n \cdot \frac{dv}{du} \quad (3-20)$$

ここで、垂直応力 σ_n は2MPa、残留摩擦角 ϕ_b は33°と仮定した。

式(3-44)により、算定したせん断変位 u とせん断応力 τ の関係を図3-77に示す。またNRCにより行われた実験結果を図3-76、77に示す。図3-76はせん断変位と垂直変位の関係、図3-77はせん断変位とせん断応力の関係である。図3-74と図3-76、図3-75と図3-77を比べると、ケース1においては、実験結果をかなり再現できていると思われる。本検討より、幾何学的な観点で不連続面の力学特性と再現しても傾向的にはかなり再現できるものと推察される。今後は亀裂面の水理特性についての検討も必要になってくるものと思われる。

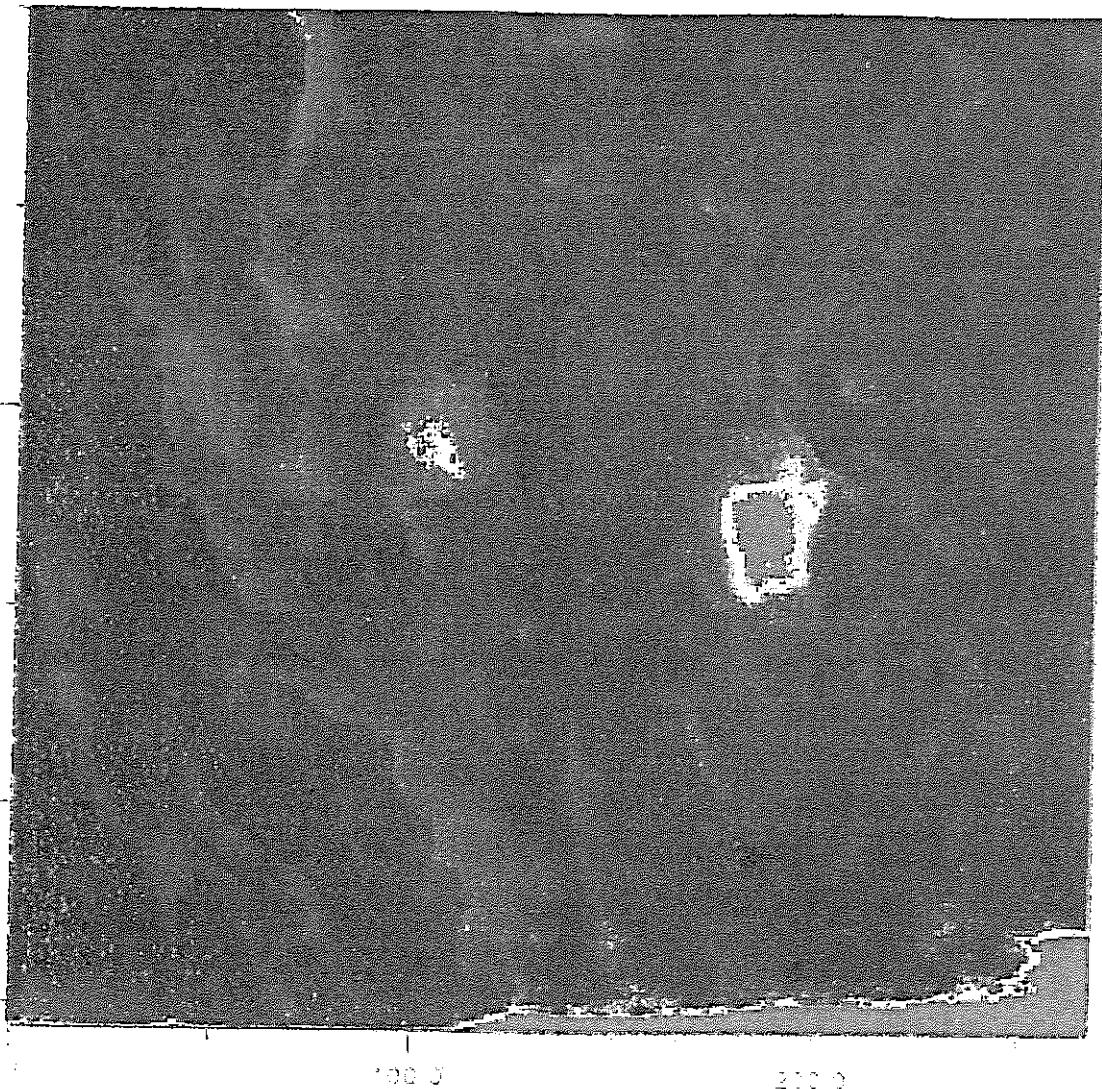


図3-72 龜裂幅分布

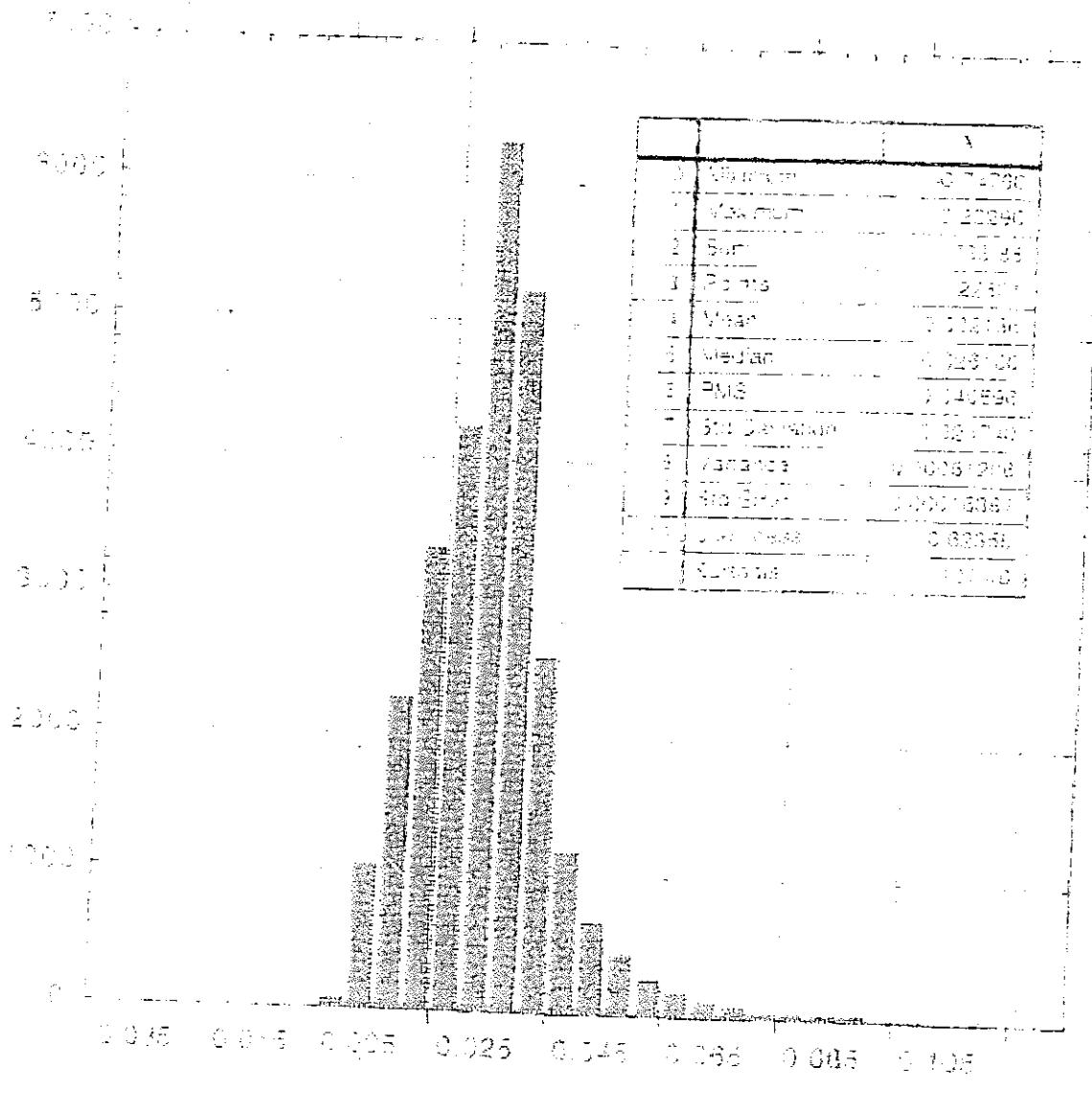


図3-73 亀裂幅の頻度分布

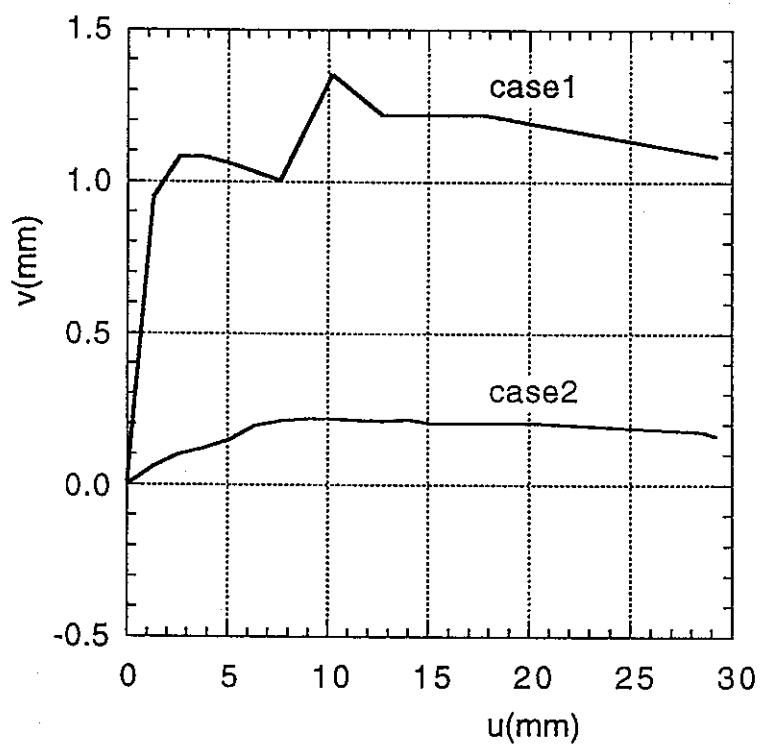


図3-74 せん断変位 u と垂直変位 v の関係（算定結果）

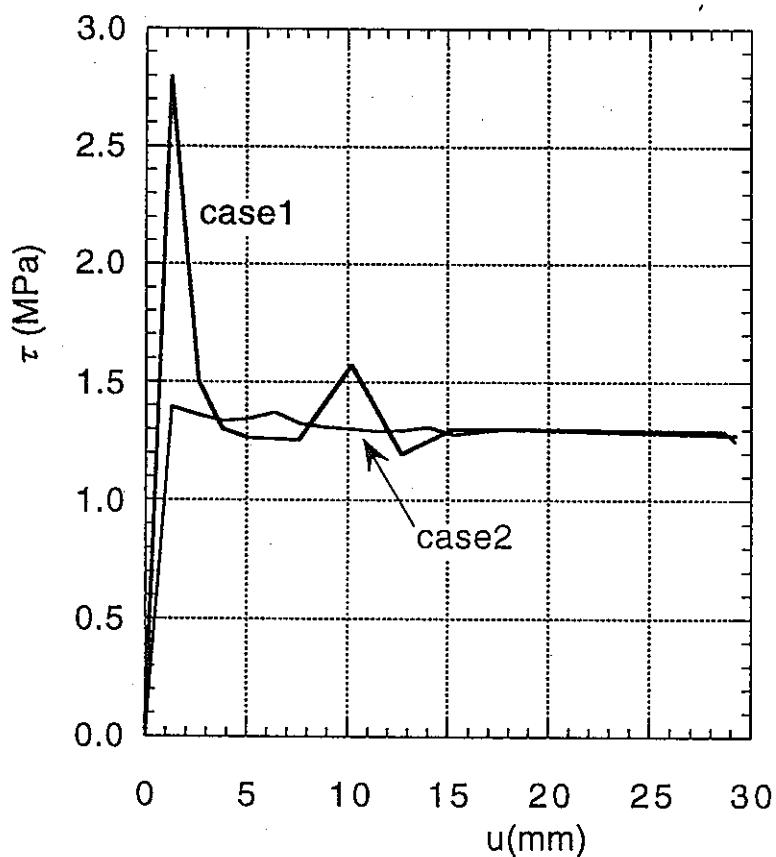


図3-75 せん断変位 u とせん断応力 τ の関係（算定結果）

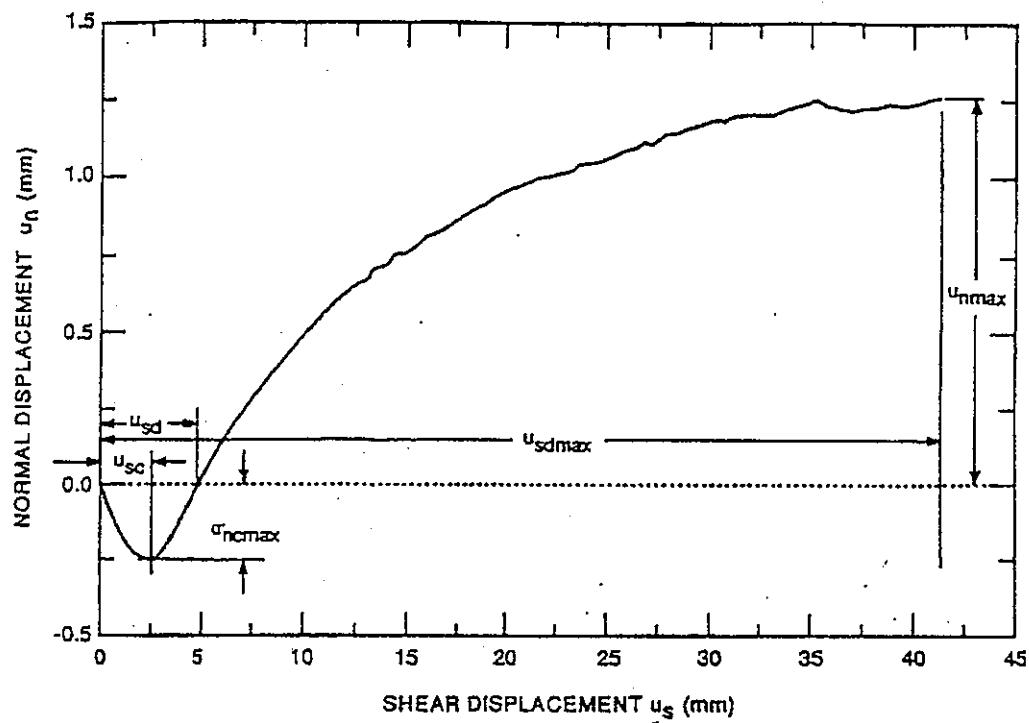


図3-76 せん断変位 u と垂直変位 v の関係（実験結果）

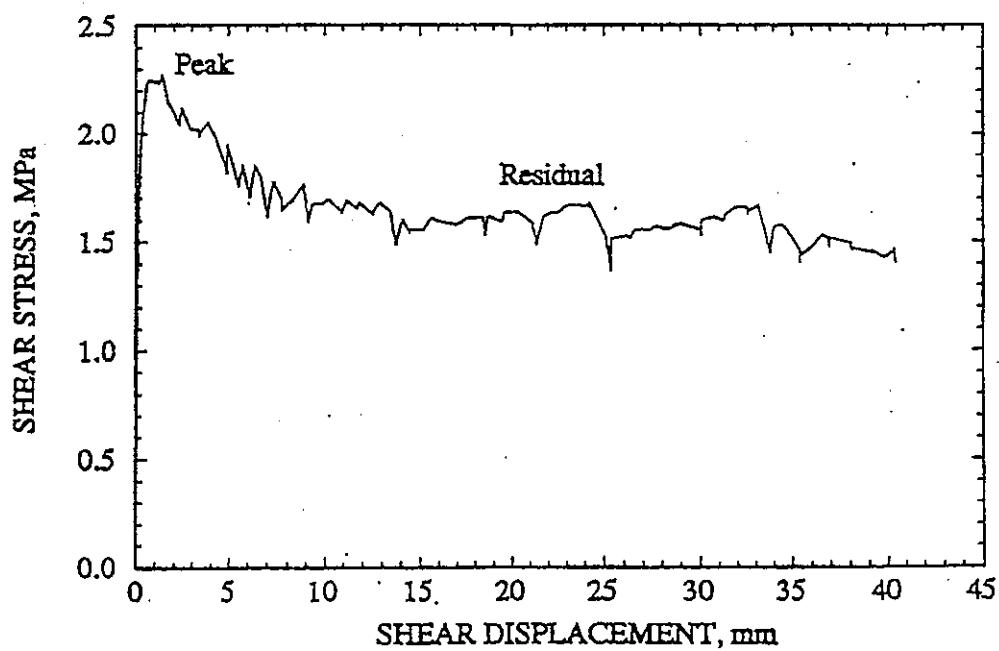


図3-77 せん断変位 u とせん断応力 τ の関係（実験結果）

3.2 COUPLE

3.2.1 概要

COUPLEは処分ピット周辺の岩盤の連成挙動を検討するための試験であり、その解析は緩衝材と周辺岩盤を含んだものになる。解析の対象となるのはピット周辺部の掘削による緩みとその緩み領域の緩衝材の膨潤、廃棄体からの発熱による変化である。従って、挙動は掘削による除荷、膨潤・熱応力による載荷と言った課程を辿る。その場合の解析としては、弾塑性的な扱いでは不十分であり、弾塑性的扱いが必要である。温度変化場における弾塑性挙動は基礎的なデータが少ないので取り扱いは今までと同じDuhamel- Neuman形式で与えるしかできない。そこで、温度変化の影響は無視して、通常の土質材料で行われる弾塑性的な扱いをする。試験で用いる材料は日華石であり、軟岩に分類される岩である。現状では三軸試験が十分に行われていないので、どのような挙動を示す岩か不明な点があるが、準備としては土質材料と同じ挙動を示すことを予想してキャップモデルを用いた。

3.2.2 日華石

日華石は一軸圧縮強度 120kg/cm^2 、静的弾性係数 $3 \times 10^4\text{kg/cm}^2$ 、ポアソン比0.3程度の凝灰岩である。軟岩の一般的な特長としては次のような事項が言われている。

- 1) 低拘束圧での正のダイレイタンシー
- 2) 圧密降伏応力付近での負のダイレイタンシー
- 3) セメントーションによる粒子構造の劣化現象
- 4) 軟化現象

これらの内、試験においてどの程度の拘束圧をかけ、どの程度のせん断力をかけるかで考慮すべき現象が選択できる。今回の試験に関してどのような応力レベルやひずみレベルに対するモデル化が必要かをまず試験の仕様と照らし合わせて考える必要があろう。そして、最も注目しなければならないピット周辺の挙動を考え、その上で、用いるモデルを選択することが肝要であると思われる。しかしながら、現状ではそのような基礎的な検討もなされていない段階であるので、通常、軟岩に対しても良く用いられるカムクレイタイプのモデルの適用を検討した。

3.2.3 COUPLEの解析

(1) 解析条件と物性値

今回の解析はCOUPLEの機能試験の試験結果との比較、今後実施する掘削後の載荷試験結果の予測に主点をおく。解析には2次元THAMESに上述のカムクレイモデルを導入したものを用いた。

今回解析に用いた物性値は動燃事業団殿から頂いた日華石の各種試験結果から算出したものを用いた。カムクレイモデルに必要な物性値は λ 、 κ 、M、 $\Gamma-1$ である。

圧密終了時の排水量と拘束圧Pの傾きを用いて λ 、 κ を求めた。その際、日華石の軸差応力～ひずみ関係で封圧10～20MPaの間で軟化特性から硬化特性に変わることから、この間に圧密降伏応力があるものと推定し、 λ と κ の推定に当たっては拘束圧10MPa以下のデータで κ をそれ以上のデータで λ を求めた。結果を図3-78に示す。また、 k の値の妥当性を検証するために次の方法でも、 κ を求めた。一軸圧縮試験及び三軸圧縮試験の軸変位制御、周変位制御試験結果から求められた10MPa以下の異なる拘束圧下でのヤング率とポアソン比を用いて、 $P=(\sigma_1+2\sigma_3)$ 、 $K=E/3/(1-2\nu)$ 、 $K=(1+\epsilon)P/\kappa$ の関係から κ を求めた。ここで、間隙比 e は初期の状態から変化しないものと仮定した。以上の結果をまとめると表3-21の様になる。排水量から求めた λ と κ の値は通常の粘性土の値と比べてもさほど大きな差はないが、弾性定数から推定した κ はかなり大きな値となっている。これは三軸試験や一軸試験から求めたヤング率とポアソン比は供試体の状況を考慮せずに単に軸ひずみと軸応力から求めたために、そこには塑性変形の分も含まれているためと思われる。そこで今回は、圧密試験結果から得られた λ 、 κ の値を用いることにした。圧密降伏応力 p_c については降伏が開始する圧力の近傍で10MPaと仮定した。M、 $\Gamma-1$ については $M=6\sin\phi/(3-\sin\phi)$ 、 $\Gamma-1=e+\lambda \ln p_c$ に $f=33^\circ$ 、 $e=0.67$ 、 $\lambda=1.37$ 、 $p_c=1.02 \times 10^8 \text{ g/cm}^2$ を代入してそれぞれ求めた。これらの結果と解析に用いた物性値を表3-22に示す。

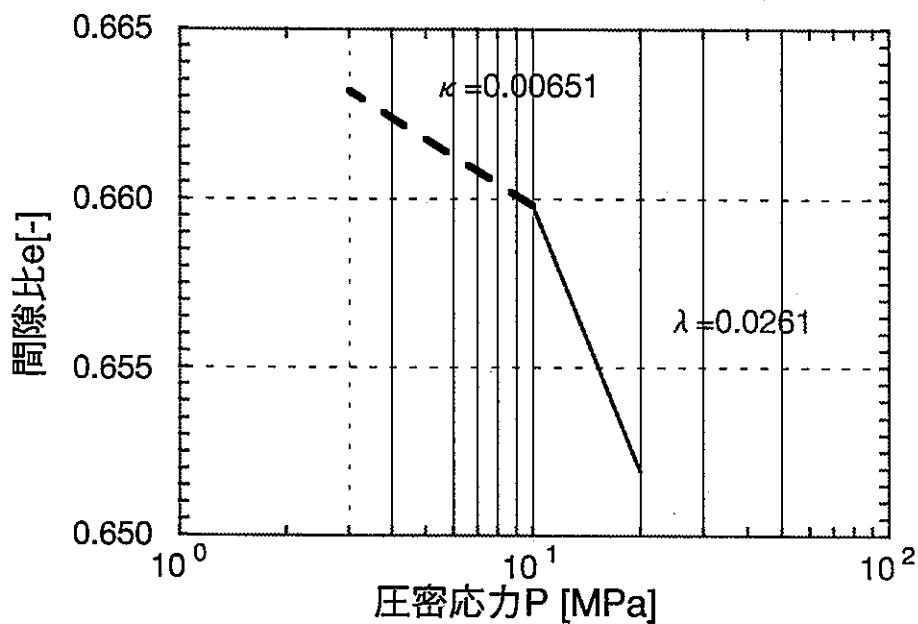


図3-78 圧密圧力と排水量の関係

表3-21 試験結果から算出した λ 、 κ

算出の元にした試験方法	λ	κ
圧密試験	0.0261	0.00651
軸変位制御圧縮試験	-	0.73
周変位制御圧縮試験	-	1.2

表3-22 解析に用いた物性値

項 目	値
ポアソン比 ν	0.2
ヤング率 E	$2.31E+07 \text{ g/cm}^2$
空隙率 e	0.67
内部摩擦角 ϕ	33°
M	1.33
$\Gamma-1$	16.47
λ	1.37
κ	0.33
p_c	$1.02E+08 \text{ g/cm}^2$

(2) 解析結果

解析は2次元平面ひずみモデルで試験体の水平断面の4分の1モデルを用いた。まず、掘削前に行った載荷試験で測定された変位、応力測定からパラメータのキャリブレーションを行なった。掘削前のメッシュ図を図3-79に示す。境界条件は図に示す通りで、温度固定境界では固定温度を20°Cに、水位固定境界では水位を75cmとした。また、載荷荷重は2MPaの等方荷重を設定した。

掘削前の解析結果を図3-80に示す。同図はヤング率を表3-22に示した値を用いたもの、5倍にしたもの、10倍にしたものとの結果と実測の岩盤の変位量と比較したものである。ヤング率を5~10倍に変化させると実測結果と解析結果が良く合うことがわかる。

また、図3-81に実測値と始めに設定したヤング率で求めた計算値の応力分布を示した。実測値の応力はCOUPLEの試験岩体中に $\phi 36\text{mm}$ の孔を穿孔し、その孔径変化量を応力に換算したものである。同図によると、実測値は計算値よりもかなり小さくなっている。応力のその換算式は等方に応力が作用している無限領域内に穴がある場合の理論解であり、孔経の変化を妨げる力は考慮されていない。一方、計算では計測孔は考慮せずに岩体のひずみから算出している。従って、対象としている現象が全く異なっており、簡単に比較することは難しい。

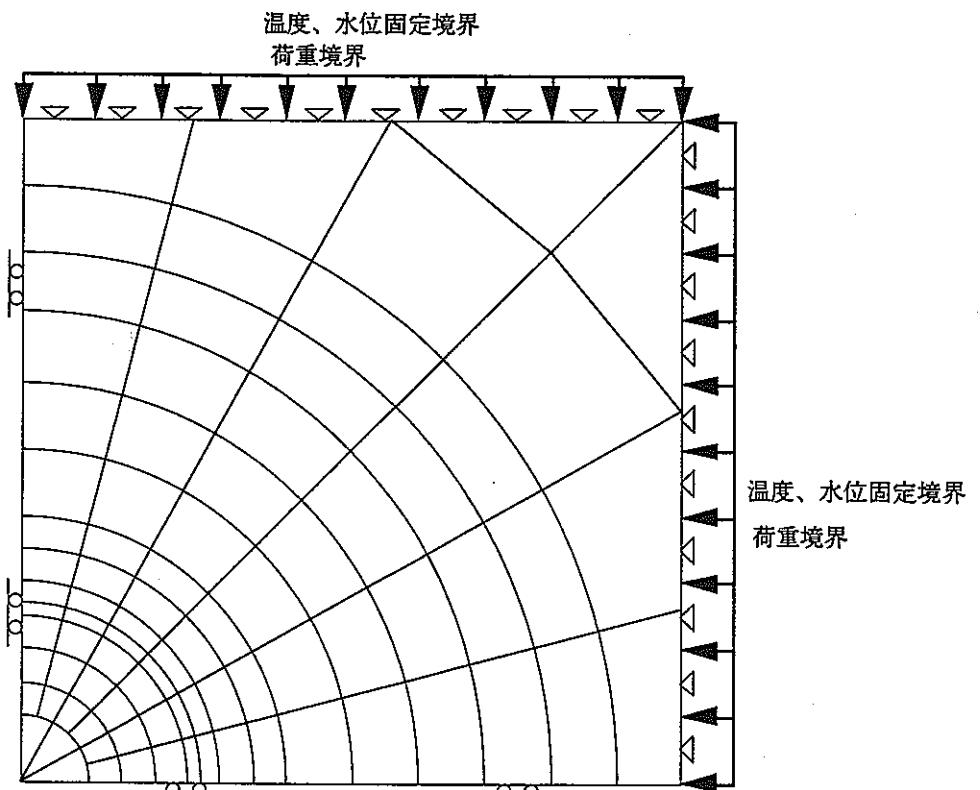


図3-79 掘削前のメッシュ図と境界条件

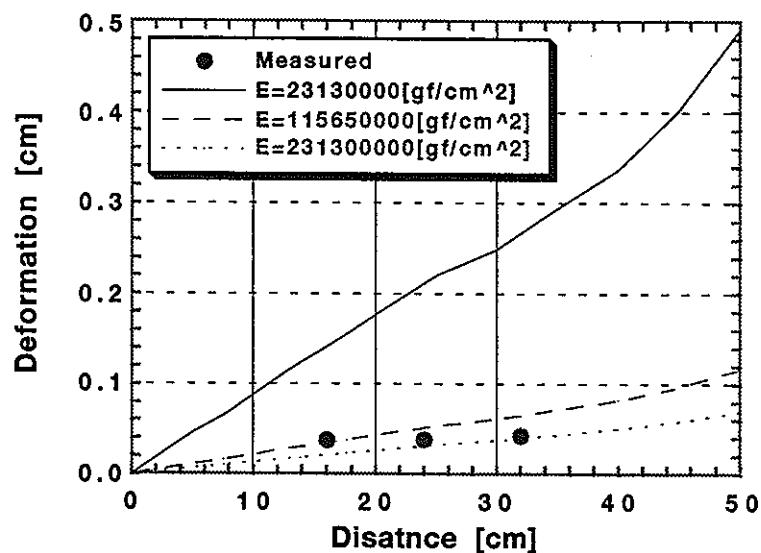


図3-80 変位の比較図

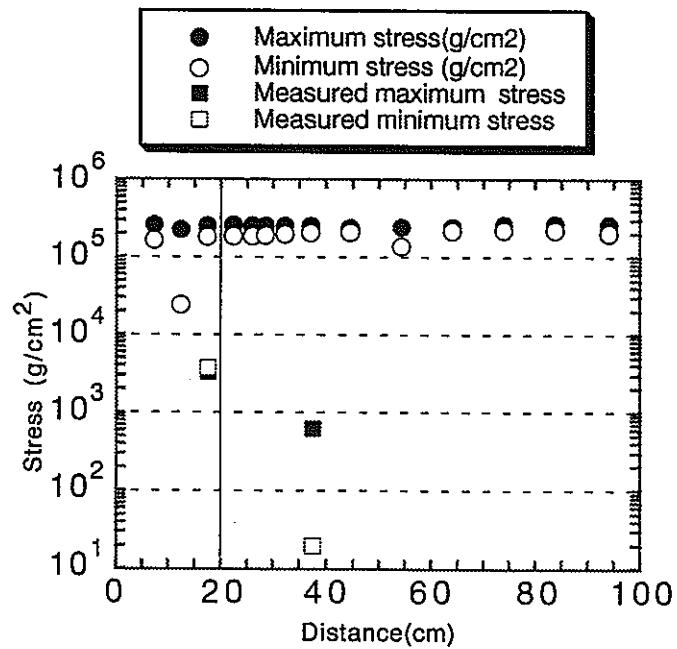


図3-81 応力分布の比較図

図3-82～84に掘削後の解析結果について示す。それぞれの図中の2は塑性となったことを示す指標である。図3-82は載荷荷重が 70kgf/cm^2 と 20kgf/cm^2 の場合である。図から分かるとおり、模擬処分孔周辺と 70kgf/cm^2 を載荷した軸方向に塑性域が発生している。図3-83は載荷荷重が 70kgf/cm^2 と 70kgf/cm^2 の場合である。この結果では、模擬処分孔周辺部のみに塑性域が発生している。図3-84は載荷荷重が 150kgf/cm^2 と 20kgf/cm^2 の場合である。この結果では、ほぼ全体に塑性域が発生している。

以上から、2方向で異なる大きさの荷重をかけると、載荷荷重の大きい軸方向に塑性域が発生し、2方向で同じ大きさの荷重をかけると、模擬処分孔周辺の中心線を中心に軸対象に、かつ模擬処分孔周辺のみ塑性域が発生することが分かった。また、COUPLEの試験計画で載荷荷重は最大 60kgf/cm^2 であることから、それより 10kgf/cm^2 大きい荷重をかけるだけで模擬処分孔周辺に塑性域が発生することが分かった。試験では塑性域の評価を簡便なものにするために塑性域が処分孔の中心線に関して軸対象に発生することが望ましい。さらに、2方向で異なる大きさの荷重をかけた場合と、同じ大きさの荷重をかけた場合を比べて最大荷重が同じ場合、前者の方が発生する塑性域は広い。したがって図3-84の結果とあわせて考えると、COUPLEの最大載荷能力でも試験岩体が破壊しないことが分かった。

しかし、これらの解析結果は十分な基本物性に基づいたものではなく、塑性域の発生領域の分布や破壊の発生の有無などはあくまで定性的な推察に過ぎない。今後、カムクレイモデルを用いて塑性域の発生や破壊の発生を推察するには対象試験岩体の圧密特性を十分に把握する必要性がある。

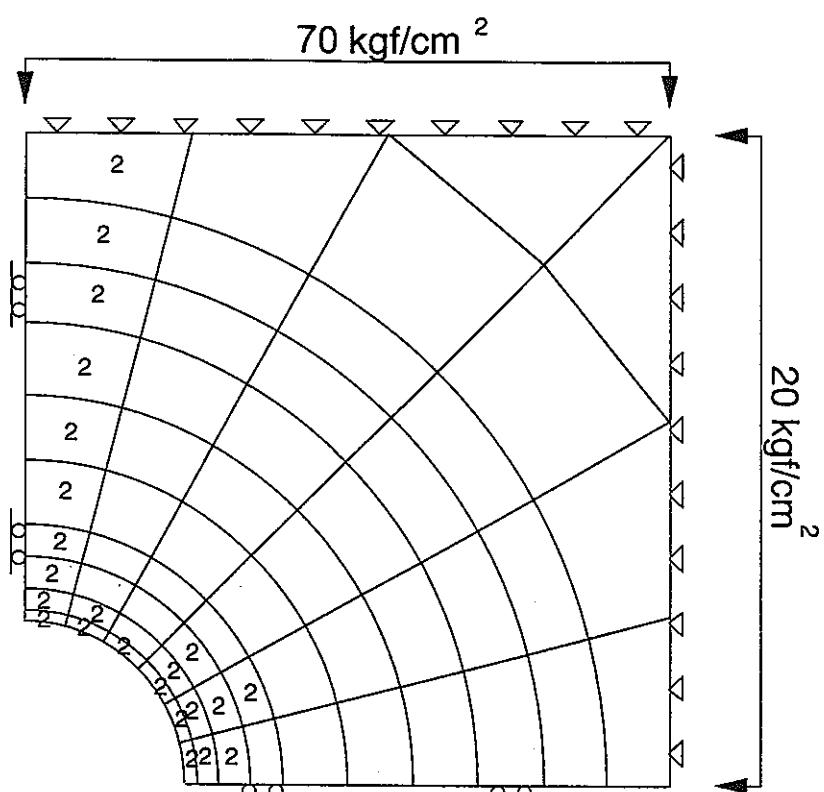


図3-82 載荷荷重が $70\text{kgf}/\text{cm}^2$ と $20\text{kgf}/\text{cm}^2$ の場合

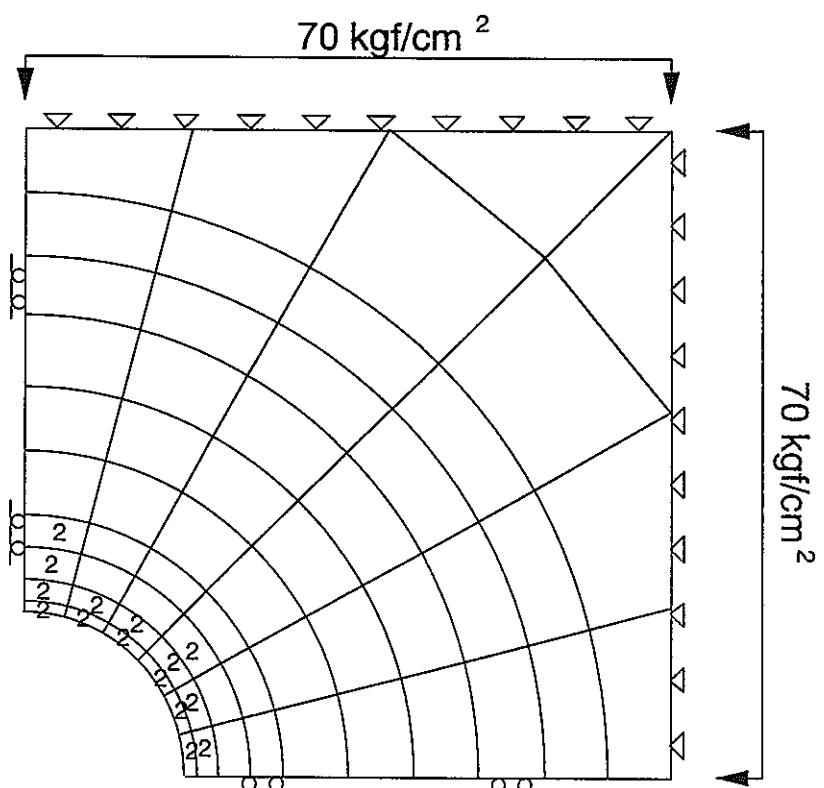


図3-83 載荷荷重が $70\text{kgf}/\text{cm}^2$ と $70\text{kgf}/\text{cm}^2$ の場合

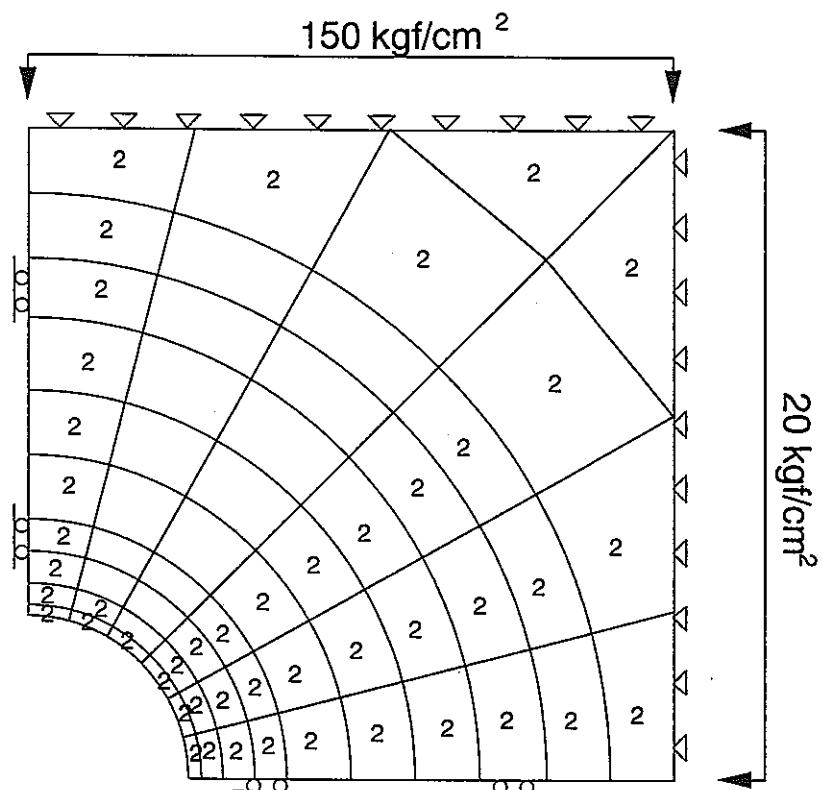


図3-84 載荷荷重が $150\text{kgf}/\text{cm}^2$ と $20\text{kgf}/\text{cm}^2$ の場合

4. 試験設計

4.1 試験目的

釜石原位置試験場で実施する人工バリア試験のうち、ペントナイト緩衝材の熱一水一応力連成現象に関する試験が検討されている。

この試験では、原位置での緩衝材の施工性および品質を確認することも一つの目的となっている。したがって、室内試験および締固め試験などにより材料の適性および施工性や品質などを予め確認することが重要である。

図4-1に試験全体のフローを示す。本報告は確認試験のうち、室内試験結果に関するものである。

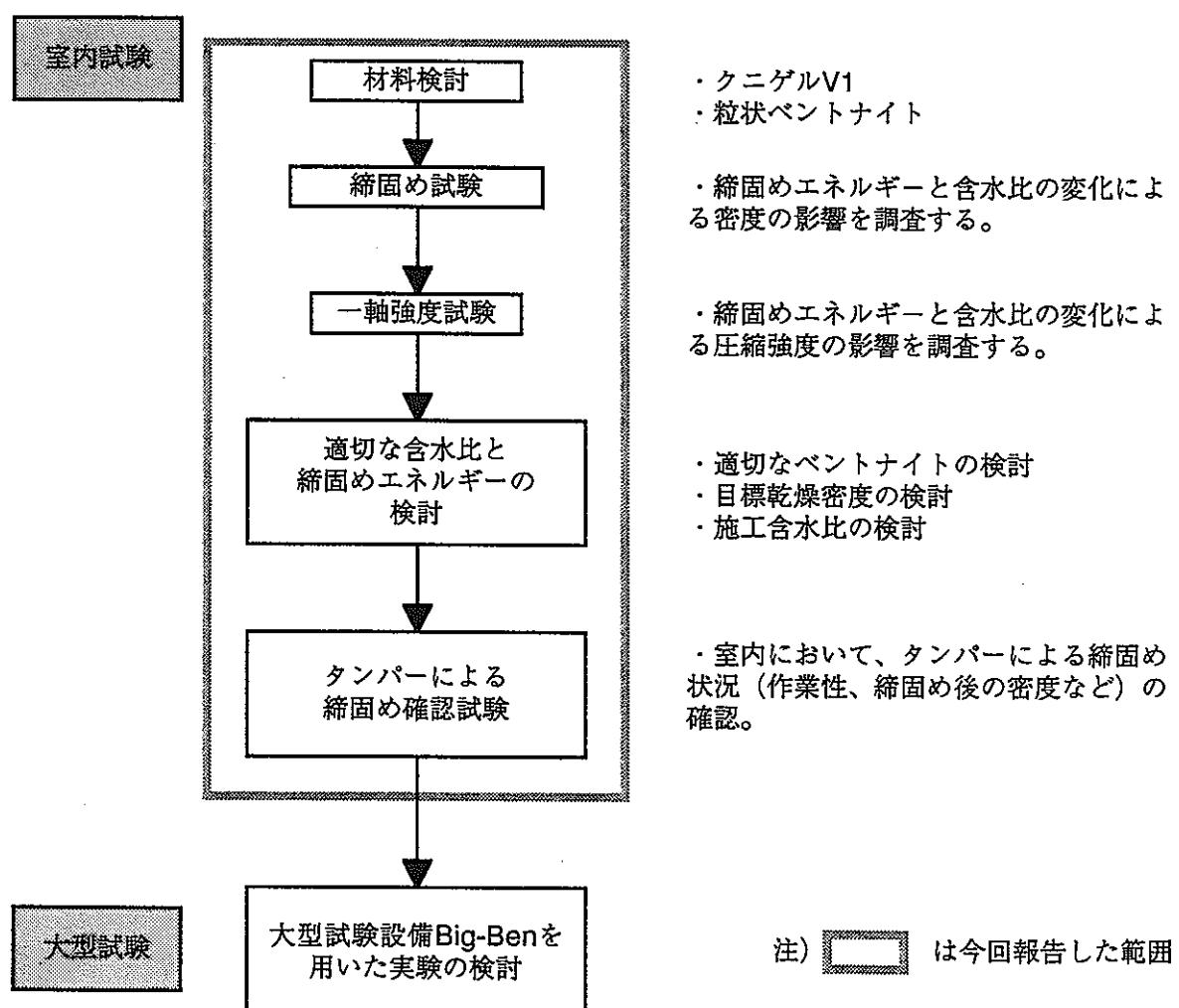


図4-1 試験フロー

4.2 試験方法

4.2.1 室内締固め試験および一軸圧縮試験

地盤工学会規定のCR試験の方法（JSF T 721）に準拠し、突き固めエネルギーを標準エネルギーEcの0.8～20倍に変化させて行った。突き固め後の供試体の重量と含水比を測定することにより、湿潤密度および乾燥密度を算定するものである。試料はクニゲルV1および粒状ペントナイトの二種類とした。

さらに、突き固め後の供試体を用いて一軸圧縮試験を実施した。

なお、標準エネルギーはEc=5.63kgf·cm/cm³である。

4.2.2 タンパーによる締固め確認試験

室内締固め試験結果から、目標乾燥密度を検討・設定し、実施工において達成可能かどうかを確認する目的で、室内レベルでタンパーによる締固めを実施した。

試験方法は幅50cm×長さ70cm×高さ45cmの木製箱に所定含水比に調整した試料を一層当たり厚さ14cm程度投入し、敷き均しした後、50kg級電動タンパーを用いて、転圧した。

沈下がほとんどなくなるまでの転圧時間と転圧後の密度を測定した。

試験ケース、確認項目、試験条件と転圧試験を以下に示す。

(1) 試験ケース

今回実施した試験ケースを表4-1に示す。材料と目標含水比をパラメータとした。

表4-1 試験ケース

ケース	材料	目標含水比
1	クニゲル V1	10%
2	クニゲル V1	15%
3	粒状ペントナイト	10%
4	粒状ペントナイト	12%
5	粒状ペントナイト	15%

(2) 確認項目

今回実施した試験の主要確認項目は以下のとおりである。

- ・ミキサーによる搅拌・混合後の試料の均質性（含水比のばらつき）
- ・施工性
- ・転圧時間
- ・転圧後密度
- ・密度測定方法の検討

(3) 試料調整

試料は容量 $0.06m^3$ の2軸強制ミキサーに、ペントナイト30kgを投入し、ミキサーを回転しながら所定量の水を噴水器により入れ、5分間搅拌・混合し作成した。

作成された試料をビニール袋に投入し密閉状態で保管した。

(4) 転圧試験

仕上がりの厚さが10cm程度になるように、試料を木製箱に厚さ14～20cm程度撒き出した後、敷き均した。

人力により予備締固め後、タンパーによる転圧を実施する。一層目において転圧時間2、4、6、8....分毎に沈下量を測定し、沈下量がほとんどなくなるまでの必要時間とその時の密度を測定した。

二層目以降は一層目で確認した必要時間（沈下量がほとんどなくなるまでの必要時間）で締め固めた。

一ケース当たり三層を施工した。

施工後の密度を出来型測量、コアリング採取などの方法で測定し、各方法の適否を確認した。

なお、試料作成に二軸強制ミキサー（公称容量 $0.06m^3$ ）を使用したが試料混合終了後、ミキサーからを取り出し、ランダムに10サンプルを採取し、含水比を測定し、その均一性からミキサーの適性を評価した。

4.3 試験結果

4.3.1 室内締固め試験

(1) 最大乾燥密度と最適含水比

図4-2に締固め曲線を示す。

クニゲルV1の試料において、締固めエネルギーが大きいほど最大乾燥密度が大きく、最適含水比が小さくなる傾向を示す。

粒状ペントナイトの場合、同様な締固めエネルギーにおいて、クニゲルV1に比較して乾燥密度が大きく、締固め効果が大きいことを示す。

また、クニゲルV1と粒状ペントナイトの混合材（混合重量比1:1）における締固め曲線は粒状ペントナイト単体とクニゲルV1の中間にある。

全締固め曲線の最大密度における飽和度Srは80%以上となっている。

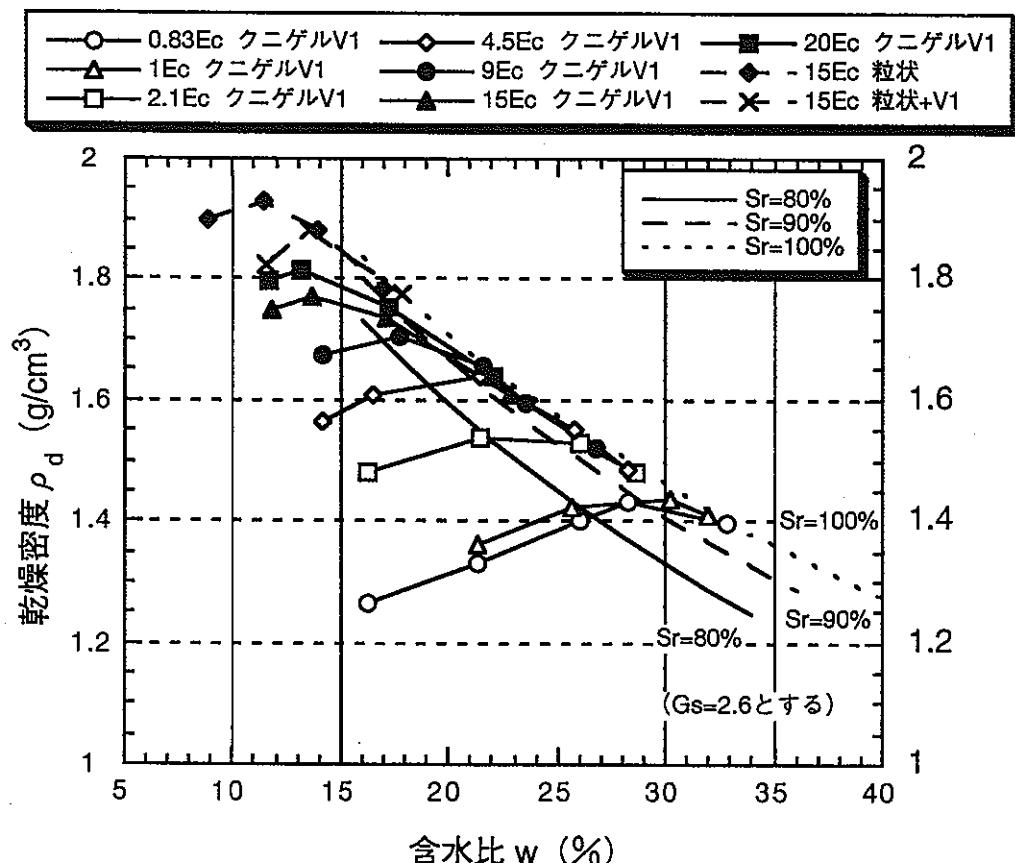


図4-2 締固め曲線

図4-3に締固めエネルギーEと最大乾燥密度 $\rho_{d\max}$ および最適含水比の関係を示す。

$E=E_c$ の場合における $\rho_{d\max}$ は 1.45g/cm^3 未満（最適含水比 $w_{opt}=28.3\%$ ）である。それに対して、

$E=9E_c$ では、 $\rho_{d\max}=1.70\text{ g/cm}^3$ ($w_{opt}=17.8\%$)

$E=15E_c$ では、 $\rho_{d\max}=1.77\text{ g/cm}^3$ ($w_{opt}=13.6\%$)

$E=20E_c$ では、 $\rho_{d\max}=1.8\text{ g/cm}^3$ ($w_{opt}=13.2\%$)

になっている。

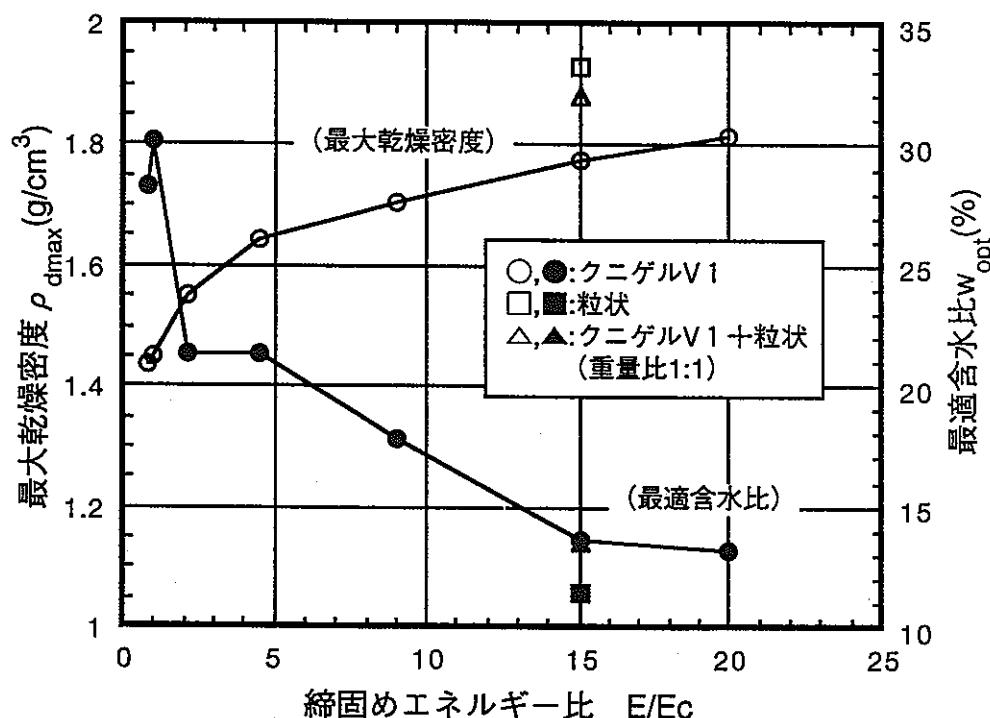


図4-3 締固めエネルギーEと最大乾燥密度 $\rho_{d\max}$ 、最適含水比の関係

(2) 一軸圧縮強度

図4-4、4-5にそれぞれ乾燥密度と一軸圧縮強度、含水比と一軸圧縮強度の関係を示す。

乾燥密度 ρ_d が 1.5g/cm^3 以下では圧縮強度 $q_u=2.5\sim 3.0\text{kgf/cm}^2$ と小さく、また乾燥密度による変化はほとんど見られない。しかし、 $\rho_d \geq 1.5\text{g/cm}^3$ になると ρ_d が大きくなるにつれて、圧縮強度 q_u は急に大きくなり、 $\rho_d=1.7\text{g/cm}^3$ において $q_u=10\text{kgf/cm}^2$ 以上、 $\rho_d=1.8\text{ g/cm}^3$ における q_u は 20kgf/cm^2 以上と大きくなっている。

含水比と圧縮強度との関係は、締固めエネルギー $E=(0.8\sim 2.1)\text{ E}_c$ の小さい場合を除いて、同様

な締固めエネルギーにおいて、含水比wが小さいほど圧縮強度は大きくなっている傾向を示す。

以上の結果から、次のことが判明した。

- ① 乾燥密度を増大させるために、締固めエネルギーを大きく、含水比を小さくすることが重要である。例えば、 $\rho_d \geq 1.7 \text{ g/cm}^3$ 以上を確保させるためには、含水比は15%程度、締固めエネルギーEが15Ec以上が必要である。
- ② 同様な締固めエネルギー (E=15Ec)において、クニゲルV1より粒状ペントナイト、または両者の混合材の密度の方が大きく、 $\rho_d \geq 1.8 \text{ g/cm}^3$ 以上を示す。
- ③ 圧縮強度 q_u は、乾燥密度が大きいほど、含水比が小さいほど増加し、 $\rho_d \geq 1.7 \text{ g/cm}^3$ 以上、w=15%程度では $q_u > 10 \text{ kgf/cm}^2$ となる。
- ④ 以上の結果により、現場転圧において、材料含水比w=15%程度、転圧は15Ec以上に相当するエネルギーで行うことが適切であると考えられる。

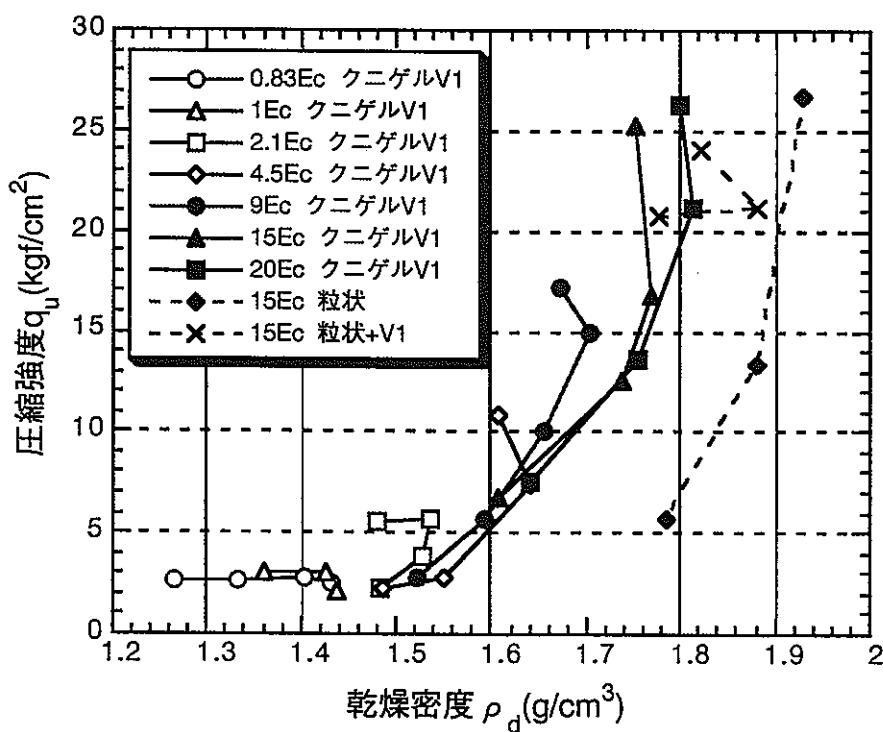


図4-4 乾燥密度と一軸圧縮強度の関係

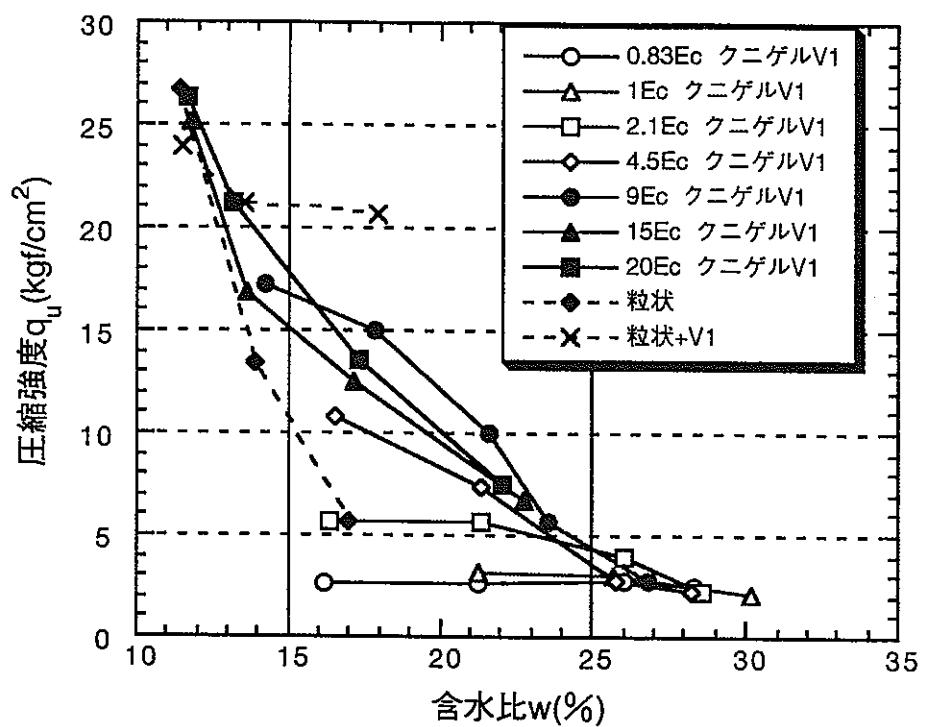


図4-5 含水比と一軸圧縮強度の関係

4.3.2 タンパーによる締固め確認試験

表4-2に試験結果を示す。

なお、参考までに、含水比、乾燥密度と比重から算定した飽和度を表4-3に示す。

表4-2 試験結果

材 料		クニゲルV1		粒状ベントナイト			備考
目 標 含 水 比 (%)		10%	15%	10%	12%	15%	
適性比較評価		×	△	×	△	○	
測定含水比(平均値) (%)		8.1	12.6	9.3	11.9	13.9	
標準偏差 σ_{n-1} (%)							
1パッチ内(30kg)の σ_{n-1}	0.13	0.23	0.16	—	0.20	n=10	
全試料(300kg)の σ_{n-1}	0.46	0.52	0.39	—	0.46	n=10	
施工性		・転圧しても粉体のままの状態で固まらない。 ・施工中の粉塵発生が多い。	・ある程度締固め効果が見られるが各層表面にひび割れが多少みられた。 ・粉塵は多少あります。	・粉体のままの状態で固まらない。 ・粉塵は多い。	・締固め効果は見られるが各層表面にひび割れが多少見られた。 ・粉塵は多少あります。	・締固め効果が大きく、施工性もよいと観察される。仕上り面は滑らか。 ・粉塵発生は比較的少ない。	
乾 燥 密 度	コアカッタ-法 (ϕ 7.5, h5cm)	ρ_t (g/cm ³) w(%) ρ_d (g/cm ³) Sr(%)	実施できず	実施せず	実施できず	実施せず	2.091 13.9 1.836 87~80 コアの先端が変形する。
	機械コアリンク (ϕ 10cm)	ρ_t (g/cm ³) w(%) ρ_d (g/cm ³) Sr(%)	実施できず	実施せず	実施できず	実施せず	2.021 13.8 1.776 77~72 コア抜き困難。
	舗装道路 密度計	ρ_t (g/cm ³) w(%) ρ_d (g/cm ³) Sr(%)	実施できず	1.659 12.6 1.473 43~41	実施できず	実施せず	2.009 14.1 1.761 77~71 予めドリルで穴を開ける。
	投入量 による算定平均密 度	ρ_t (g/cm ³) w(%) ρ_d (g/cm ³) Sr(%)	—	1.662 12.6 1.476 43~41	—	1.855 11.9 1.658 54~51	2.102 13.8 1.847 88~81

注 1) 比較評価；×：転圧できない、△：良くない、○：良い。

2) 飽和度Srの算定にベントナイト比重を2.6~2.7とした。

表4-3 含水比、乾燥密度から算定した飽和度(%)

含水比		10%			12%			15%		
比重		2.6	2.65	2.7	2.6	2.65	2.7	2.6	2.65	2.7
乾燥密度	1.6g/cm ³	41.6	40.4	39.3	49.9	48.5	47.1	62.4	60.6	58.6
	1.7g/cm ³	49.1	47.4	45.9	58.9	56.9	55.1	73.7	71.1	68.9
	1.8g/cm ³	58.5	56.6	54.0	70.2	67.3	64.8	87.8	84.2	81.0

(1) 二軸強制モキサーの適用性について

ミキサーの混合性を評価する1バッチ内の含水比のばらつき(標準偏差 σ_{n-1})は、 $\sigma_{n-1}=0.13\sim0.23\%$ で、また、試料作成全工程(材料計量、加水、混合など)のばらつきを表わす全試料の標準偏差 $\sigma_{n-1}=0.39\sim0.52\%$ と比較小さい値を示す。

したがって、緩衝材の作成に二軸強制ミキサーの使用が可能であると考えられる。

(2) 施工性について

今回の試験結果から施工性について得られた知見は以下のとおりである。

- ・試料の含水比w=10%未満では、転圧効果が見られず緩衝材固化体が得られなかった。
- ・w=12%程度の場合、転圧効果が見られたが転圧による表面ひび割れが発生し、また凹凸が多く滑らかな仕上げ面ができない。施工中に粉塵が多く発生した。
- ・w=14% (粒状ペントナイトのみ)では、転圧による表面クラックの発生がほとんどなく、仕上がり面が滑らかである。また粉塵も比較的少なく、良い施工性を示す。

施工時間は図4-6の転圧時間と沈下量の関係に示すようにクニゲルV1と粒状ペントナイトとともに、最初5分間において急に沈下した後、わずかながら沈下し、15分間でほとんど沈下しなくなる。

なお、試験における転圧仕様は次の通りである。

- ・まきだし厚さ：クニゲルV1の場合20cm程度、粒状の場合14cm程度(仕上がり厚さ10cm程度)。
- ・転圧面積： $49.6 \times 70.2 \text{cm} = 3,482 \text{cm}^2 = 0.35 \text{m}^2$

したがって、必要な転圧時間は $t=15\text{分}/0.35\text{m}^2=42\text{分}/\text{m}^2$ である。

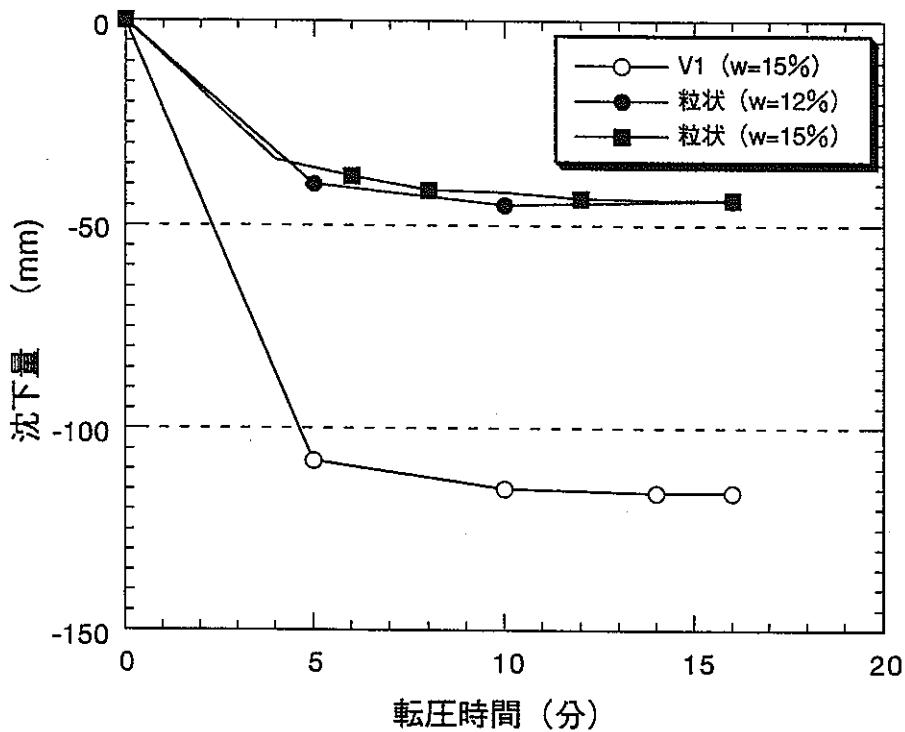


図4-6 転圧時間と沈下量の関係

(3) 転圧後品質について

クニゲルV1の場合、含水比 $w=13\%$ の試料の転圧後の乾燥密度 $\rho_d=1.47\text{g/cm}^3$ 程度、また供試体表面にひび割れが多く見られた。

これに対して、粒状ペントナイトでは、 $w=12\%$ の場合 $\rho_d=1.66\text{g/cm}^3$ 、 $w=14\%$ の場合 $\rho_d=1.76\sim1.85\text{g/cm}^3$ 程度（測定方法による変動）になる。また、クラックは $w=12\%$ の場合、多少発生したが $w=14\%$ ではほとんど見られない。

以上の結果により、

- ・施工含水比は、クニゲルV1が $w=13\%$ 以上、粒状が $w=14\%$ 以上が必要である。
- ・材料は、クニゲルV1より粒状ペントナイトの方が乾燥密度は大きく、また施工性がよいと考えられる。

したがって、今回の試験結果から、施工含水比 $w=14\%$ 程度の粒状ペントナイトが緩衝材として適切と考えられる。

(4) 密度測定方法について

転圧後供試体の密度測定にはコアカッター、機械コアリング法、舗装道路密度計法および出来型レベル測定法を用いた。以下、それぞれの手法より得られた知見についてまとめた。

① コアカッター法

供試体の密度および強度が比較的に大きいため、貫入は困難であった。また、貫入できても、サンプラー先端が変形したり、サンプルを掘り出すのに手間がかかり、周辺地盤がかなりの範囲で乱された。

② 機械コアリング法

コンクリートコア採取用コアリング機械（電動、直径10cm）を使用した。サンプラー貫入は可能であったが、サンプラー内に入ったコア（試料）が膨張したためサンプラーからの取り出しが困難であった。

③ 舗装道路密度計法

あらかじめ、ドリルを用いて直径2cm、深さ20cmの穴を開けた後、線源棒を挿入し、密度を測定した。この方法は前記の二方法に比較して測定が容易で、測定時間も早い。

また、データの信頼性も高いと考えられる。

しかし、この方法は地盤に穴を開けなければならないこと、および幅50cm以下の狭い所では測定できないことなどの欠点が上げられる。

参考文献

- 1) 大西有三他、有限要素法による応力-浸透-熱移動連成問題解析手法：土木学会論文集、Vol.370／III-5 (1986)
- 2) 中野政詩、土の物質移動学：東京大学出版会 (1991)
- 3) 藤野勉著、熱伝導と熱応力、コンピュータによる構造解析講座II-4-B：倍風館 (1970)
- 4) Oda, M, An Equivalent Continuum Model for Coupled Stress and Fluid Flow Analysis in Jointed Rock Masses: Water Resour. Res., Vol. 22, No. 13, pp. 1845-1856 (1986)
- 5) Scofield, A. N. and C. P. Wroth, Critical state soil mechanics: McGrawHill, London (1968)

資料編

I. DECOVALEX 提出資料 · · · · 1

釜石粘土充填熱負荷試験のうちの
埋設機器に関する報告書

II. DECOVALEX 提出資料 · · · · 21

釜石粘土充填熱負荷試験のうちの
透水試験に関する報告書

III. データ入力マニュアル · · · 69

Thames.uns.2d.f

I. DECOVALEX提出資料

釜石粘土充填熱負荷試験のうちの 埋設機器に関する報告書

1. LAYOUT OF SENSORS INSTALLED IN ROCK MASS

In order to measure the changes of temperature, pore pressure and stress in the rock mass, various sensors are installed. These sensors are installed according to Figure 1. These sensors are connected to the data logger system, so it is possible to acquire the data automatically.

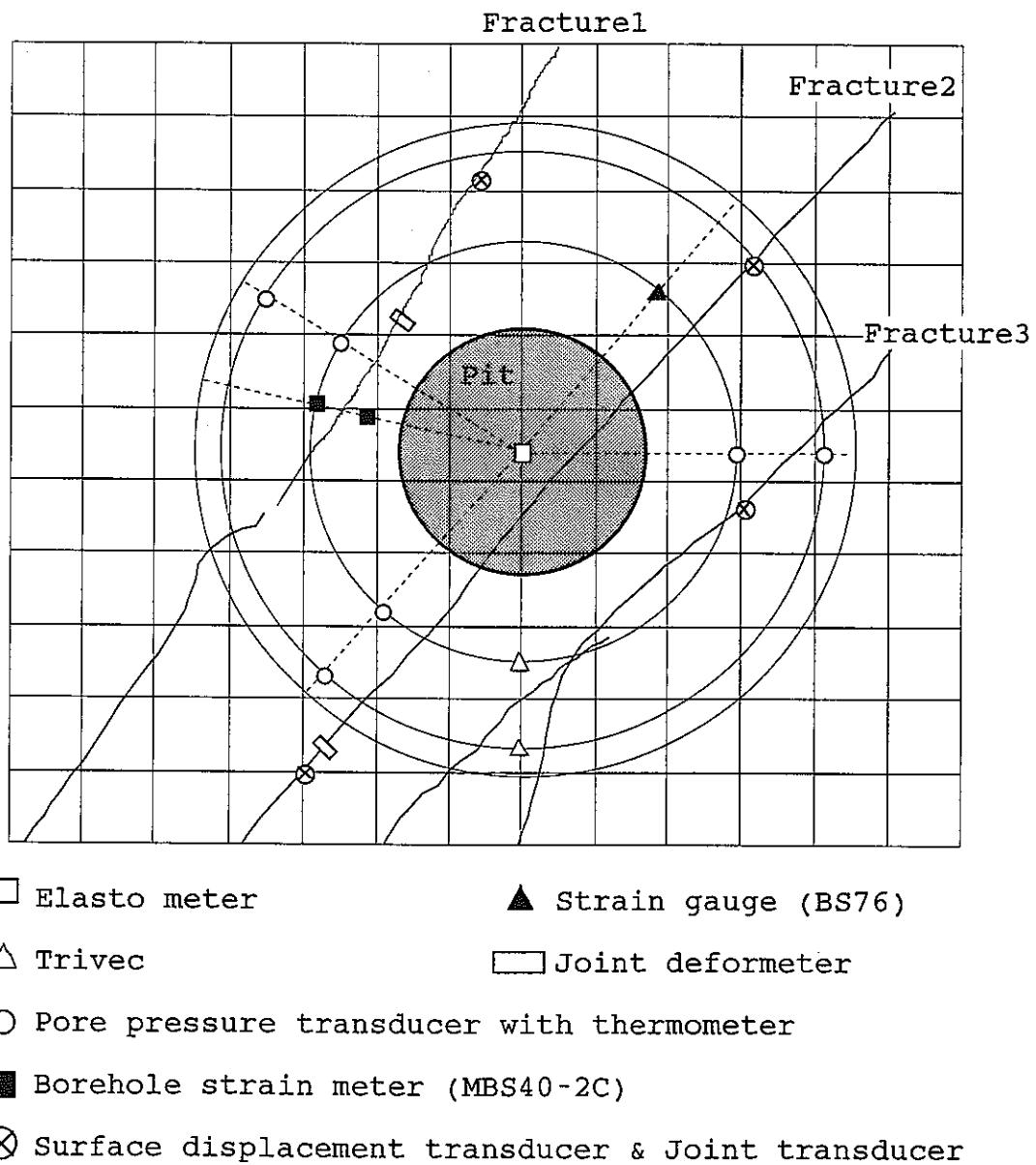


Figure 1 Layout of sensors installed in rock mass

2 SPECIFICATIONS

2.1 PORE PRESSURE TRANSDUCER WITH THERMOMETER (BP-2KBT)

Usually these pore pressure transducers are used for measuring infiltration pressure and uplift pressure in a dam body, etc. They have a flat filter at their head and are embedded in concrete or installed at the bottom of a borehole. This sensor can measure the pore pressures and the temperatures at the same time.

This time, they are fixed at the surface of stainless rod with rubber packers and are installed in the borehole, so it is possible to measure the pore pressure and the temperature of water between packers in the borehole.

In Table 1, specifications of pore pressure transducer are shown.

Table 1. Specifications of pore pressure transducer

Maker	Kyowa (Japan)
Capacity	0 to 0.196 MPa
Accuracy	98×10^{-5} MPa
Rated output voltage	0.75 mV/V or more
Non-linearity	2 %RO
Recommended excitation	2 to 10V
Input/Output resistance	350 Ω
Safe temperature range	-30 to +80°C
Resistance to water pressure	150 %
Outside diameter	30 mm
Weight	0.320 kg
Amount	29

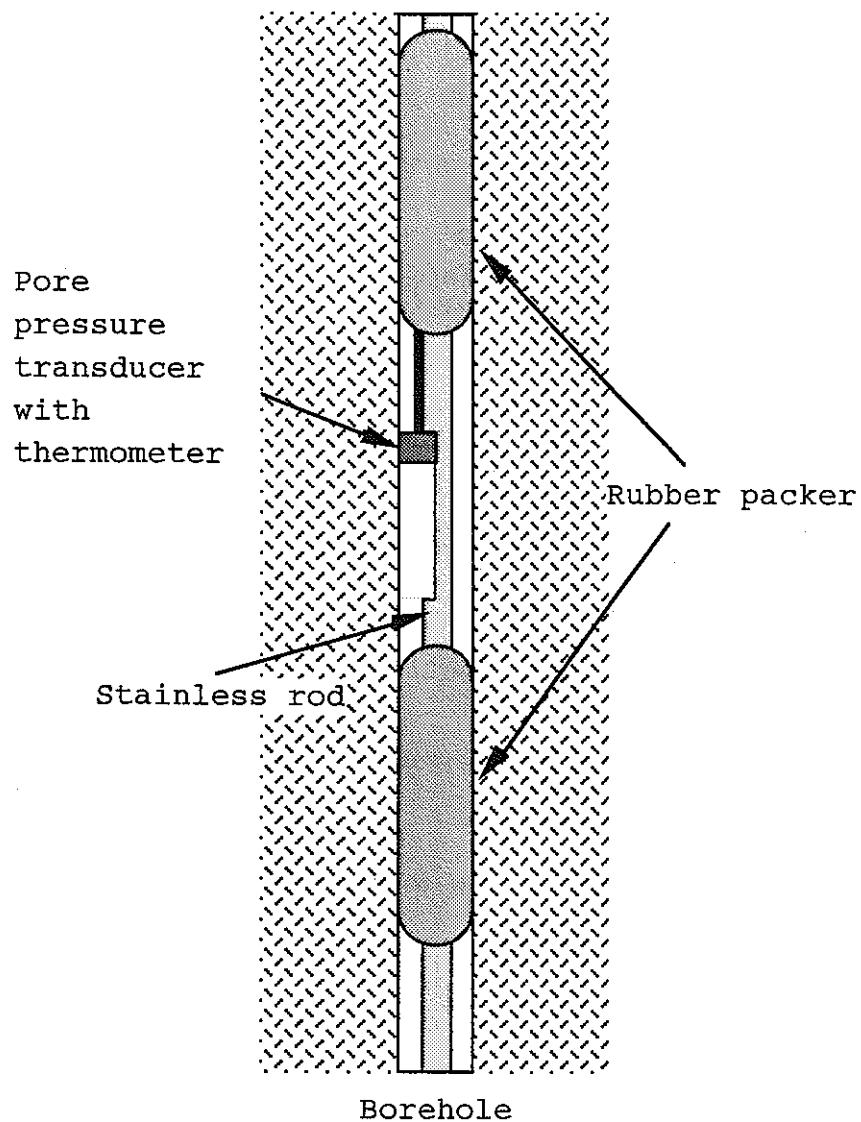


Figure 2 Installation of pore pressure transducer with packer system

2.2 JOINT DEFORMETER (JH-600)

This Joint deformeter consists of three LVDTs (Linear Variable Displacement Transducer) and two bodies which make it possible to adjust the wall surface of the borehole with the expanded contact pins (Figure 3). Three LVDTs are set to measure three orthogonal directions, and these Joint deformeters are installed at the point where the borehole cut the fracture, so it is possible to measure three orthogonal directions of the displacement between two region of the rock mass divided by the fracture.

In Table 2, specifications of Joint deformeter are shown.

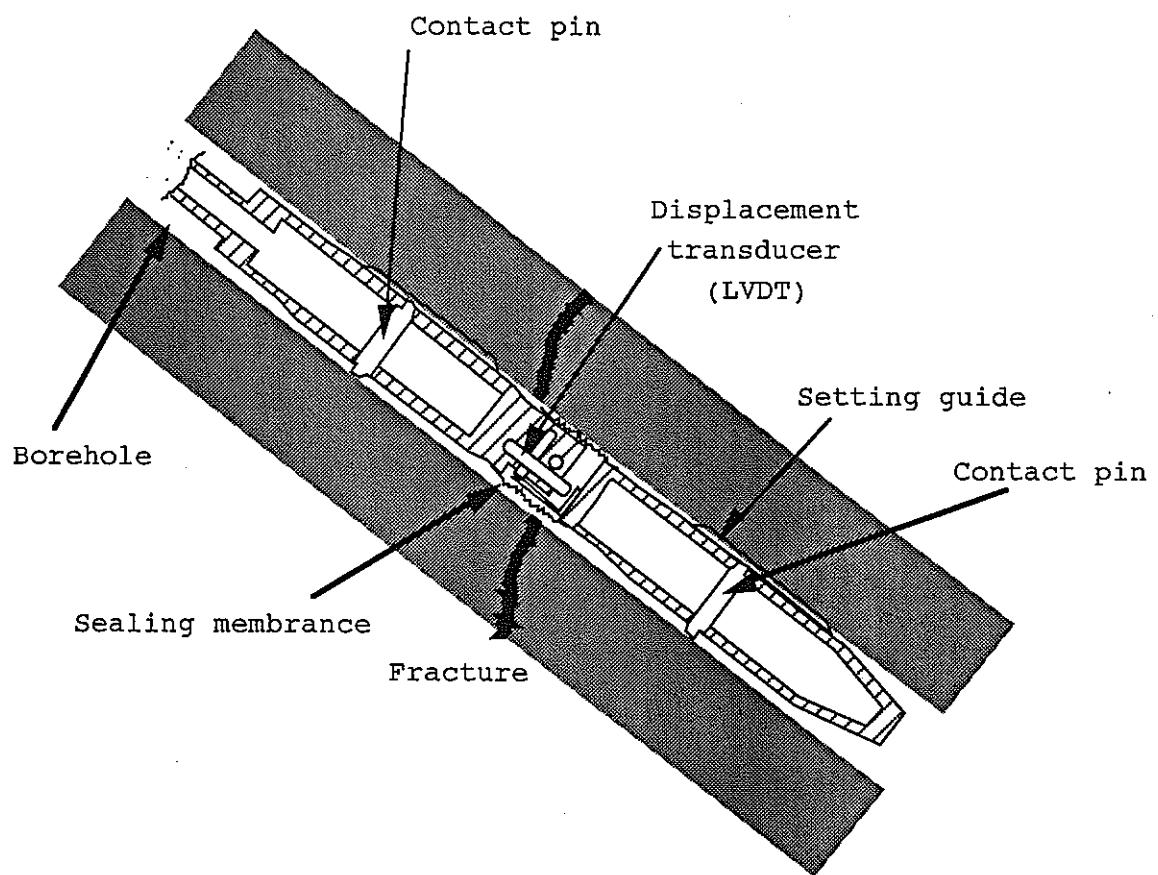


Figure 3 Installation of Joint deformeter in the borehole

Table 2 Specifications of Joint deformeter

Maker	MEC (Japan)
Measuring range	$\pm 2.5 \times 10^{-3}$ m
Accuracy	5×10^{-6} m
Direction	x-direction y-direction z-direction
Applicable borehole size	0.076 m
Output	$\pm 10V$ (0.25 mm/V) (Amplified)
Size	Outside diameter
	Length
Weight	1.0 kg
Amount	2

2.3 STRAIN GAUGE (BS-75)

This strain gauge can measure the strain of one direction of borehole diameter (Figure 4), so two strain gauges are installed in the almost same depth of the borehole, and it is possible to measure the changes of strain of the orthogonal two directions in the same plane normal to the borehole axis (Figure5).

In Table 3, specifications of Strain gauge (BS-75) are shown.

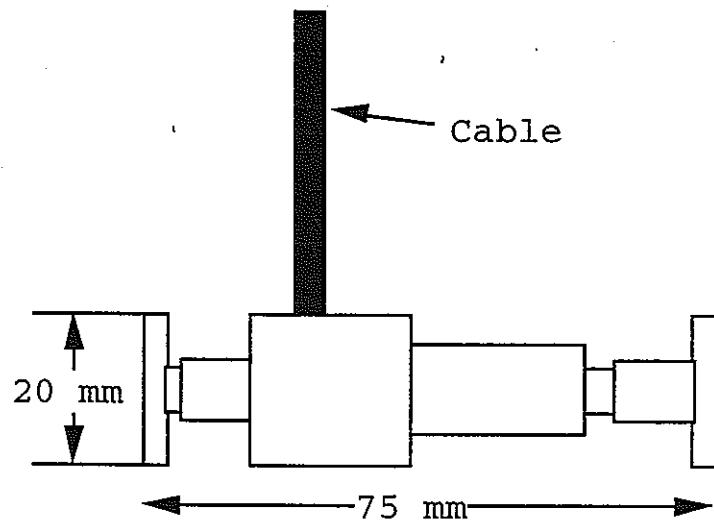


Figure 4 Schematic view of Strain gauge (BS-75)

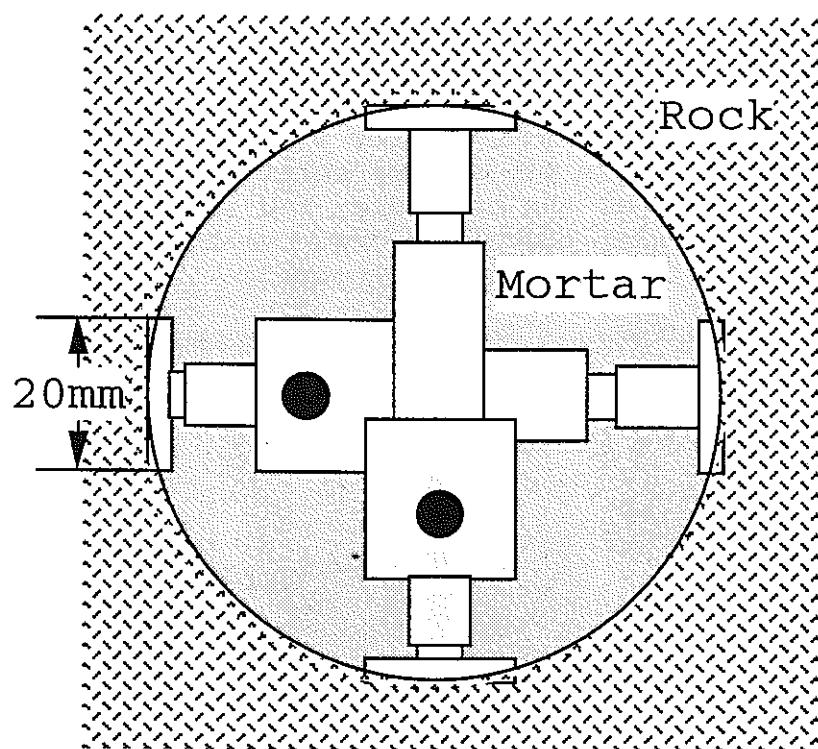


Figure 5 Installation of Strain gauge (BS-75)

Table 3 Specifications of BS-75

Maker	Kyowa (Japan)
Measuring range	$\pm 10^{-3}$
Accuracy	10^{-5}
Rated output voltage	1 mV/V or more
Non-linearity	2 %RO or less
Recommended excitation	10V
Input/Output resistance	350 Ω
Safe temperature range	-10 to +60°C
Resistance to water pressure	0.098 MPa
Weight	0.120 kg
Amount	6

2.4 BOREHOLE STRAIN METER (MBS40-2C)

This borehole strain meter consists of two set of the strain meters and the quantities measured directly are the strains of borehole diameter in orthogonal two directions in the same plane normal to the borehole axis.

In Table 4, specifications of Borehole strain meter (MBS 40) are shown.

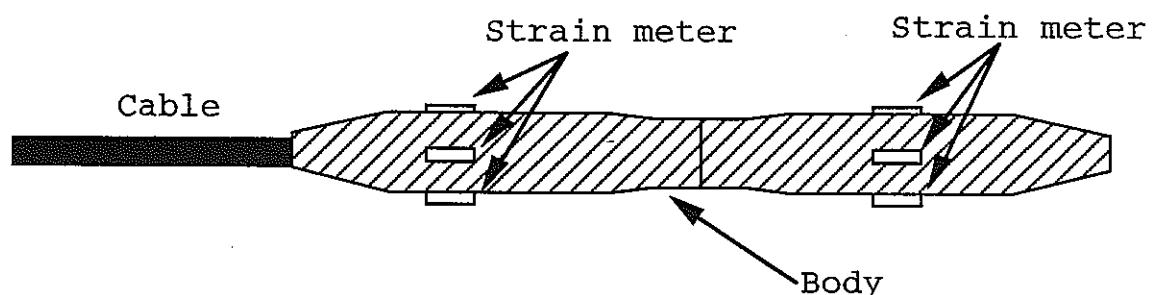


Figure 6 Schematic view of structure of Borehole strain meter (MBS40-2C)

Table 4 Specifications of Borehole strain meter (MBS 40)

Maker	Techno Sugaya (Japan)	
Measuring range	10^{-7} to 10^{-3}	
Accuracy	10^{-6} (0.0030 V)	
Direction	2 directions (an orthogonal axis)	
Safe temperature range	-5 to +50°C	
Type	Water proof	
Size	Outside diameter	40 mm
	Length	248 mm
Weight	1.5 kg	
Amount	2	

2.5 TRIVEC

In order to measure the distribution of all three displacement vector components along a borehole the Trivec probe can be applied. The quantities measured directly are the axial strain and the inclinations s_{xz} and s_{yz} in two vertical planes normal to each other through the borehole axis. The instrument represents a further development of the Sliding Micrometer which is a device to measure the distribution of the axial strain along boreholes of arbitrary direction. Thus the Trivec is basically a Sliding Micrometer provided with an inclinometer sensor (servo accelerometer) which is rotated by means of two micro-motors to stop fittings in the subsequent positions 90 degrees apart from one another. In contrast to the common borehole inclinometer technique with a smooth casing the Trivec casing is provided with a chain of reference points having the form of ring-shaped measuring marks at intervals of 1.00 m (Figure 7).

In Table 5, specifications of Trivec are shown.

Table 5 Specifications of Trivec

Maker		SOL EXPERTS LTD. (Switzerland)
Base length		1.0 m
Micrometer	Measuring range	± 0.010 m
	Sensitivity	10^{-6} m
	Accuracy	$\pm 3 \times 10^{-6}$ m
Inclinometer	Measuring range	$\pm 14.5^\circ$ to the vertical
	Sensitivity	5×10^{-6} m/m(1'')
	Accuracy	$\pm 5 \times 10^{-5}$ m/m(10'')
Working temperature		0°C to +40 °C
Amount		2

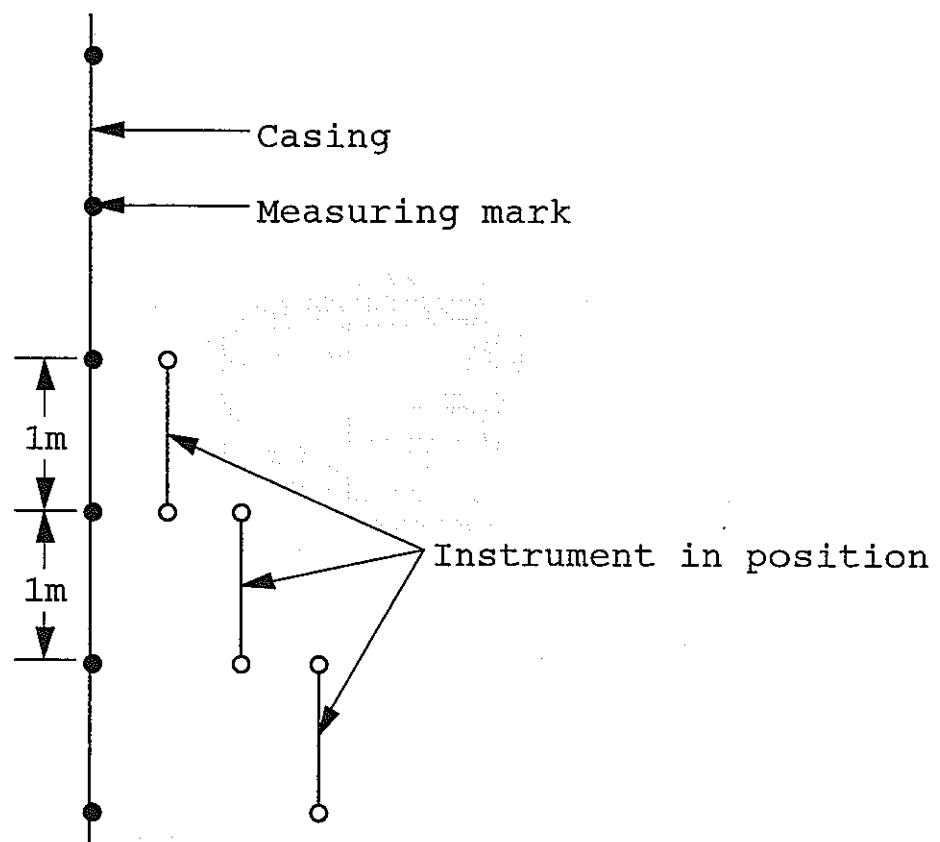


Figure 7 The measuring principle of Trivec using a chain of reference points along a vertical borehole

2.6 ELASTO METER

This system can measure the loading pressure against the wall surface of borehole by packer expansion and the change of the diameter of borehole, so the stress-strain curves can be obtained.

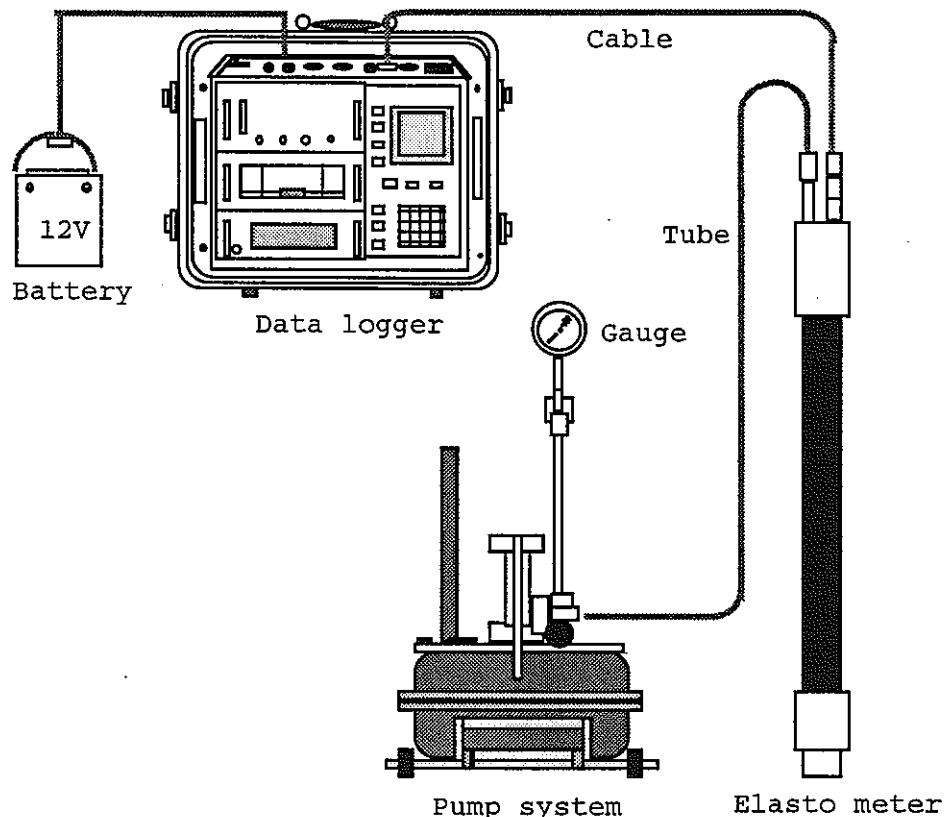


Figure 8 Schematic view of Elasto meter measuring system

Table 6 Specifications of Elasto meter

Maker	DIA Consultant (Japan)	
Measuring item	pressure, displacement	
Measuring range	Pressure	0.098 to 19.6 MPa
	Displacement	0.0001 m to 0.0999 m
Output	Stress-Strain Curve	
Amount	1	

2.7 SURFACE DISPLACEMENT TRANSDUCER (PI GAUGE)

This surface displacement transducer can measure the change of aperture of the fracture by strain gauge. Two surface displacement transducer are set, shown Figure 9, so it is possible to monitor the shear movement along to the surface of rock mass. And this surface displacement transducer can be removable and repeatedly usable.

Table 7 Specifications of Surface displacement transducer

Maker	Kyowa (Japan)
Tension strain	2.0%(0.00140 m)max
Compression strain	0.3%(0.00021 m)max
Rated output voltage	$\pm 1 \text{ mV/V}$
Non-linearity	2 %RO
Recommended excitation	2 to 10 V
Input/Output resistance	350 Ω
Safe temperature range	-10 to +60°C
Distance between marks	70 mm
Weight	0.450 kg
Amount	8

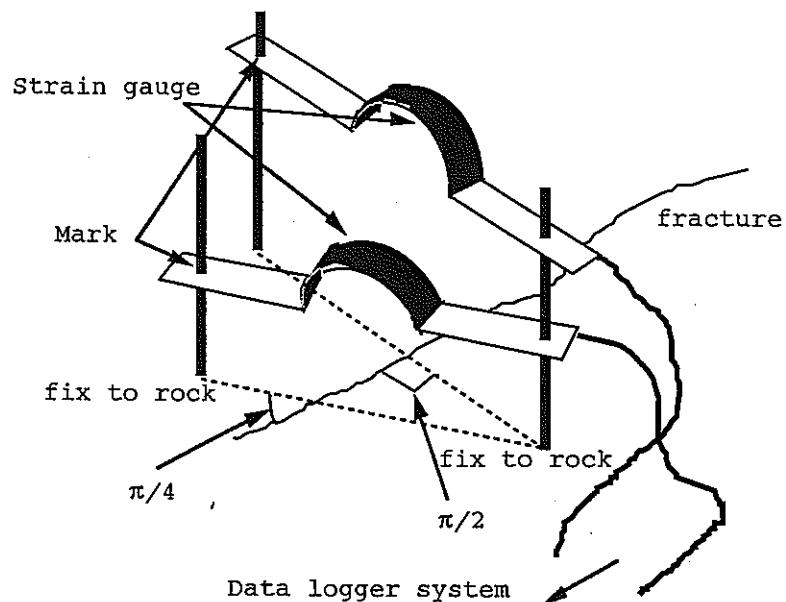


Figure 9 Schematic view of installation of Surface displacement transducer

2.8 JOINT TRANSDUCER (AXIAL STRAIN GAUGE)

This joint transducer can measure displacement normal to the surface of rock mass. This is installed as shown in Figure 10. In Table 8, specifications of Joint transducer are shown.

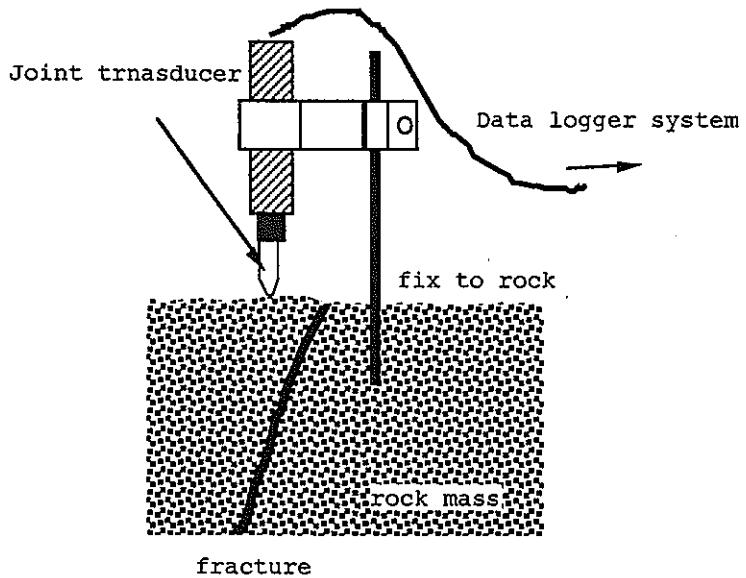


Figure 10 Schematic view of Installation of Joint transducer at the surface of rock mass

Table 8 Specifications of Joint transducer

Maker	Tokyo Sokki (Japan)
Measuring range	0.0100 m
Accuracy	0.1 %
Rated output voltage	0.005 V/V or more
Non-linearity	0.1 %RO
Recommended excitation	2 V or less
Input/Output resistance	350 Ω
Safe temperature range	0°C to +60°C
Length	123 mm
Outside diameter	20 mm
Weight	0.090 kg
Amount	4

2.9 STRESS PROPERTY METER (S200)

This system is developed by Serata Geomechanics, Inc., USA, to measure the principal stresses and properties of in situ rock mass. This system is applicable to both soft and hard rock because maximum loading is high(68.6MPa). Principal stresses are measured by Double Fracturing Method which is based that the directions of primary fractures produced by loading are in agreement with the direction of principal stresses. The diameter displacements of four directions in the same plane normal to the axis can be measured by eight LVDTs.

In Table 9, specifications of Stress property meter are shown.

Table 9 Specifications of Stress property meter

Maker	Serata Geomechanics, Inc.(USA)	
Maximum Pressure	68.6 MPa	
Borehole size	76 mm	
Length of loading	Oil pressure	
Sensitivity	Pressure	9.8×10^{-4} MPa
	Displacement	0.001 mm
Measuring direction	4 directions at angles of 45° in horizontal plane (by LVDT)	
Size of Probe	Length	219 mm
	Outside diameter	71 mm
Weight	22 kg	
Water proof	< 9.8 MPa	
Output	Maximum principal stress Minimum principal stress Unconfined compressive strength Young's modulus	

3 COORDINATES OF SENSORS

Figure 11 shows the location of boreholes and sensors. A series of KBH and KBM are the location of boreholes and a series of PI are the location of sensors installed on the rock surface. Boreholes KBH3, KBH4, KBM6 and KBM7 are oblique.

In Table 10, sensor numbers, measurement numbers and coordinates of all sensors installed in the rock are shown.

Table 10(1) Sensors installed in the rock

Sensor	Sensor Number	Measurement	Measurement Number	Coordinate(m)			Borehole or place	Section
				x	y	z		
Pore pressure transducer with thermometer	PT-1	Pore pressure	H-1	-10.338	-11.764	-3.598	KBH1	KBH1-1
	2	Pore pressure	H-2	-10.338	-11.764	-4.948	KBH1	KBH1-2
	3	Pore pressure	H-3	-10.338	-11.764	-6.523	KBH1	KBH1-3
	4	Pore pressure	H-4	-10.338	-11.764	-8.323	KBH1	KBH1-4
	5	Pore pressure	H-5	-10.338	-11.764	-10.023	KBH1	KBH1-5
	6	Pore pressure	H-6	-10.301	-12.237	-3.667	KBH2	KBH2-1
	7	Pore pressure	H-7	-10.301	-12.237	-5.567	KBH2	KBH2-2
	8	Pore pressure	H-8	-10.301	-12.237	-7.517	KBH2	KBH2-3
	9	Pore pressure	H-9	-10.301	-12.237	-9.567	KBH2	KBH2-4
	10	Pore pressure	H-10	-9.226	-10.342	-3.525	KBH3	KBH3-1
	11	Pore pressure	H-11	-9.277	-10.080	-4.899	KBH3	KBH3-2
	12	Pore pressure	H-12	-9.335	-9.785	-6.446	KBH3	KBH3-3
	13	Pore pressure	H-13	-9.397	-9.466	-8.114	KBH3	KBH3-4
	14	Pore pressure	H-14	-9.462	-9.129	-9.881	KBH3	KBH3-5
	15	Pore pressure	H-15	-8.656	-10.314	-3.530	KBH4	KBH4-1
	16	Pore pressure	H-16	-8.723	-10.026	-5.051	KBH4	KBH4-2
	17	Pore pressure	H-17	-8.806	-9.663	-6.965	KBH4	KBH4-3
	18	Pore pressure	H-18	-8.884	-9.328	-8.732	KBH4	KBH4-4
	19	Pore pressure	H-19	-8.944	-9.068	-10.107	KBH4	KBH4-5
	20	Pore pressure	H-20	-11.603	-9.306	-3.633	KBH5	KBH5-1
	21	Pore pressure	H-21	-11.603	-9.306	-5.183	KBH5	KBH5-2
	22	Pore pressure	H-22	-11.603	-9.306	-6.783	KBH5	KBH5-3
	23	Pore pressure	H-23	-11.603	-9.306	-8.333	KBH5	KBH5-4
	24	Pore pressure	H-24	-11.603	-9.306	-9.883	KBH5	KBH5-5
	25	Pore pressure	H-25	-12.035	-8.896	-3.532	KBH6	KBH6-1
	26	Pore pressure	H-26	-12.035	-8.896	-5.282	KBH6	KBH6-2
	27	Pore pressure	H-27	-12.035	-8.896	-7.082	KBH6	KBH6-3
	28	Pore pressure	H-28	-12.035	-8.896	-8.582	KBH6	KBH6-4
	29	Pore pressure	H-29	-12.035	-8.896	-10.032	KBH6	KBH6-5

Table 10(2) Sensors installed in the rock

Sensor	Sensor Number	Measurement	Measurement Number	Coordinate(m)			Borehole or place	Section
				x	y	z		
Pore pressure transducer with thermometer	PT-1	Temperature	T-1	-10.338	-11.764	-3.598	KBH1	KBH1-1
	2	Temperature	T-2	-10.338	-11.764	-4.948	KBH1	KBH1-2
	3	Temperature	T-3	-10.338	-11.764	-6.523	KBH1	KBH1-3
	4	Temperature	T-4	-10.338	-11.764	-8.323	KBH1	KBH1-4
	5	Temperature	T-5	-10.338	-11.764	-10.023	KBH1	KBH1-5
	6	Temperature	T-6	-10.301	-12.237	-3.667	KBH2	KBH2-1
	7	Temperature	T-7	-10.301	-12.237	-5.567	KBH2	KBH2-2
	8	Temperature	T-8	-10.301	-12.237	-7.517	KBH2	KBH2-3
	9	Temperature	T-9	-10.301	-12.237	-9.567	KBH2	KBH2-4
	10	Temperature	T-10	-9.226	-10.342	-3.525	KBH3	KBH3-1
	11	Temperature	T-11	-9.277	-10.080	-4.899	KBH3	KBH3-2
	12	Temperature	T-12	-9.335	-9.785	-6.446	KBH3	KBH3-3
	13	Temperature	T-13	-9.397	-9.466	-8.114	KBH3	KBH3-4
	14	Temperature	T-14	-9.462	-9.129	-9.881	KBH3	KBH3-5
	15	Temperature	T-15	-8.656	-10.314	-3.530	KBH4	KBH4-1
	16	Temperature	T-16	-8.723	-10.026	-5.051	KBH4	KBH4-2
	17	Temperature	T-17	-8.806	-9.663	-6.965	KBH4	KBH4-3
	18	Temperature	T-18	-8.884	-9.328	-8.732	KBH4	KBH4-4
	19	Temperature	T-19	-8.944	-9.068	-10.107	KBH4	KBH4-5
	20	Temperature	T-20	-11.603	-9.306	-3.633	KBH5	KBH5-1
	21	Temperature	T-21	-11.603	-9.306	-5.183	KBH5	KBH5-2
	22	Temperature	T-22	-11.603	-9.306	-6.783	KBH5	KBH5-3
	23	Temperature	T-23	-11.603	-9.306	-8.333	KBH5	KBH5-4
	24	Temperature	T-24	-11.603	-9.306	-9.883	KBH5	KBH5-5
	25	Temperature	T-25	-12.035	-8.896	-3.532	KBH6	KBH6-1
	26	Temperature	T-26	-12.035	-8.896	-5.282	KBH6	KBH6-2
	27	Temperature	T-27	-12.035	-8.896	-7.082	KBH6	KBH6-3
	28	Temperature	T-28	-12.035	-8.896	-8.582	KBH6	KBH6-4
	29	Temperature	T-29	-12.035	-8.896	-10.032	KBH6	KBH6-5

Table 10(3) Sensors installed in the rock

Sensor	Sensor Number	Measurement	Measurement Number	Coordinate(m)			Borehole or place
				x	y	z	
Strain gauge	SD-1	Strain(r)	M-1	-12.042	-10.453	-4.408	KBM1
	2	Strain(θ)	M-2	-12.042	-10.453	-4.408	KBM1
	3	Strain(r)	M-3	-12.042	-10.453	-7.408	KBM1
	4	Strain(θ)	M-4	-12.042	-10.453	-7.408	KBM1
	5	Strain(r)	M-5	-12.042	-10.453	-10.408	KBM1
	6	Strain(θ)	M-6	-12.042	-10.453	-10.408	KBM1
Borehole strain meter	SB-1	Strain(r)	M-7	-10.013	-11.342	-5.360	KBM2
	1	Strain(θ)	M-8	-10.013	-11.342	-5.360	KBM2
	SB-2	Strain(r)	M-9	-9.913	-11.672	-5.480	KBM3
	2	Strain(θ)	M-10	-9.913	-11.672	-5.480	KBM3
Thermocouple	TC-1	Temperature	T-30	-12.042	-10.453	-4.408	KBM1
	2	Temperature	T-31	-12.042	-10.453	-7.408	KBM1
	3	Temperature	T-32	-12.042	-10.453	-10.408	KBM1
	4	Temperature	T-33	-10.013	-11.342	-5.360	KBM2
	5	Temperature	T-34	-9.913	-11.672	-5.480	KBM3
Joint deformeter	JM-1	Displacement	M-11	-11.107	-11.871	-6.359	KBM6
	1	Displacement	M-12	-11.107	-11.871	-6.359	KBM6
	1	Displacement	M-13	-11.107	-11.871	-6.359	KBM6
	JM-2	Displacement	M-14	-9.225	-10.352	-5.635	KBM7
	2	Displacement	M-15	-9.225	-10.352	-5.635	KBM7
	2	Displacement	M-16	-9.225	-10.352	-5.635	KBM7
Joint transducer	T-1	Displacement	M-17	-7.699	-9.819	-2.542	PI1
	2	Displacement	M-18	-11.304	-8.995	-2.436	PI2
	3	Displacement	M-19	-12.570	-10.078	-2.196	PI3
	4	Displacement	M-20	-11.635	-11.869	-2.340	PI4
Surface displacement transducer	P-1	Displacement(45)	M-21	-7.699	-9.819	-2.542	PI1
	2	Displacement(90)	M-22	-7.699	-9.819	-2.542	PI1
	3	Displacement(45)	M-23	-11.304	-8.995	-2.436	PI2
	4	Displacement(90)	M-24	-11.304	-8.995	-2.436	PI2
	5	Displacement(45)	M-25	-12.570	-10.078	-2.196	PI3
	6	Displacement(90)	M-26	-12.570	-10.078	-2.196	PI3
	7	Displacement(45)	M-27	-11.635	-11.869	-2.340	PI4
	8	Displacement(90)	M-28	-11.635	-11.869	-2.340	PI4

資料-2

DECOVALEX提出資料

釜石粘土充填熱負荷試験のうちの
透水試験に関する報告書

1. INTRODUCTION

Power reactor and Nuclear Fuel Development Corporation (PNC) has conducted the activities of geoscientific R&D program. In order to understand the deep geological condition in fractured crystalline rock, PNC initiated the in-situ experiments in the Kamaishi Mine, where early Cretaceous granodiorite hosts the experiments [1,2].

The coupled thermo-hydro-mechanical (T-H-M) experiment in situ has been planned as a task of Kamaishi in-situ experiments in order to establish the coupled T-H-M conceptual models and to build up confidence to the mathematical models and computer codes. The program of T-H-M experiment is divided into five phases; Excavation of Drifts, Measurement of Rock Properties, Excavation of Test Pit, Setting up of Bentonite, and T-H-M test [3]. The experimental drift was opened, 5m×10m in square and 7m in height, by drill and blast method and then seven boreholes were drilled. At first we carried out fracture surveys and reported about statistical characterization of fracture geometry [4].

After fracture survey, hydraulic tests were conducted in a cluster of seven boreholes to obtain the hydraulic properties at the Kamaishi T-H-M experiment site. This report describes the results of hydraulic tests.

2. LAYOUT OF EXPERIMENT

The Kamaishi Mine is located approximately 600km north of Tokyo. The bedrock in this area consists of Paleozoic sedimentary rock, Cretaceous sedimentary rock and igneous complexes. The facilities of T-H-M experiment are located at a drift 550m above sea level (EL 550m drift) in the Cretaceous-age Kurihashi

granodiorite. The statistical characterization of fracture geometry of the test site are described by Fujita et al. [4].

Figure 1 shows the location of seven boreholes at the test site. This figure also shows the fracture map on the floor of the experimental drift. KBH7 is the center of the test pit. Orientation, length, diameter and coordinate data for the boreholes are given in Table 1.

Table 1 Orientation, length and diameter data

Borehole	Dip direction	Dip	Length	Diameter	Coordinate(m)		
	(deg)	(deg)	(m)	(mm)	X	Y	Z
KBH1	-	90	8.0	66	-10.338	-11.764	-2.373
KBH2	-	90	8.0	66	-10.301	-12.237	-2.267
KBH3	349	79	8.0	66	-9.189	-10.534	-2.519
KBH4	347	79	8.0	66	-8.611	-10.509	-2.499
KBH5	-	90	8.0	66	-11.603	-9.306	-2.283
KBH6	-	90	8.0	66	-12.035	-8.896	-2.282
KBH7		90	8.0	76	-10.571	-10.356	-2.357

3. HYDRAULIC TEST

3.1 TEST1

After excavation of the boreholes, water level in each borehole was measured. Figure 2 shows the results. Although all boreholes were excavated near each other, water levels were quite different. Prior to the hydraulic test, packers and piezometers were set up in the monitoring hole KBH1, KBH3 and KBH5. Figure 3 shows the location of packers in KBH1, KBH3 and KBH5. Five intervals in each hole were isolated using pneumatic packers. Each interval was equipped with piezometer. Figure 3 also shows fracture location in boreholes, in which strike and dip are not

taken into consideration. Straight lines are open fractures and dotted lines are closed fractures. Taking these fracture locations into account, locations of packers were decided. Injection was carried out at other boreholes (KBH2, KBH4, KBH6, KBH7). KBH2, KBH4 and KBH6 had seven injection intervals and KBH7 had six injection intervals, each 1m, as shown in Figure 3. Figure 4 shows the initial pressure distributions in the injection holes. Pressures of KBH7 were quite high compared to other boreholes. Using these boreholes two type tests were conducted, one was injection test at a constant pressure, and the other was at a constant flow rate. Constant pressure tests were conducted using all injection intervals. In these tests injection flow rates over $1\text{cm}^3/\text{min}$ were measured. Then constant injection flow rate tests were carried out at a few intervals, where injection flow rate at the time of constant pressure tests were relatively higher.

Figures 5-8 show the time history of injection pressure and injection flow rate at the constant pressure tests. In the KBH2, flow rates of three sections were over $1\text{cm}^3/\text{min}$. In the same way, at three sections of KBH4, three sections of KBH6 and five sections of KBH7, flow rate were over $1\text{cm}^3/\text{min}$. Table 2 shows the results of constant pressure tests. Prior to injection, initial pressure heads were measured at injection intervals. From this result, it is known that initial pressure head does not show hydrostatic pressure distribution and KBH7 crosses high pressure zone. Each borehole has one injection interval where injection flow rate is much higher than other intervals of the same borehole. When injection was carried out at these sections, a few responses at monitoring sections in monitoring boreholes were observed. Observed response sections are also given in Table 2. There are open fractures at these injection intervals and response sections. It indicates that these fractures are permeable. In this table, the injection flow rates at the sections where constant flow rate tests were carried out were given. Figures 9-12 show the time history of injection pressure

and injection flow rate at the constant flow rate tests. In the case of constant injection test, increase of injection pressure was slow. Furthermore it reveals that it took more time to be steady state as the section's permeability decreased.

3.2 HYDRAULIC CONDUCTIVITY

Using the results of constant pressure test, permeability at the injection sections were obtained from eq.(1)

$$k = \frac{Q}{2\pi L h} \ln\left(\frac{L}{r_w}\right) \quad (1)$$

where k (cm/s) is the permeability, Q (cm³/s) is the injection flow rate, L (cm) is the injection interval length, h (cm) is the pressure head, r_w (cm) is the radius of boreholes.

Figure 13 shows the permeability distributions in the injection boreholes. Permeability at the section where injection flow rate is lowered than 1.0cm³/min is smaller than 10⁻⁸cm/s. This figure predicts there is high permeable zone at the approximately 3m depth. Figure 14 shows the result of observed connections. There were few connections, and connections were only observed when injections were carried out at the high permeable sections. However, connections between the high permeable sections and the zone at the approximately 3m depth were few. Therefore, it is conceivable that high permeable zone does not exist and all injection boreholes cross the permeable fractures accidentally at the approximately 3m depth. These results reveal that the permeability at this site is small as a whole but a small number of high permeable fractures exist.

3.3 TEST2

After TEST1, packers and piezometers were set up in the KBH2, KBH4 and KBH6. The results of TEST1 indicated that open fracture at the approximately 2m depth in KBH3 was permeable. Then packers and piezometers in the KBH3 were pushed off by 20cm aloft. About KBH7, the section from 2m to 4m depth showed high permeability, so injected interval was set up at this section. Figure 15 shows the locations of injected/monitoring sections in KBH1-7. In this condition, initial pressures were measured again. Figure 16 shows the results. Constant pressure injection was carried out at each injected section and responses were monitored at the other sections to obtain connectivity. Figure 17 shows the result. Injection tubes installed at the sections of KBH1-6 is very thin, so it was very difficult to inject satisfactorily to the high permeable sections. For this reason, responses were not observed at the all sections even if injection was carried out at the high permeable section.

Table 2 Results of constant pressure test

KBH2 ϕ 66 mm							
Depth G.L. (m)	Section	Length (m)	Initial Pressure (kgf/cm ²)	Injection Pressure (kgf/cm ²)	Flow Rate (cm ³ /min)	Response section	Injection test at constant flow rate (cm ³ /min)
1~2	KBH2;1	1	0.05	3	9.0		10
2~3	KBH2;2	1	0.06	3	<1		
3~4	KBH2;3	1	0.07	3	3300.0	KBH1-1	3000
4~5	KBH2;4	1	0.14	3	<1		
5~6	KBH2;5	1	0.37	3	<1		
6~7	KBH2;6	1	0.3	3	<1		
7~8	KBH2;7	1	0.05	3	7.9		8
KBH4 ϕ 66 mm							
Depth G.L. (m)	Section	Length (m)	Initial Pressure (kgf/cm ²)	Injection Pressure (kgf/cm ²)	Flow Rate (cm ³ /min)	Response section	Injection test at constant flow rate (cm ³ /min)
1~2	KBH4;1	1	0	3	<1		
2~3	KBH4;2	1	0	3	700.0	KBH1-4,5-5	700
3~4	KBH4;3	1	0.15	3	<1		
4~5	KBH4;4	1	0.14	3	6.1		6
5~6	KBH4;5	1	0.29	3	3.7		
6~7	KBH4;6	1	0.48	3	<1		
7~8	KBH4;7	1	0.79	3	<1		
KBH6 ϕ 66 mm							
Depth G.L. (m)	Section	Length (m)	Initial Pressure (kgf/cm ²)	Injection Pressure (kgf/cm ²)	Flow Rate (cm ³ /min)	Response section	Injection test at constant flow rate (cm ³ /min)
1~2	KBH6;1	1	0	3	2.5		
2~3	KBH6;2	1	0.14	3	2.7		5
3~4	KBH6;3	1	0.14	3	2600.0	KBH5-1	2500
4~5	KBH6;4	1	0.5	3	<1		
5~6	KBH6;5	1	0.66	3	<1		
6~7	KBH6;6	1	0.59	3	<1		
7~8	KBH6;7	1	0.55	3	<1		
KBH7 ϕ 76 mm							
Depth G.L. (m)	Section	Length (m)	Initial Pressure (kgf/cm ²)	Injection Pressure (kgf/cm ²)	Flow Rate (cm ³ /min)	Response section	Injection test at constant flow rate (cm ³ /min)
2~3	KBH7;1	1	1.1	4	94.1		120
3~4	KBH7;2	1	0.07	3	1470.0	KBH1-3,4,5	1500
4~5	KBH7;3	1	4.1	5	1.6		
5~6	KBH7;4	1	3.3	4	1.8		
6~7	KBH7;5	1	1.5	3	19.0		18
7~8	KBH7;6	1	0.6	3	<1		

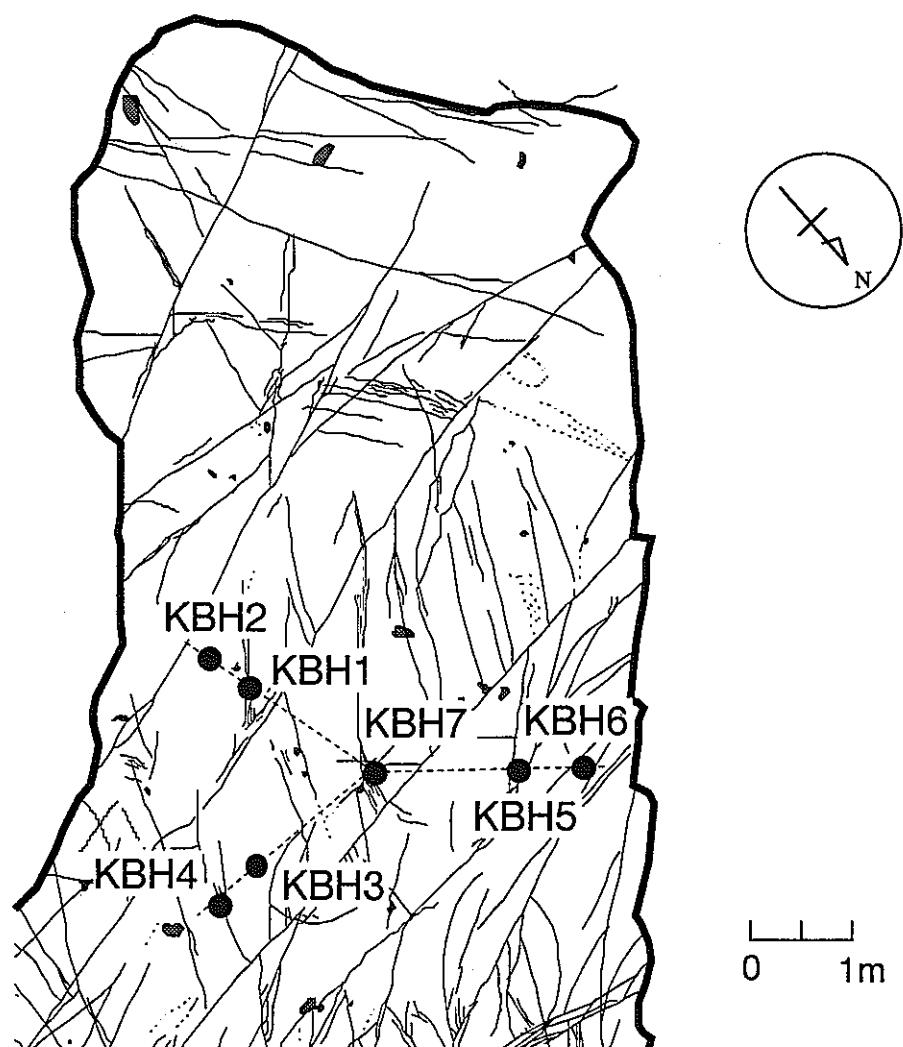


Figure 1 Location of boreholes

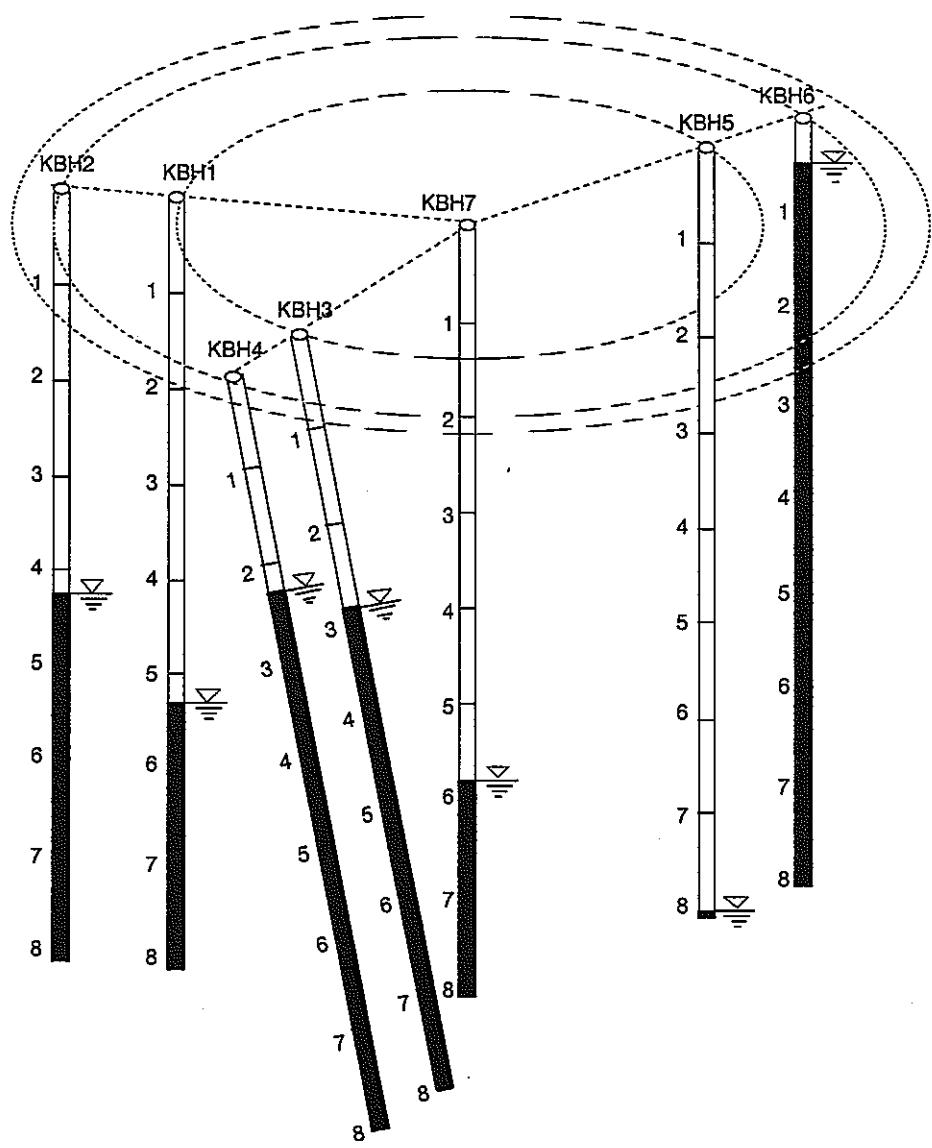


Figure 2 Water levels in the boreholes.

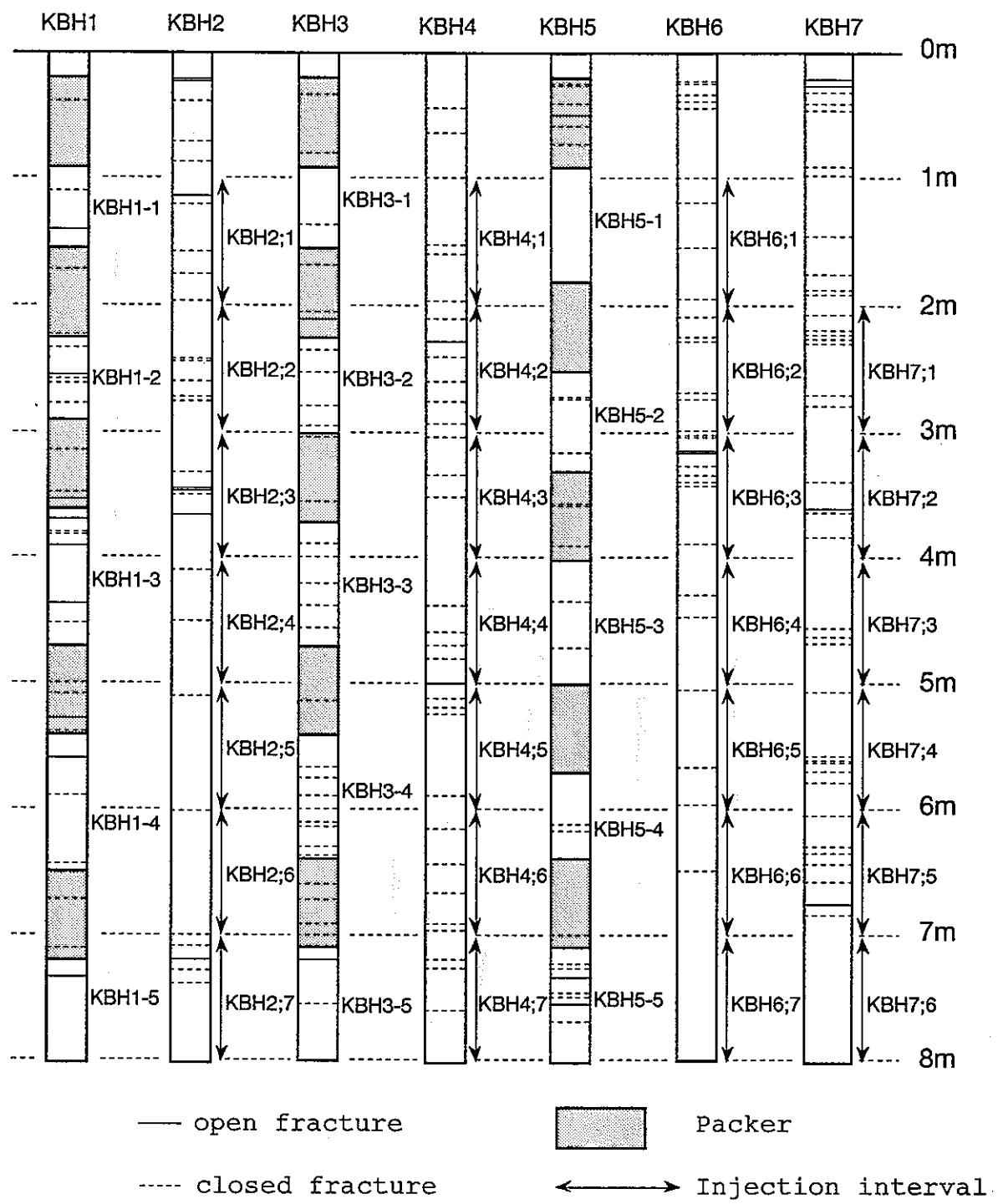


Figure 3 Location of packers and fractures in the boreholes

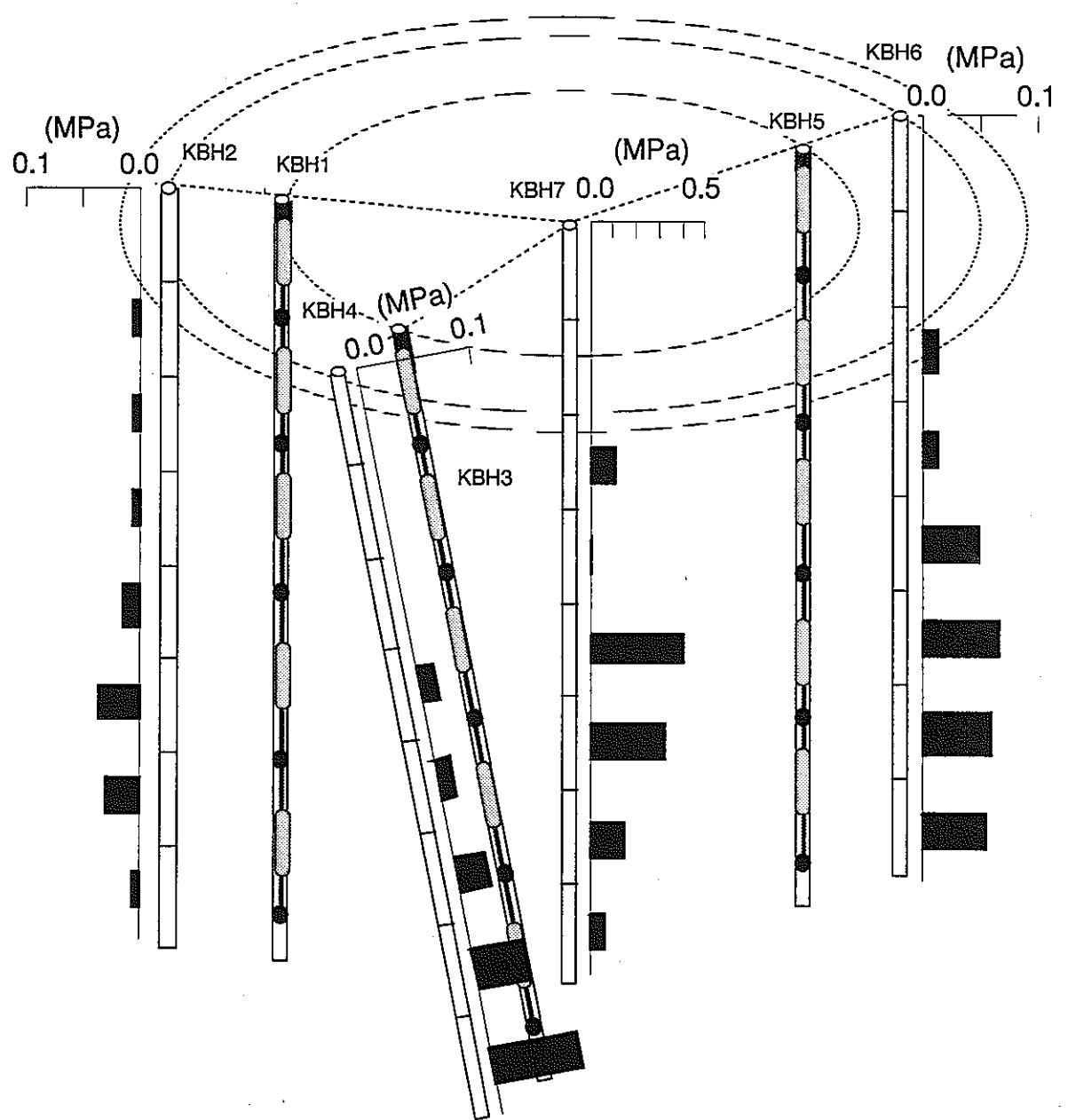


Figure 4 Initial pressure distribution before TEST1.

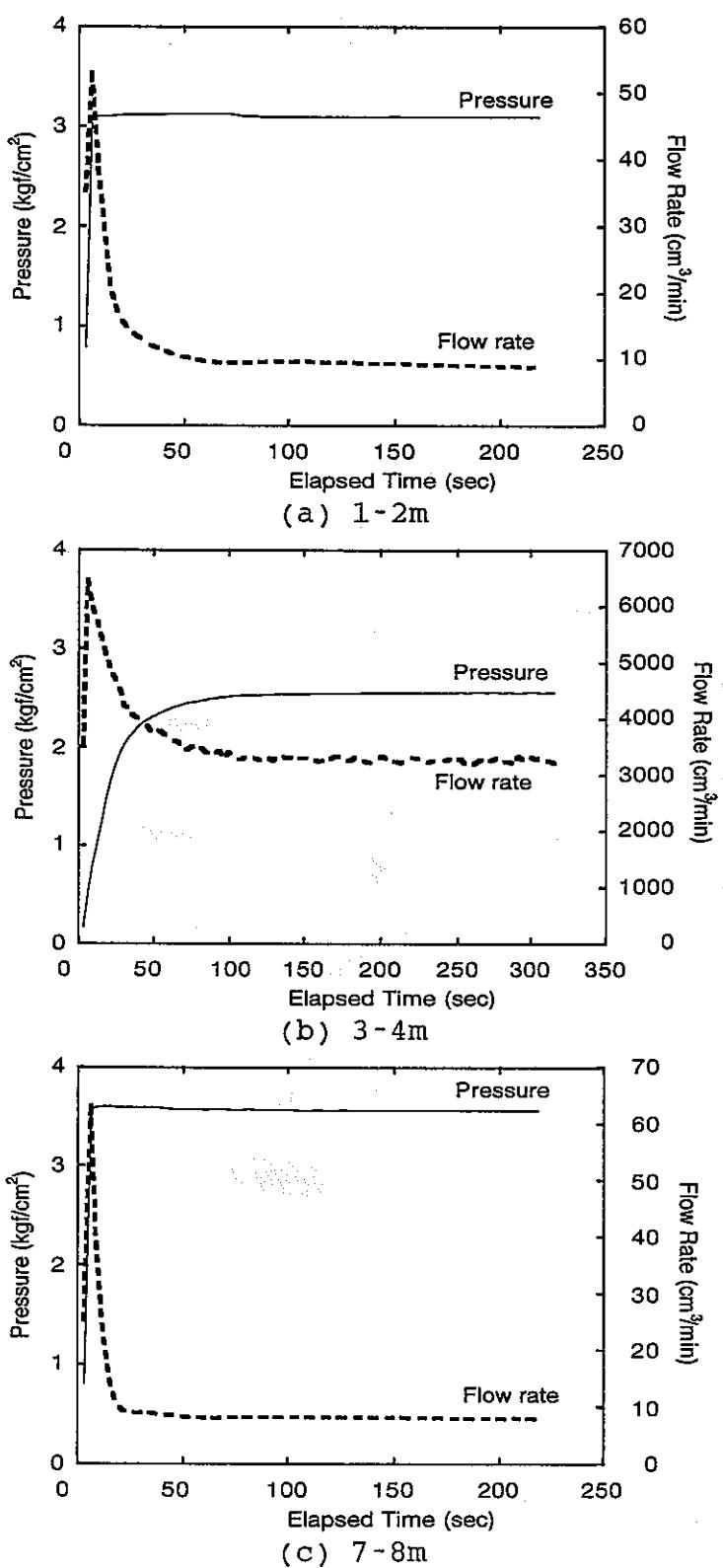


Figure 5 Time history of pressure and flow rate
at the injection section(KBH2)
Injection test at a constant pressure head

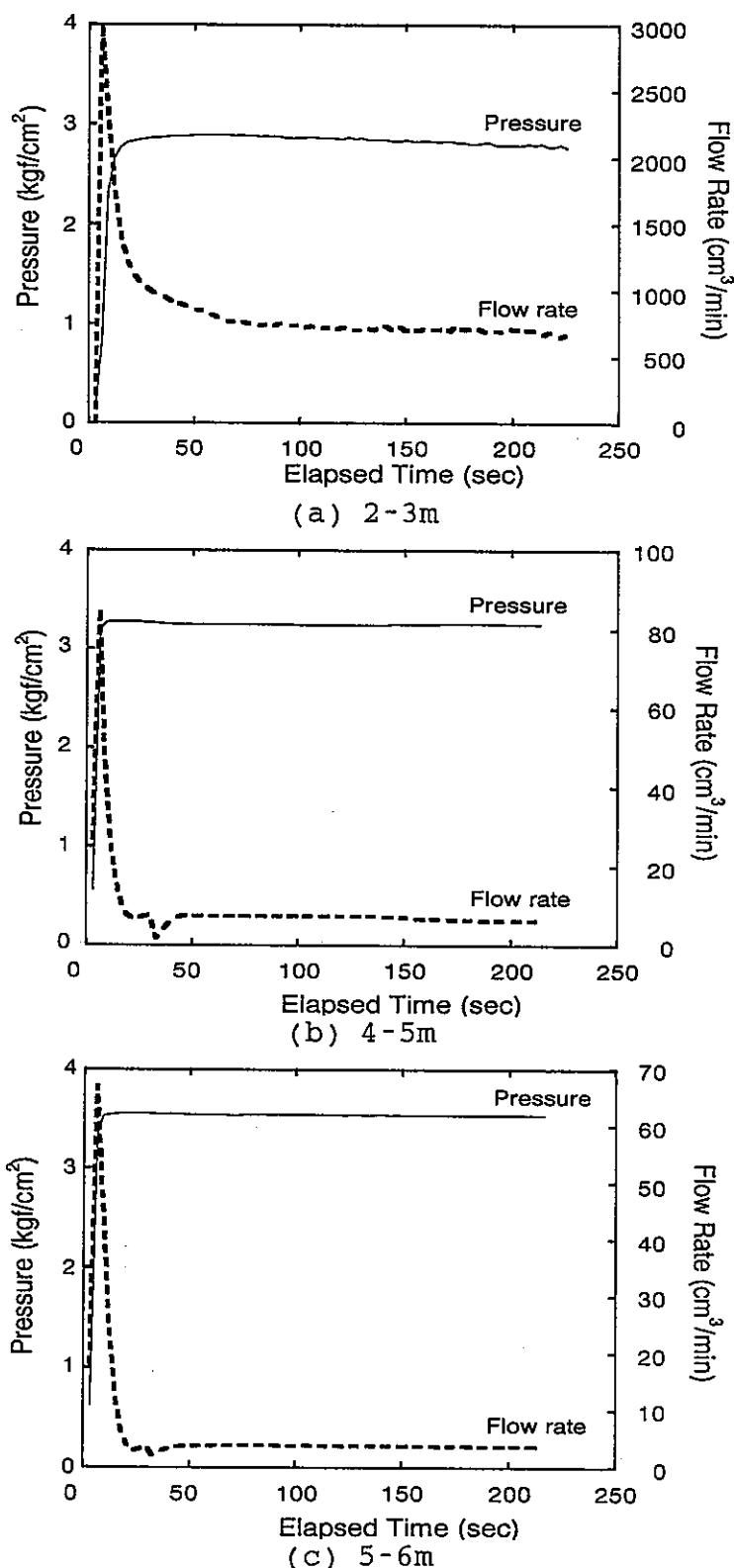


Figure 6 Time history of pressure and flow rate
at the injection section(KBH4)
Injection test at a constant pressure head

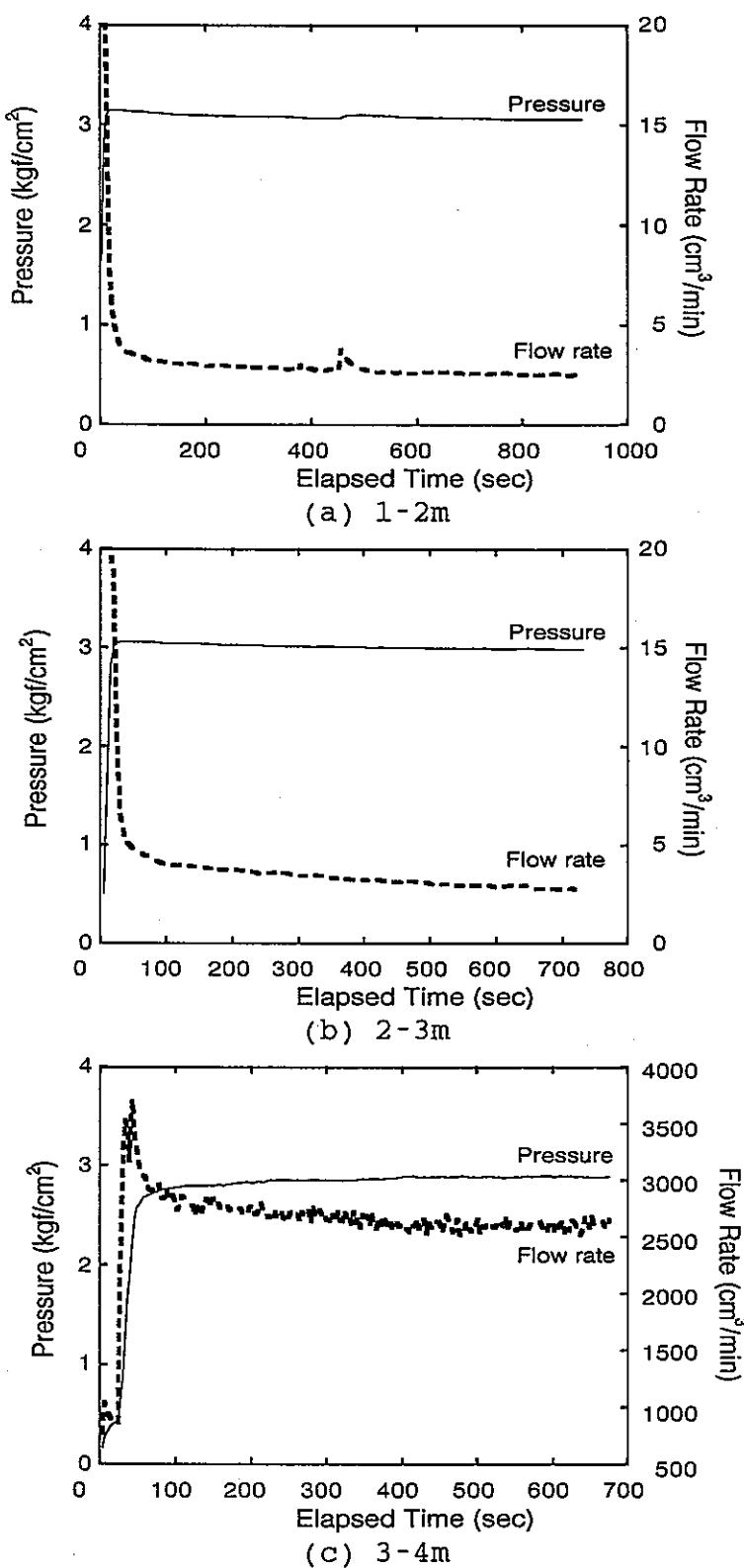
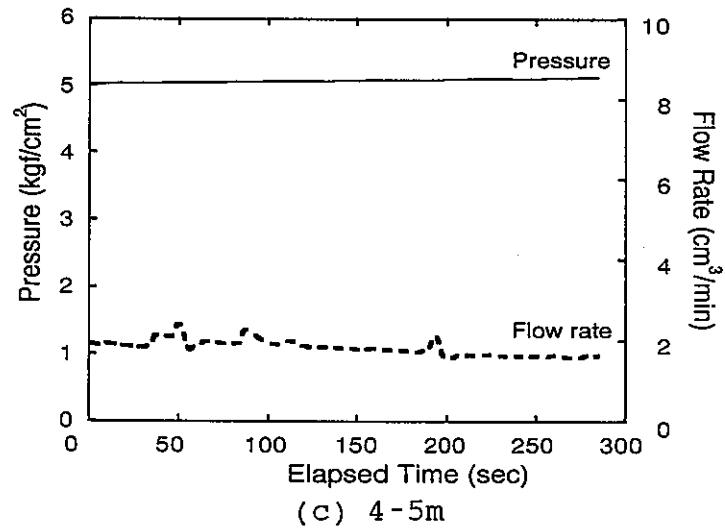
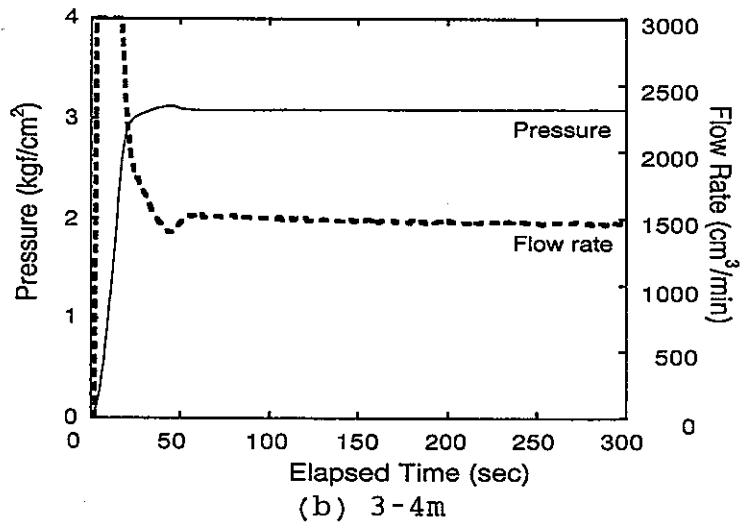
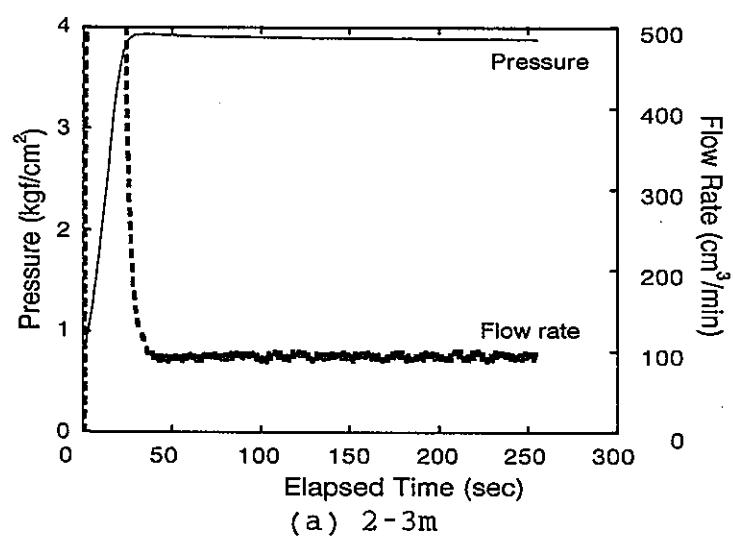
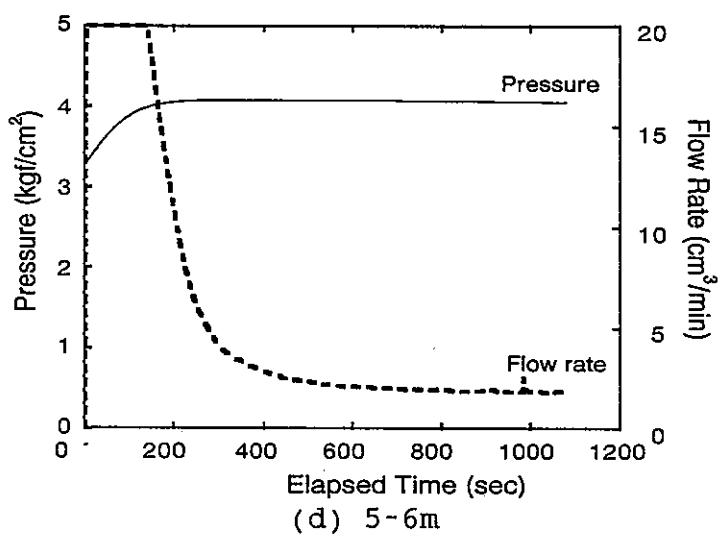
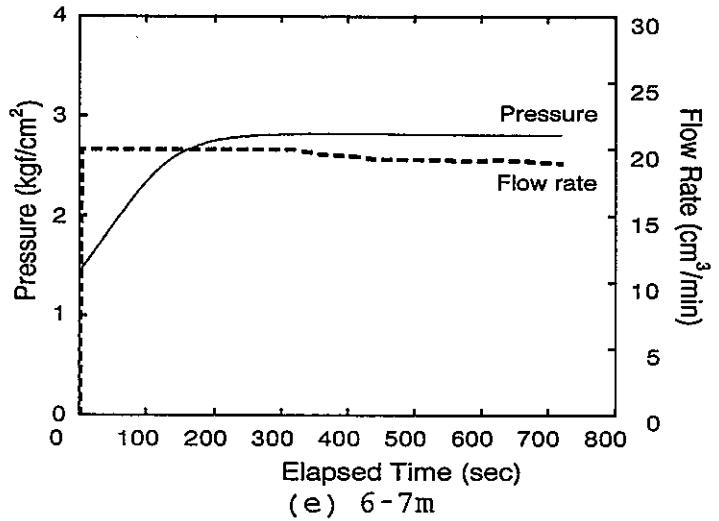


Figure 7 Time history of pressure and flow rate
at the injection section(KBH6)
Injection test at a constant pressure head





(d) 5-6m



(e) 6-7m

Figure 8 Time history of pressure and flow rate
at the injection section(KBH7)
Injection test at a constant pressure head

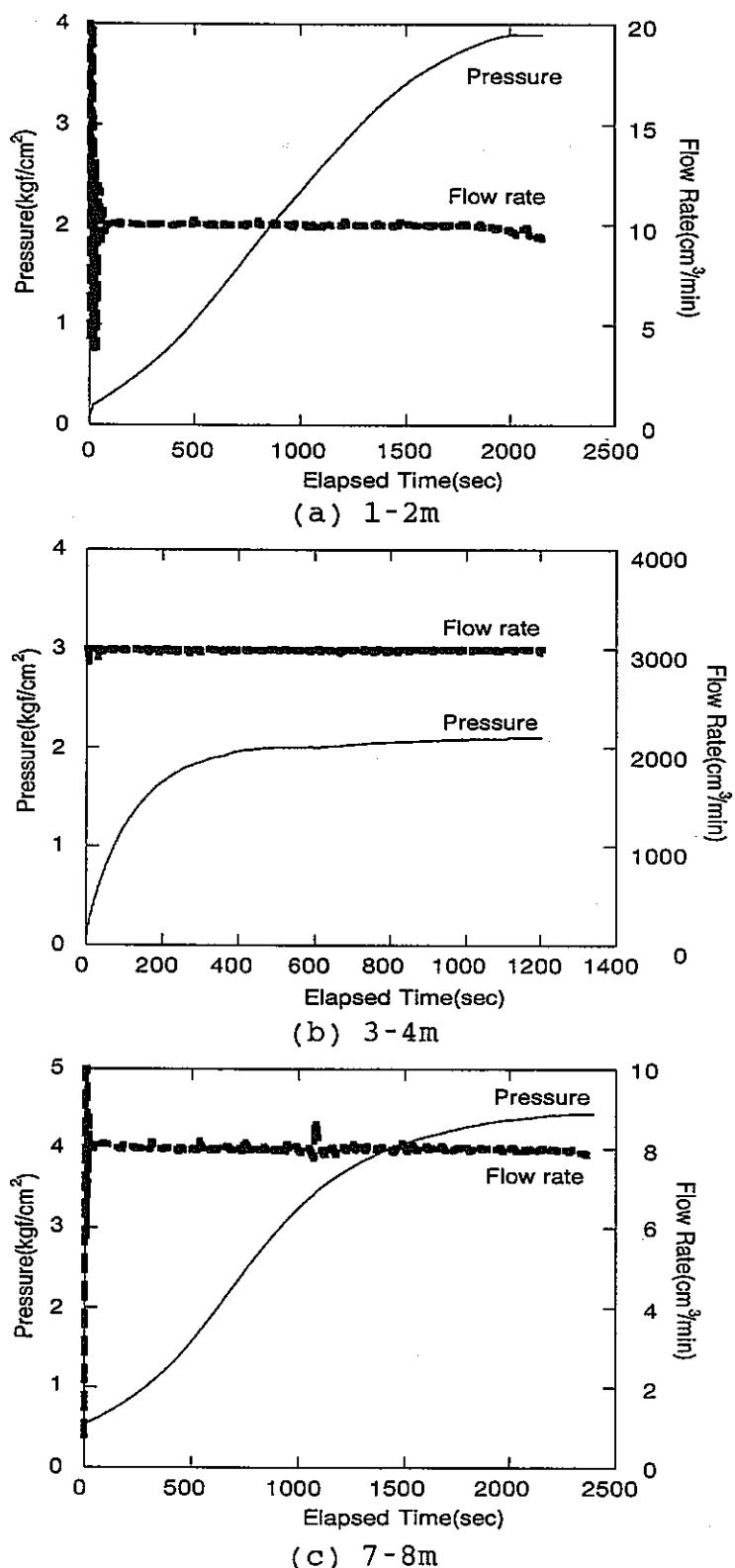


Figure 9 Time history of pressure and flow rate
at the injection section(KBH2)
Injection test at a constant flow rate

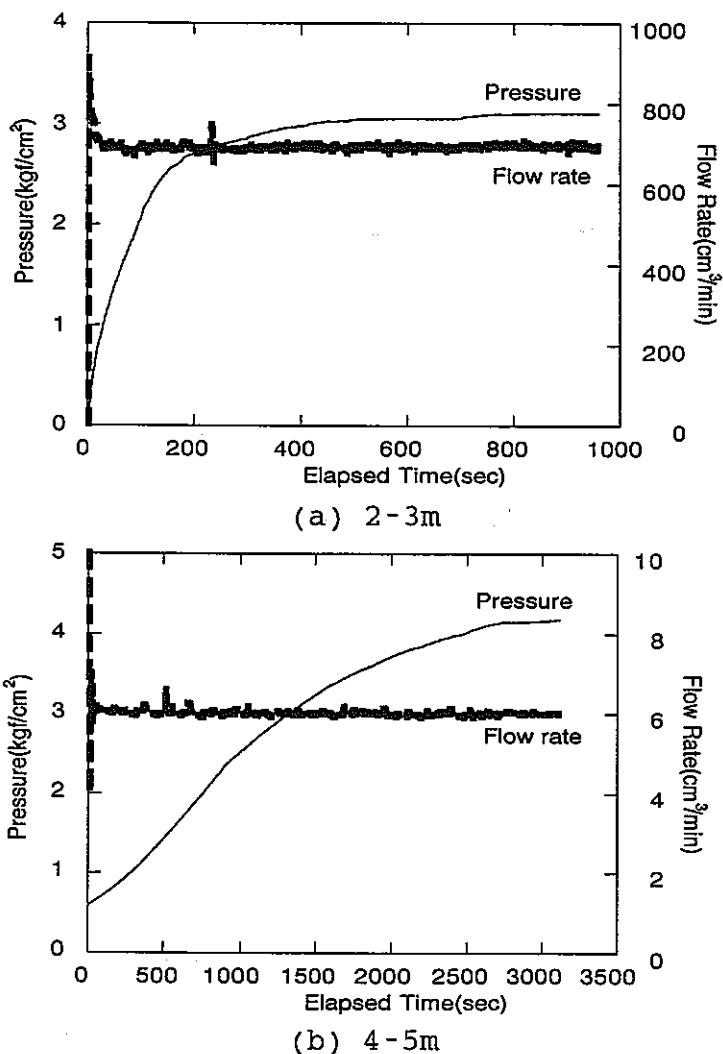
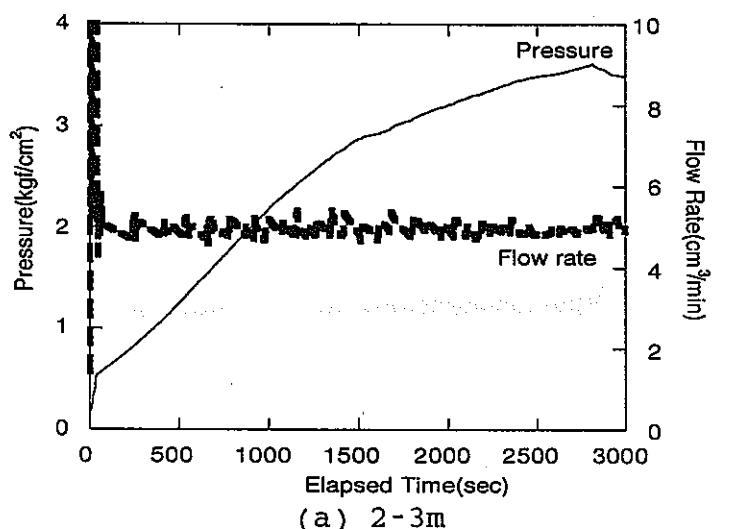
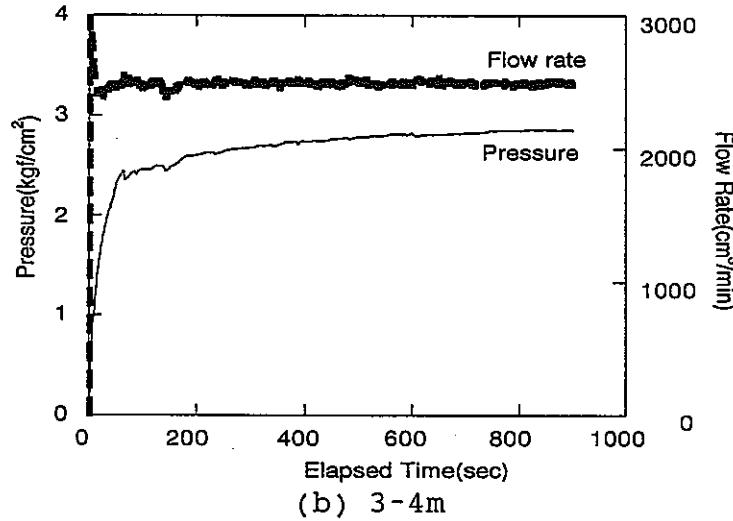


Figure 10 Time history of pressure and flow rate
at the injection section(KBH4)
Injection test at a constant flow rate



(a) 2-3m



(b) 3-4m

Figure 11 Time history of pressure and flow rate
at the injection section(KBH6)
Injection test at a constant flow rate

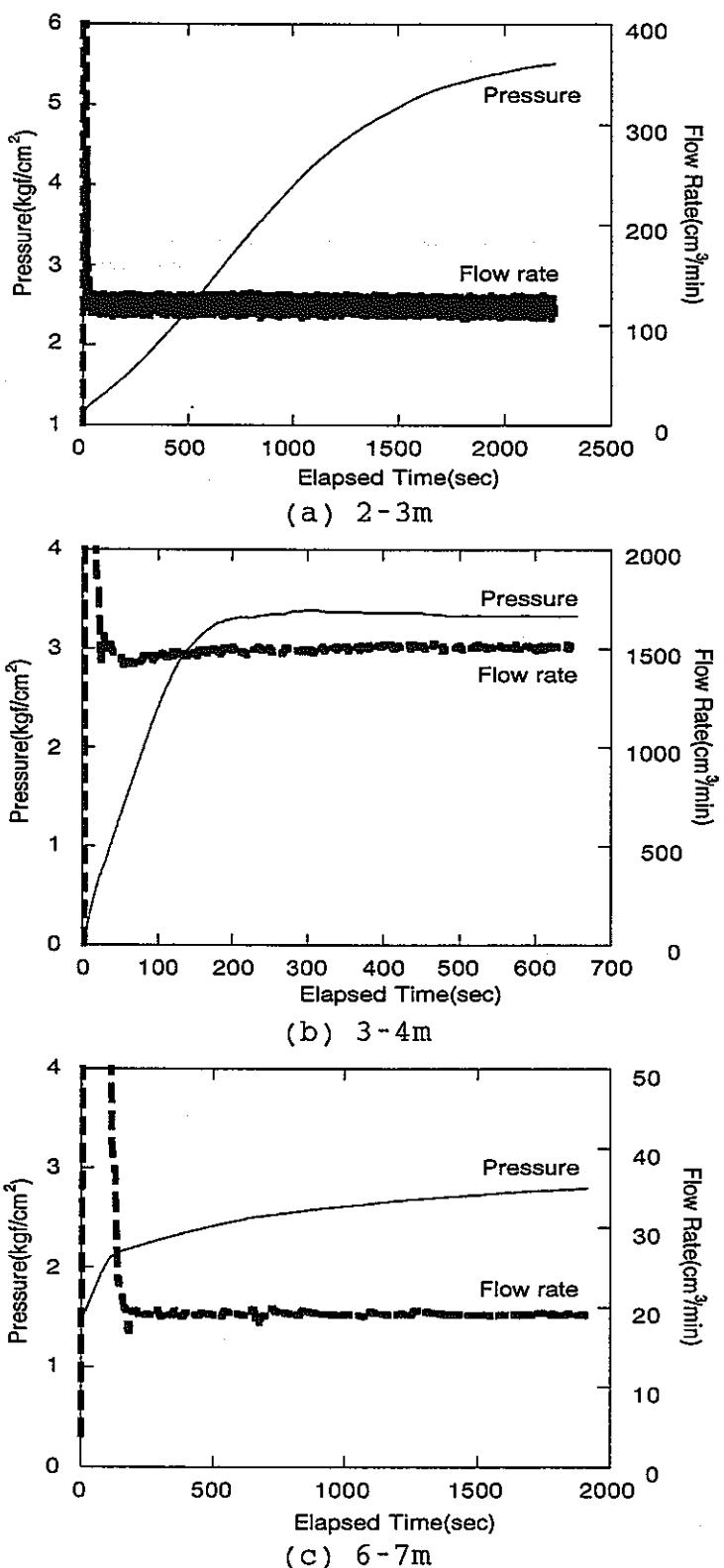


Figure 12 Time history of pressure and flow rate
at the injection section(KBH7)
Injection test at a constant flow rate

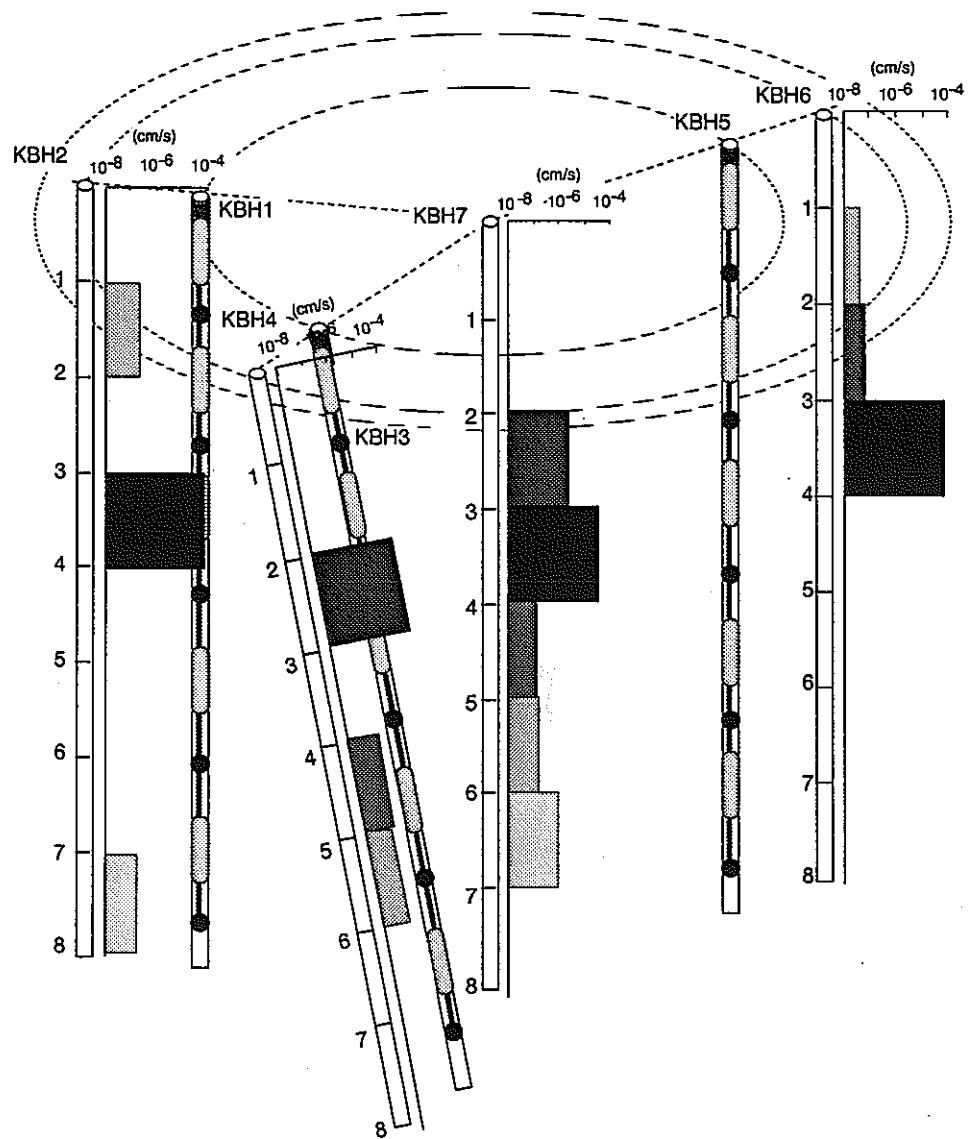


Figure 13 Permeability distribution in the injection boreholes.

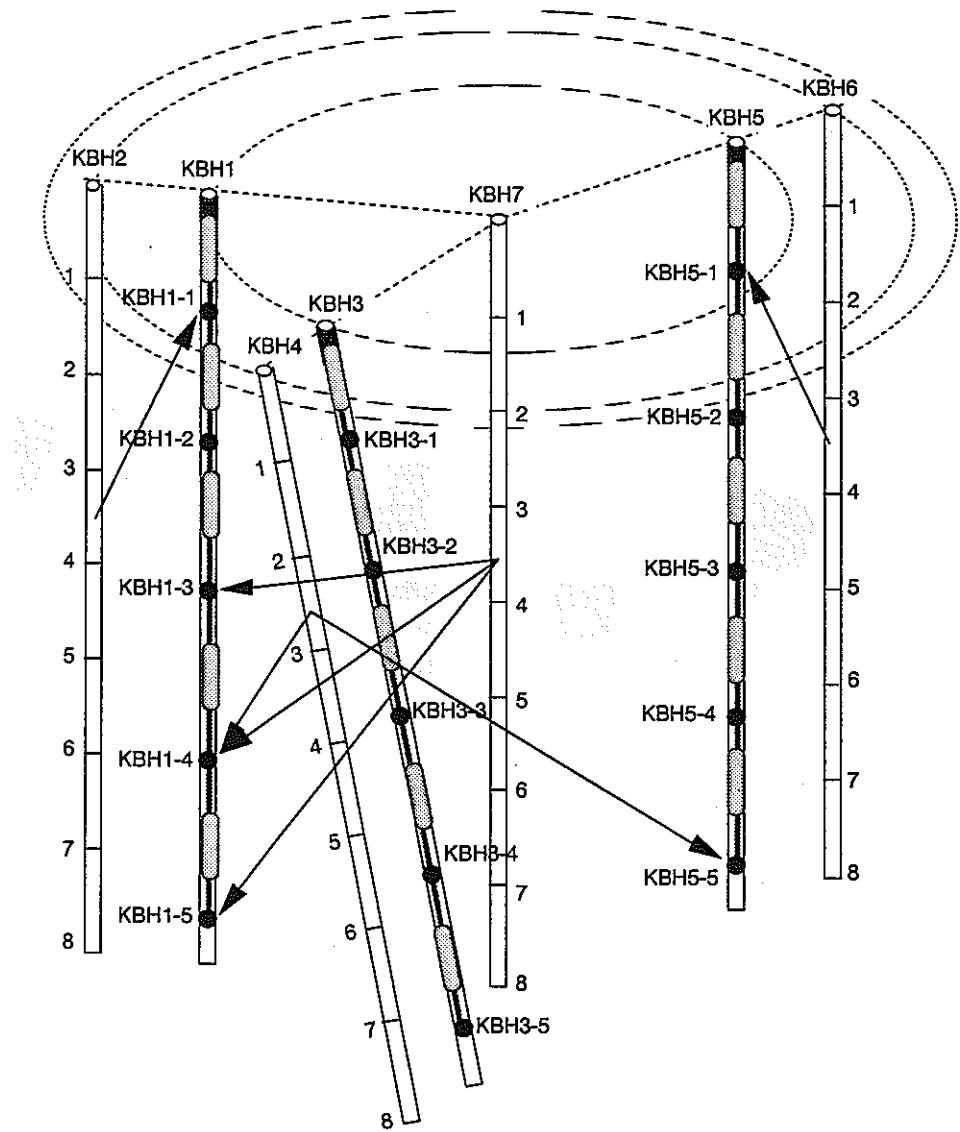


Figure 14 Result of connectivity investigation (TEST1).

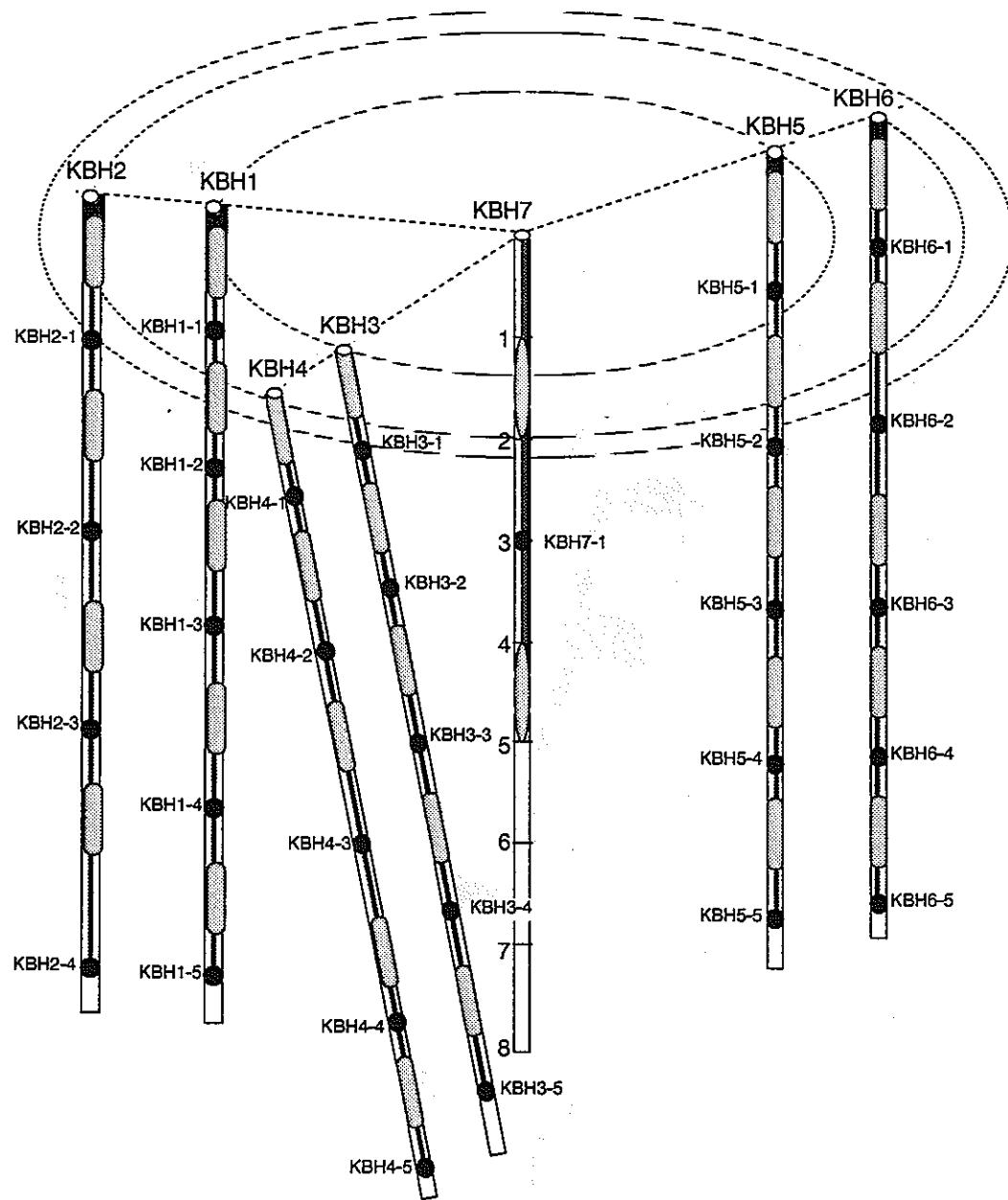


Figure 15 Location of injection/monitoring section (TEST2).

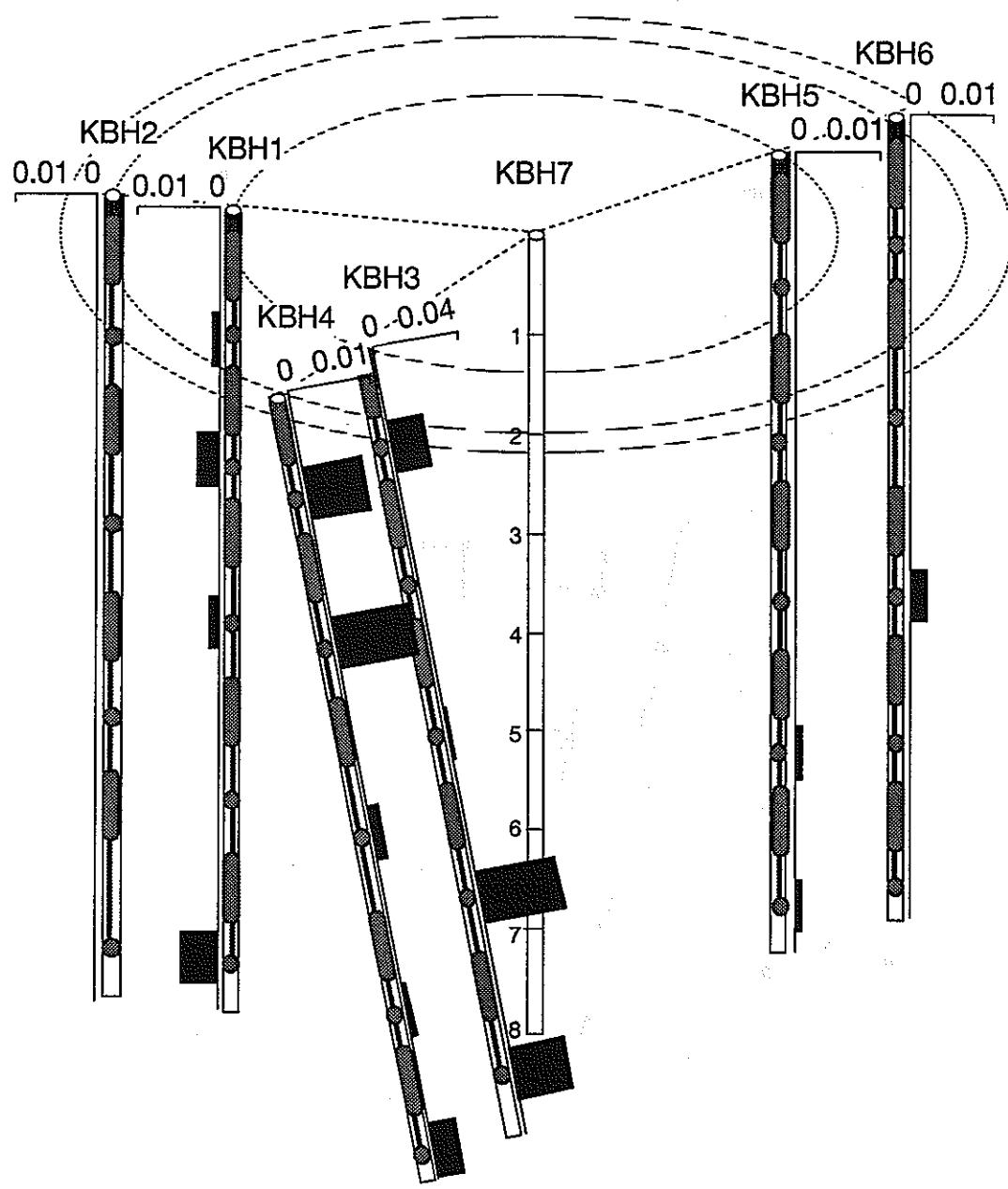


Figure 16 Initial pressure distribution before TEST2.

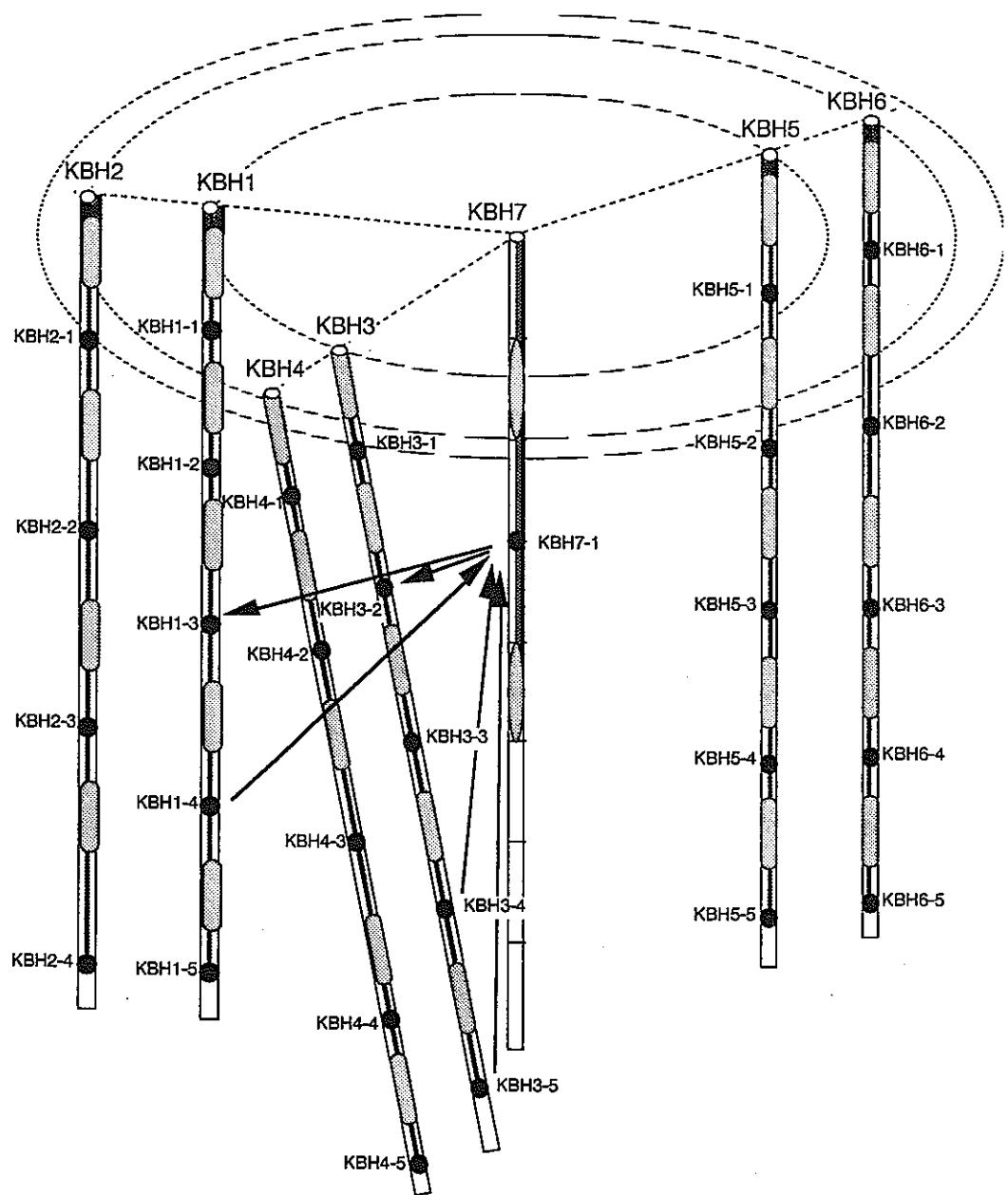


Figure 17 Result of connectivity investigation (TEST2).

4 EXAMINATION OF HYDRAULIC TESTS

4.1 OBJECTIVES

The regime of the ground water flow through rock mass may be very different from the one through porous soil ground because the figure of the void is effected by the cracks or fractures in the rock mass, which derive the strong anisotropy and heterogeneity. Many recent numerical models expressing the flow in the fractured rock mass try to model directly such void structures or to make an equivalent continuum to the fractured permeable rocks. In such models, the fracture observation results are used to introduce the fracture structure in a numerical model. The fracture aperture, which is difficult to measure directly in the field observation, has been calibrated in many cases by using the permeability obtained from the in-situ tests because it is difficult to tell the hydraulically important void from many openings. Moreover it may be difficult to infer accurately the fracture structure in the rock mass by using the limited observation results about the fracture geometry. From above reasons, many uncertainties may remain for discontinuous and continuous modeling approaches as a matter of fact. Moreover, it should be noticed that there is already the concept for the flow field to calculate analytically the permeability from the in-situ tests. Thus, if the analytical model giving the permeability from the in-situ tests is different from the numerical one, the fracture aperture calibrated from such a permeability does not make a correct sense in the model.

To overcome or assist such uncertainties, the general flow model proposed by Barker is used to examine the hydraulic tests in Kamaishi, which considers the flow aspect by the dimension of real number. In the process, the real number dimension is found by fitting the observed results on the type curve of each real number dimension and then the permeability and storativity are calculated for the dimensional model. In this chapter, firstly, the type curve for the constant pressure and flow rate tests are derived briefly on the basis of the Barker's theory. Secondly, the results

at Kamaishi are examined by this theory. The fractional dimension obtained from such a type curve does not have a concrete physical meaning, however this will become the index for the change in the fracture structure introduced by the pressure change and indicate the degree of the anisotropy. Moreover, the correct hydraulic properties matched for the ground status can be examined because the observed results will be represented so well by the real number dimension model, whereas the conventional approach used to obtain the permeability from the in-situ tests is assuming some dimension and flow aspect.

It can be also recognized from this theory that the permeability derived from the tests is not inherent as a ground property, but the coefficient in a given flow model. Thirdly, the distribution of the hydraulic properties are examined, which will help to consider the statistical characteristics of the field.

4.2 THEORY

4.2.1 GOVERNING EQUATIONS AND CONDITIONS

The continuity equation of ground water flow in the rock mass from the injection well is given as followings by Barker[5];

$$\frac{1}{\alpha_1} \frac{\partial h}{\partial t} = \frac{1}{r^{n-1}} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^{n-1} \frac{\partial h}{\partial r} \right) \quad (2)$$

where the α_1 is $K_f S_{sf}$, in which K_f is the permeability and S_{sf} is the specific storage coefficient of the fractured rock mass. n is the real number dimension from 1 to 3, h is the total head in the rock mass and r is the distance from the central point of the injection hole.

The following equation is used to express the skin effect around the injection hole;

$$H = h - S_f r_w \frac{\partial h}{\partial r} \Big|_{r=r_w} \quad (3)$$

where S_f is the non dimensional coefficient of skin effect, H is the total head in the injection hole and r_w is the radius of the injection hole.

The conservation equation in the injection hole is given as

$$S_w \frac{\partial H}{\partial r} = Q + K b^{3-n} \alpha_n r_w^{n-1} \frac{\partial h}{\partial r} \Big|_{r=r_w} \quad (4)$$

where S_w is the storage capacity of the source which is given as πr_w^2 , Q is the injection rate. α_n is given as

$$\alpha_n = \frac{2\pi^{n/2}}{\Gamma(n/2)} \quad (5)$$

where Γ is the gamma function. $b^{3-n} \alpha_n r_w^{n-1}$ implies the area through which the injected water goes in n dimensional way. Thus, this dimension is $[L]^2$. This is the point of Barker's theory. Figure 18 shows the schematic view of the area given by this equation with some specific values of n .

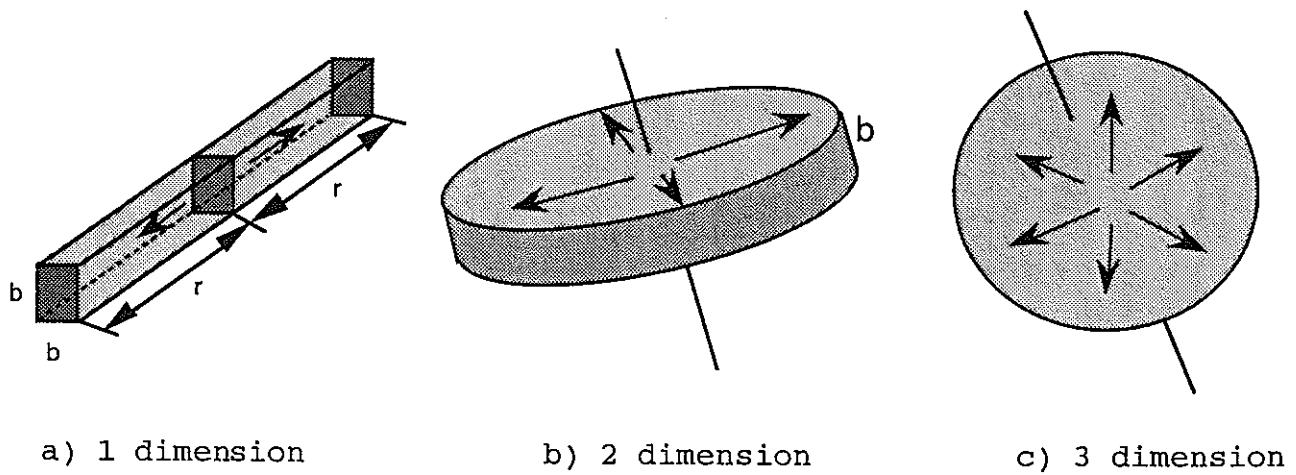


Figure 18 Schematic view of the flow area for different dimensional model

A boundary condition is introduced which states the heat is zero at infinite distance from the source.

$$h(\infty, t) = 0 \quad (6)$$

The boundary condition at the source is given as

$$H = H_0 \quad \text{for constant pressure test}$$

$$Q = Q_0 \quad \text{for constant flow rate test} \quad (7)$$

It will normally be assumed that the initial condition is that the head is zero through the system.

$$h(r, 0) = H(0) = 0 \quad (8)$$

4.2.2 DERIVATION OF TYPE CURVE OF CONSTANT PRESSURE TEST

The following non dimensional parameters are defined:

$$h_D = \frac{h}{H_0} \quad (9)$$

$$t_D = \frac{\alpha_1 t}{r_w^2} \quad (10)$$

$$r_D = \frac{r}{r_w} \quad (11)$$

$$Q_D = \frac{Q}{K_f b^{3-n} \alpha_n r_w^{n-1}} \quad (12)$$

Substituting into the equations (2), (3) and (4), we obtain

$$\frac{\partial h_D}{\partial t} = \frac{n-1}{r_D} \frac{\partial h_D}{\partial r_D} + \frac{\partial^2 h_D}{\partial r_D^2} \quad (13)$$

$$H_D = h_D - S_f \left. \frac{\partial h_D}{\partial r_D} \right|_{r_D=1} \quad (14)$$

$$\beta \frac{\partial H_D}{\partial t_D} = Q_D + \gamma \left. \frac{\partial h_D}{\partial r_D} \right|_{r_D=1} \quad (15)$$

where β is $\pi H_0 / (S_{sf} b^{3-n} \alpha_n r_w^{n-1})$, γ is H_0/r_w .

Laplace transforms can be used successfully to solve the equations. The subsidiary equations are:

$$\bar{h}_D p = \frac{n-1}{r_D} \frac{\partial \bar{h}_D}{\partial r_D} + \frac{\partial^2 \bar{h}_D}{\partial r_D^2} \quad (16)$$

$$\bar{H}_D = \bar{h}_D - S_f \left. \frac{\partial \bar{h}_D}{\partial r_D} \right|_{r_D=1} \quad (17)$$

$$\beta \bar{H}_D p = \bar{Q}_D + \gamma \left. \frac{\partial \bar{h}_D}{\partial r_D} \right|_{r_D=1} \quad (18)$$

The transformed boundary condition at the source is

$$\bar{H}_D = \frac{1}{p} \quad . \quad (19)$$

The general solutions for the equation (16) is of the form:

$$\bar{h}_D = C(p) r_D^\nu K_\nu(\sqrt{p} r_D) + D(p) r_D^\nu I_\nu(\sqrt{p} r_D) \quad (20)$$

where I_ν and K_ν are modified Bessel functions of n th order of the first and second kind, respectively. n is $1-n/2$. The coefficient $C(p)$ in the equation (20) is found to be nil since the restricted boundary condition:

$$\lim_{r_D \rightarrow \infty} \bar{h}_D = 0 \quad (21)$$

So the general solution in this case is given as

$$\bar{h}_D = C(p) r_D^\nu K_\nu(\sqrt{p} r_D) \quad (22)$$

The derivative of the above equation at the surface of the source is written as

$$\frac{\partial \bar{h}_D}{\partial r_D} = -C(p) r_D^\nu \sqrt{p} K_{\nu-1}(\sqrt{p} r_D) \quad (23)$$

Substituting the equations (22) and (23), the equation (14) is rewritten as

$$\bar{H}_D = C(p) \left(K_v(\sqrt{p}) + S\sqrt{p}K_{v-1}(\sqrt{p}) \right) \quad (24)$$

from which the function $C(p)$ can be determined.

Substituting the equations (22), (23) and $C(p)$ from (24), the equation (15) is given as

$$\bar{Q}_D = \bar{H}_D \left\{ \beta p + \gamma \frac{\sqrt{p}K_{v-1}(\sqrt{p})}{K_v(\sqrt{p}) + S\sqrt{p}K_{v-1}(\sqrt{p})} \right\} \quad (25)$$

The transformed boundary condition (19) can be applied to the above equation. Finally, the transformed injection flow rate is given as

$$\bar{Q}_D = \frac{1}{p} \left\{ \beta p + \gamma \frac{\sqrt{p}K_{v-1}(\sqrt{p})}{K_v(\sqrt{p}) + S\sqrt{p}K_{v-1}(\sqrt{p})} \right\} \quad (26)$$

By using a numerical Laplace inversion technique, the Q_D as a function of time can be obtained for any dimension. In this case, the numerical inversion scheme introduced by Stehfest[6] is used, of which accuracy was confirmed by Karasaki[7]. The validation of the results in this case are examined by comparing with the flow rate at the steady state. The steady injection flow rate of the constant pressure test is obtained like following for dimensions greater than two:

$$H_{t=\infty} = \frac{-Q_{t=\infty} \Gamma(1-v) r_w^{2v} (1-2vS_f)}{4\pi^{1-v} K_f b^{3-v} v} \quad (27)$$

By using the definition of α_n , Q_D and γ , the above equation is rewritten with the non dimensional parameters as

$$Q_D = \frac{2\gamma v}{1-2vS_f} \quad (28)$$

By comparison of this value with the Q_D obtained from the equation (26) at the large t_D , it is examined if the numerical Laplace inversion is successfully completed.

Substituting $C(p)$ of the equation (24) into the equation (22) and applying the boundary condition of the equation (19), the transformed head in the rock mass is given as

$$\bar{h}_D = \frac{r_D^v K_v(\sqrt{p} r_D)}{p \left\{ K_v(\sqrt{p}) + S\sqrt{p} K_{v-1}(\sqrt{p}) \right\}} \quad (29)$$

The behavior of the head at the observed well during the constant pressure test is examined with this equation.

4.2.3 DERIVATION OF TYPE CURVE OF CONSTANT FLOW RATE TEST

In this case, the following dimensionless parameters are defined as used in the usual well problem:

$$h_D = \frac{K p^{3-n} \alpha_n r_w^{n-1}}{Q_0 r_v} (h_i - h) \quad (30)$$

$$H_D = \frac{K p^{3-n} \alpha_n r_w^{n-1}}{Q_0 r_w} (H_i - H) \quad (31)$$

$$Q_D = \frac{Q}{Q_0} \quad (32)$$

It will normally be assumed that the initial head is zero throughout the system. So $h_i = 0$ and $H_i = 0$. It would be understood from the equations (30) and (31) that the dimensionless parameters h_D and H_D in this case imply the dimensionless drawdown in the rock mass and at the source, respectively.

Substituting the equations (30) and (31) into the equations (2) and (3), the same equations to the equations (16) and (17) can

be obtained. For the equation (4), the following equation with the dimensionless parameters are obtained:

$$\eta \frac{\partial H_D}{\partial t_D} = -Q_D + \left. \frac{\partial h_D}{\partial r_D} \right|_{r_D=1} \quad (33)$$

where $\eta = \pi r_w / S_{sj} b^{3-n} \alpha_n r_w^{n-1}$. The equations (23), (24) and (25) hold in this case. Substituting these equations into the subsidiary equation of (33), the transformed dimensionless head at the source is given as

$$\bar{H}_D = -\bar{Q}_D \left(\eta p + \frac{\sqrt{p} K_{v-1}(\sqrt{p})}{K_v(\sqrt{p}) + S\sqrt{p} K_{v-1}(\sqrt{p})} \right)^{-1} \quad (34)$$

The transformed boundary condition of the equation (7) for the constant flow rate test are applied to the above equation. The final form of the transformed dimensionless head at the source is written as

$$\bar{H}_D = -\frac{1}{p} \left(\eta p + \frac{\sqrt{p} K_{v-1}(\sqrt{p})}{K_v(\sqrt{p}) + S\sqrt{p} K_{v-1}(\sqrt{p})} \right)^{-1} \quad (35)$$

By using the numerical Laplace inversion scheme, the type curve for the constant flow rate test can be obtained.

4.3 TYPE CURVES OF CONSTANT PRESSURE AND FLOW RATE TESTS

4.3.1 CONSTANT PRESSURE TESTS

Figure 19 shows several log-log plots of Q_D and t_D for some dimensions, which is the type curves of the constant pressure test with β of 5.28×10^6 and γ of 132. The skin effect, S_f , is set to be zero. While this curve is not sensitive for the value of β , the curve moves vertically according to the value of γ . In order to apply this curve for a constant pressure test, the value of γ has

to be firstly identified from the applied head, H_0 , and the radius of the injection hole, r_w . The type curves for some dimensions are made in terms of the value of γ and the dimension is identified by fitting the log-log plots of the observed Q and t to the type curves. From the matching point, the permeability, K_f , is calculated with the equation (12) by using the value of β and α_n which is calculated from the dimension, n , with the equation (5). S_{sf} is evaluated from K_f , t_D , t and r_w with the equation (10).

4.3.2 CONSTANT FLOW RATE TESTS

Figure 20 shows the several log-log plots of H_D and t_D with η of 100 for some dimensions. This curve is dependent on the value of η . Thus, fitting process with log-log plot of the measured H and t can be carried out with the type curves for some values of η and then the best fitting curve has to be found. This process would be programmed in the computer code. Similarly to the process in the case of the constant pressure test, K_f is calculated through the values of H_D and H of the matching point for the best fitted curve of the dimension, n , and then S_{sf} is evaluated in terms of K_f , t_D , t and r_w .

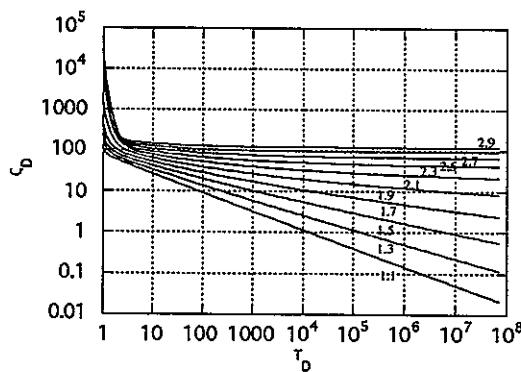


Figure 19 Constant pressure test

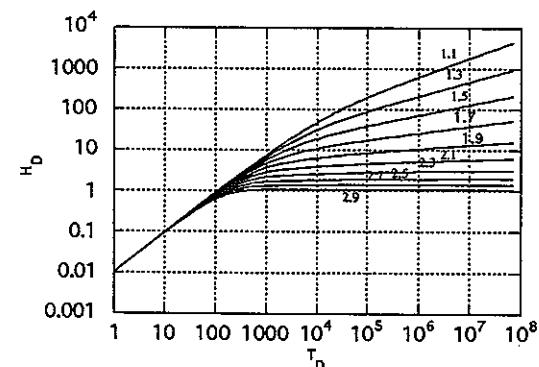


Figure 20 Constant flow rate test

4.4 EXAMINATION OF KAMAISHI IN-SITU TESTS

4.4.1 SINGLE BOREHOLE TESTS

In Kamaishi area, the constant pressure and flow rate tests were carried out by using four boreholes, KBH1, 3, 5 and 7. The above method applied to those tests and Table 3 shows the results for the constant pressure tests. Table 4 shows the results for the constant flow rate tests. The results of the constant flow rate tests were difficult to fit to the type curve because the pressure in the injection section rose in a different way from the ideal way assumed in the analytical method. Thus, the number of the boreholes are limited for the examination. The results obtained by the examination are, however, similar to the ones for the constant pressure results. Therefore, the consideration about the hydraulic properties is carried out by mainly using the constant pressure test results.

The geometric mean of the permeability from the constant pressure tests, which were injected by the same pressure of 3 kg/cm^2 , is $2.5 \times 10^{-9} \text{ m/s}$ and the standard deviation of $\ln(K)$ is 3.1. The distribution of the permeability can be assumed to be lognormal one as shown in Figure 21. The average of the dimension is 2.2 and the standard deviation is 0.46. The distribution of the dimension can be assumed to be normal one as shown in Figure 22.

Figure 23 shows the autocorrelation coefficient of the permeability as a function of distance, x , from which the correlation length, λ , can be estimated by assuming the distribution as the exponential function, i.e., $\eta e^{-x/\lambda}$. η should be less than 1 which is corresponding to the nugget effect of zero. It is found from Figure 23 that the correlation length is 1.54m and η is 0.0182. η is very high, which means the big nugget effect. However, this high η is derived from the large variance of the data at the distance of 1m which is the minimum distance between measuring points. If the nugget effect is assumed to be zero, i.e. η of 1, the correlation length become 0.624m. Anyway, the

correlation length of the permeability is very short. Figure 24 shows the autocorrelation length of the dimension as a function of distance. As similar to the permeability, if η is assumed to be 1, the correlation length of the dimension is 0.57m, which is also very short. This means that the hydraulic property and flow aspect are drastically changing at a short distance. Thus, it may be said that the heterogeneity and anisotropy of the flow filed are very high in this area.

In the constant pressure tests, the injection pressure was raised step by step at KBH2;3, KBH4;2 and KBH6;3. The examination results for the pressure increasing tests are summarized in Table 5. Figure 25, 26 and 27 shows the relations of the pressure with the permeability and the dimension. It is seen from those figures that the permeability is increasing with pressure and the peak value exists during pressure increasing process. Moreover, it is found that the dimension is increasing for all cases. When the dimension is high, the permeability is estimated as a low value even if the same flow rate is observed for some injection pressure. Thus, the existence of the peak of the permeability is relating to the dimension increasing process. These results may be useful to make a model considering the mechanical coupling with flow problem.

Table 3 Results of the constant pressure tests

Case	Dimension	K_f (m/s)	S_f (1/m)	K_f/S_f (m ² /s)
KBH2;1	1.3	1.17E-09	1.25E-06	9.36E-04
KBH2;3	2.6	1.18E-05	3.75E-04	3.15E-02
KBH2;5	2.1	8.85E-11	6.78E-07	1.31E-04
KBH2;7	2.1	1.83E-09	4.06E-06	4.51E-04
KBH4;1	2.1	3.67E-10	2.81E-06	1.31E-04
KBH4;2	2.1	1.76E-07	6.50E-04	2.71E-04
KBH4;3	2.9	6.22E-10	1.29E-05	4.82E-05
KBH4;4	2.3	1.95E-09	1.24E-05	1.57E-04
KBH4;5	2.1	4.05E-10	2.10E+00	1.93E-10
KBH4;6	2.1	2.80E-10	1.34E-06	2.09E-04
KBH6;1	1.1	2.12E-10	7.82E-07	2.71E-04
KBH6;2	2.1	8.04E-10	5.94E-06	1.35E-04
KBH6;3	2.9	2.50E-06	3.88E-02	6.44E-05
KBH6;4	2.6	6.77E-11	2.18E-06	3.11E-05
KBH7;1	2.9	4.29E-07	3.17E-03	1.35E-04
KBH7;2	2.1	1.65E-06	2.70E-14	6.11E+07
KBH7;4	2.6	3.77E-10	1.27E-04	2.97E-06
KBH7;5	2.1	3.64E-10	2.25E-05	1.62E-05
KBH7;6	2.9	4.34E-08	1.27E-04	3.42E-04
KBH7;7	2.1	2.13E-10	1.70E-05	1.25E-05

Table 4 Results of the constant flow rate tests

Case	Dimension	K_f (m/s)	S_f (1/m)	K_f/S_f (m ² /s)
KBH2;1	1.1	2.76E-08	3.81E-06	7.24E-03
KBH2;3	2.2	6.78E-05	4.36E-02	1.56E-03
KBH2;7	1.8	4.03E-09	1.47E-05	2.74E-04
KBH4;2	1.9	6.22E-07	8.57E-04	7.26E-04
KBH4;4	1.4	5.87E-10	8.62E-05	6.81E-06
KBH6;2	1.7	1.40E-09	1.79E-04	7.82E-06
KBH6;3	1.2	1.44E-06	3.96E-04	3.64E-03
KBH7;2	2.6	5.56E-07	1.28E-04	4.34E-03
KBH7;3	1.8	1.70E-06	3.53E-03	4.82E-04
KBH7;6	1.8	2.26E-08	7.83E-06	2.89E-03

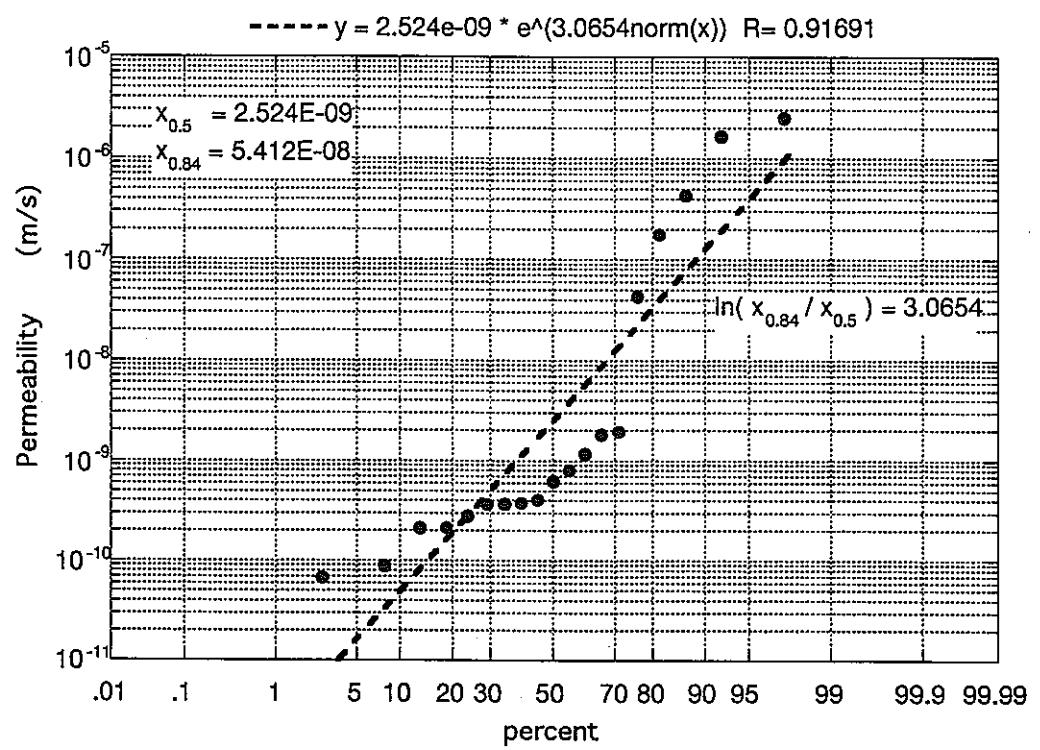


Figure 21 Probability of the permeability

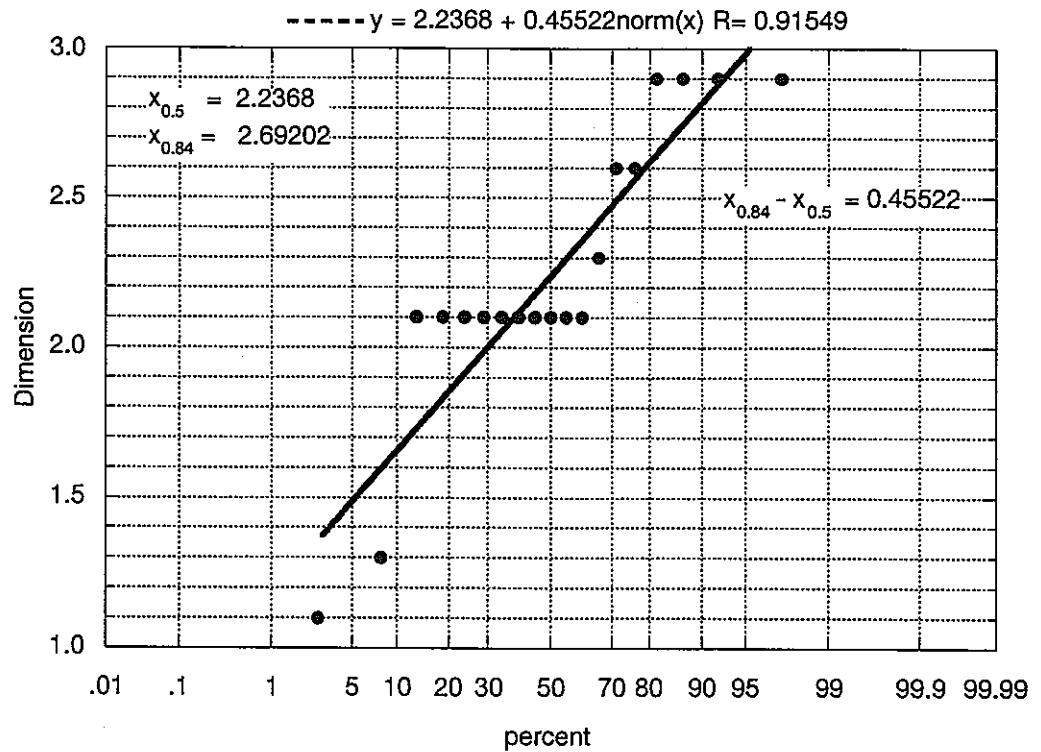


Figure 22 Probability of the dimension

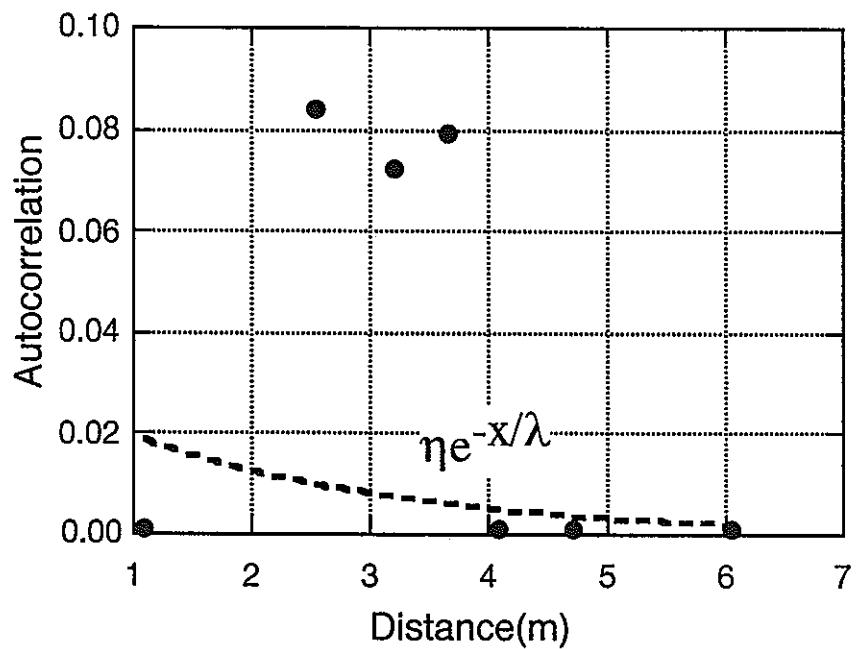


Figure 23 Autocorrelation coefficient of the permeability as a function of distance

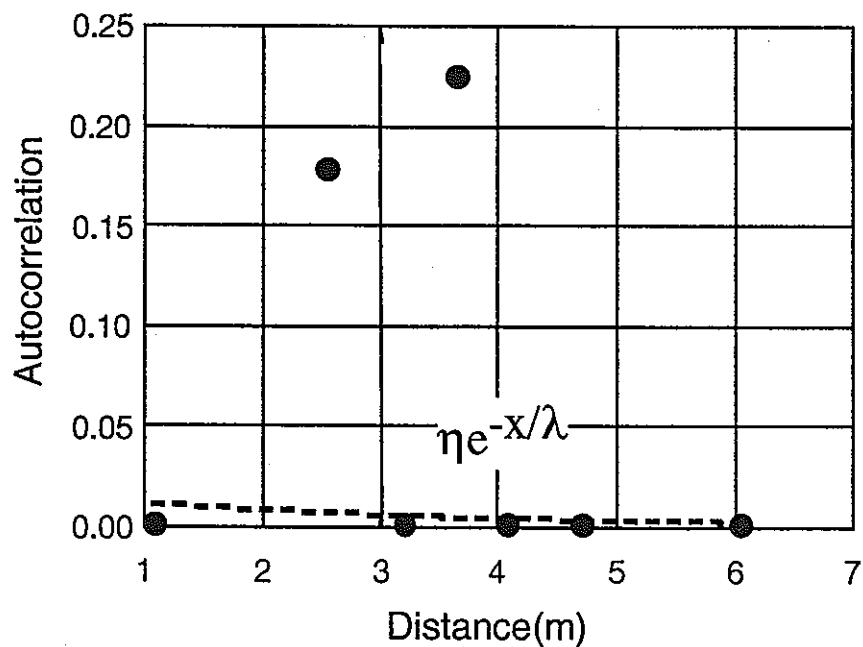
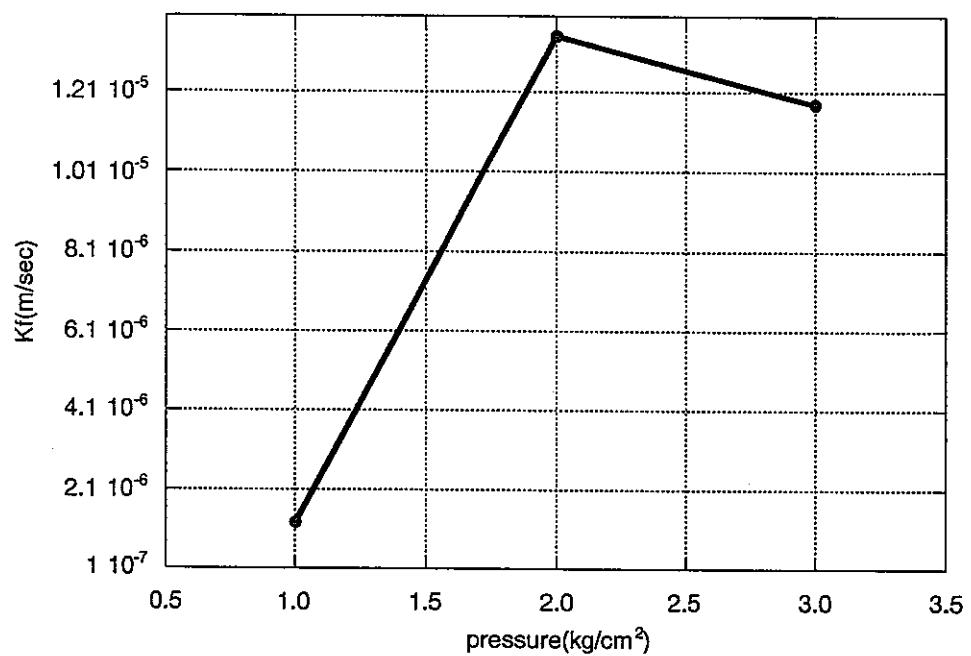
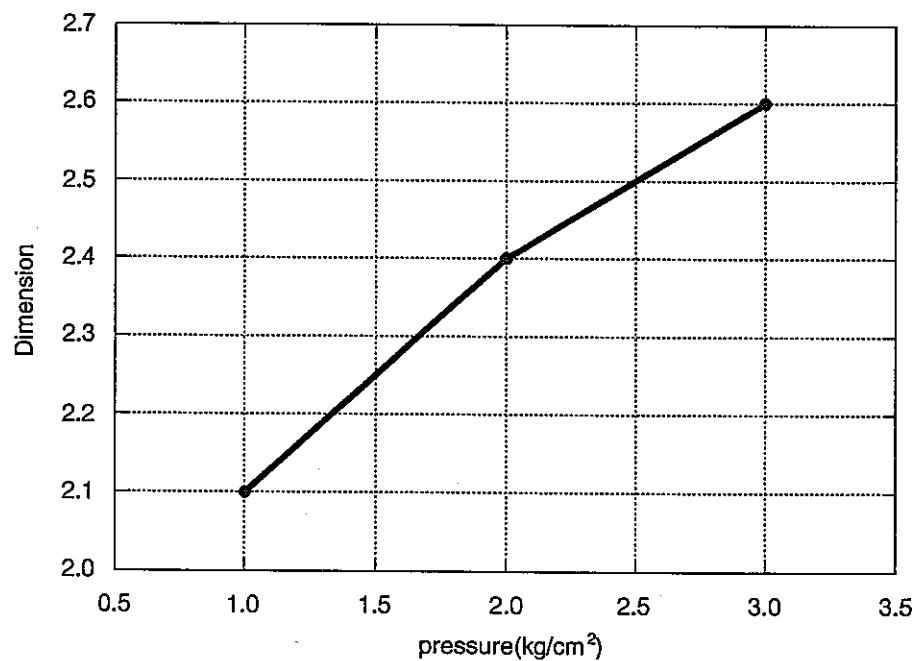


Figure 24 Autocorrelation length of the dimension as a function of distance

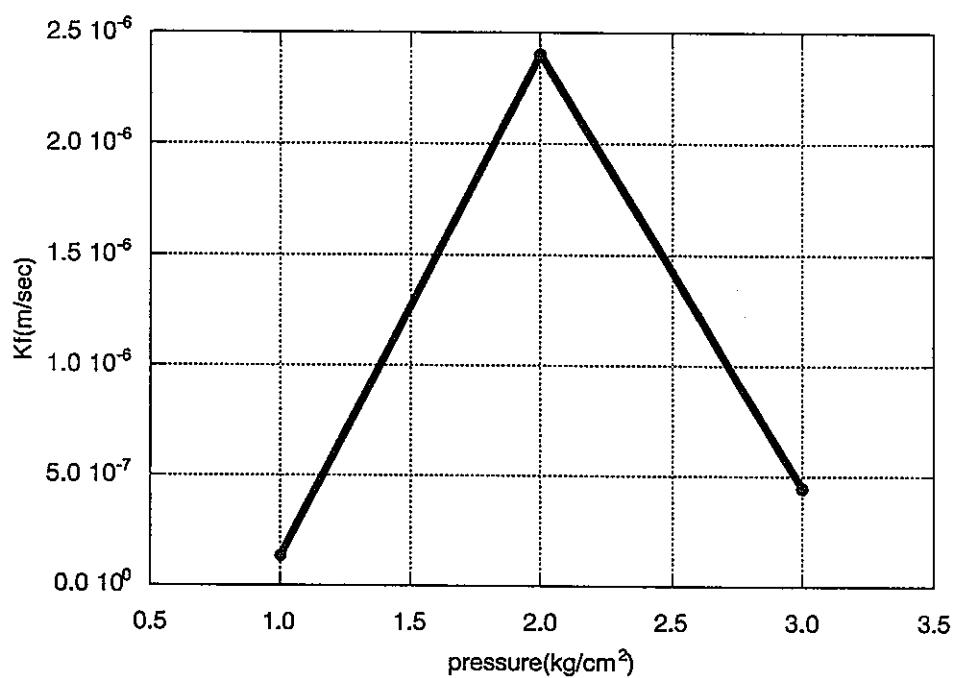


(a) Permeability as a function of pressure

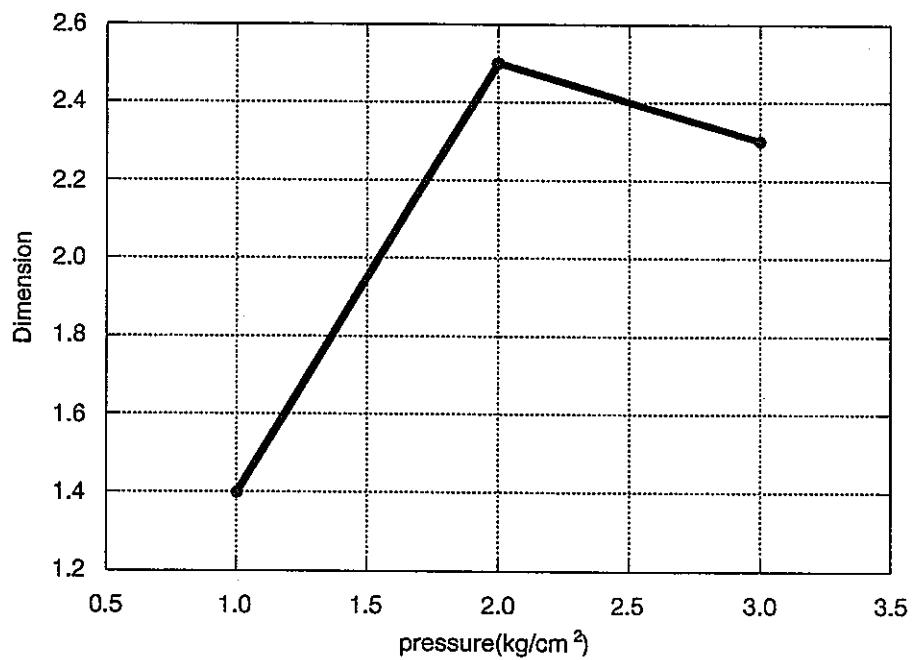


(b) Dimension as a function of pressure

Figure 25 Relation of the pressure with the permeability and the dimension at KBH2;3(3~4m)

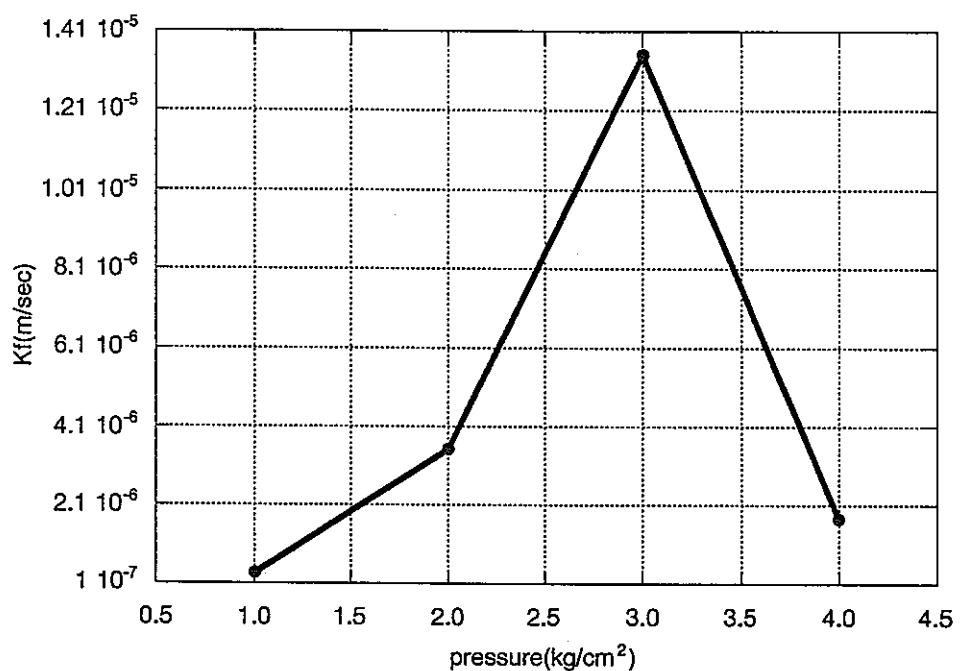


(a) Permeability as a function of pressure

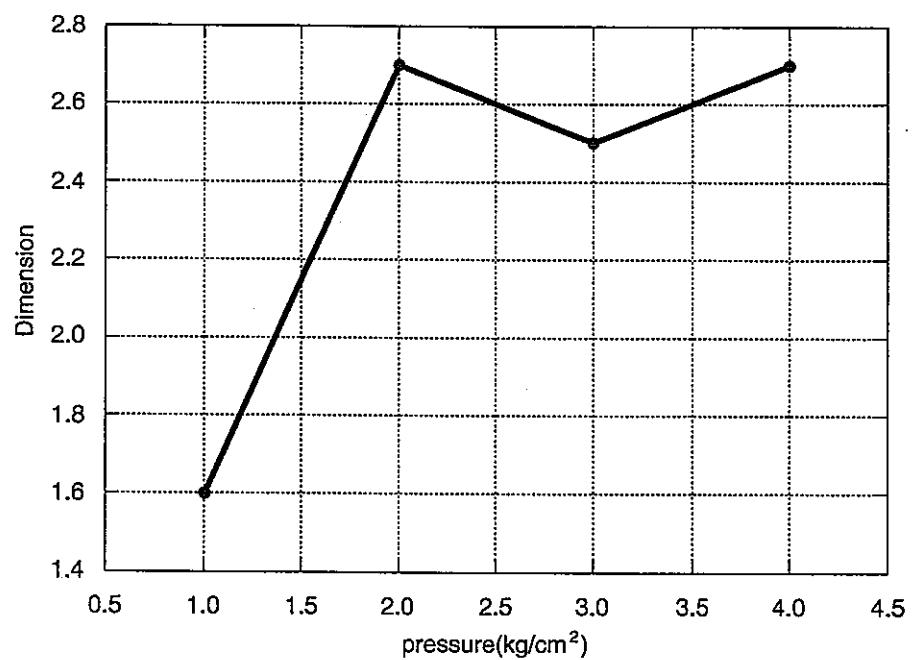


(b) Dimension as a function of pressure

Figure 26 Relation of the pressure with the permeability and the dimension at KBH4;2(2-3m)



(a) Permeability as a function of pressure



(b) Dimension as a function of pressure

Figure 27 Relation of the pressure with the permeability and the dimension at KBH6;3(3-4m)

Table 5 Results of pressure increasing tests

Case	Pressure (kgf/cm ²)	Dimension	Kf (m/s)	Sf (1/m)	Kf/Sf (m ² /s)
KBH2; 3	1	2.1	1.26E-06	7.25E-03	1.74E-04
	2	2.4	1.35E-05	1.55E-01	8.71E-05
	3	2.6	1.18E-05	3.75E-04	3.15E-02
KBH4; 2	1	1.4	1.36E-07	5.52E-04	2.46E-04
	2	2.5	4.29E-06	7.76E-01	5.53E-06
	3	2.3	4.46E-07	2.03E-09	2.20E+02
KBH6; 3	1	1.6	3.63E-07	1.01E-03	3.59E-04
	2	2.7	3.53E-06	2.52E-01	1.40E-05
	3	2.5	1.35E-05	2.98E-01	4.53E-05
	4	2.7	1.75E-06	9.14E-07	1.91E+00

4.4.2 INTERFERENCE TESTS

During the hydraulic tests using single borehole, the pressure changes were observed at KBH1, 3 and 5. Among tests, the pressure changes were clearly observed at a few boreholes in the constant flow rate tests. Those tests also become the interference tests. The examination results of the interference tests are summarized in Table 6, in which 7 observations are analyzed. Figure 28 shows the comparison of the permeability between injection and observation sections. It is found from this figure that the hydraulic conductivities examined at the observation section are larger than the one at the injection section. Figure 29 shows the same relation about the dimension. It is found in this case that the dimension does not have clear relation between observation and injection sections. The permeability at the observation section may reflex the flow paths between two boreholes while the one at

the injection section may be effected by the paths in the more larger region. The dimension may represent the average flow aspect in such a region. Since the dimension does not have clear tendency between injection and observation section, the way to flow might not be dependent on the volume of the flow region. On the contrast, the permeability may be influenced by the volume of the flow region.

Table 6 Results of interference tests

Injection section		KBH2;3	KBH4;2		KBH6;3	KBH7;3		
Observed section		KBH1-1	KBH1-4	KBH5-5	KBH5-1	KBH1-3	KBH1-4	KBH1-5
Distance(m)		2.172	4.383	6.056	2.242	1.642	2.932	4.486
Unit direction vector	X	-0.0548	-0.3482	-0.4919	0.2252	0.2259	0.1265	0.0827
	Y	0.2192	-0.4280	0.0761	-0.1708	-0.8642	-0.4840	-0.3163
	Z	0.9742	-0.8339	-0.8339	0.9594	-0.4501	-0.8660	-0.9449
b (m)		1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
Qo (m ³ /s)		0.18	0.042	0.042	0.15	0.09	0.09	0.09
Dimension		2.9	2.1	2.9	2.6	1.1	1.4	1.1
Kf (m/s)		6.98E-05	1.19E-05	1.11E-05	6.53E-06	4.58E-04	1.80E-04	4.12E-05
Sf (1/m)		1.07E-03	2.94E-03	6.07E-04	1.50E-03	1.06E-02	3.12E-02	1.51E-02

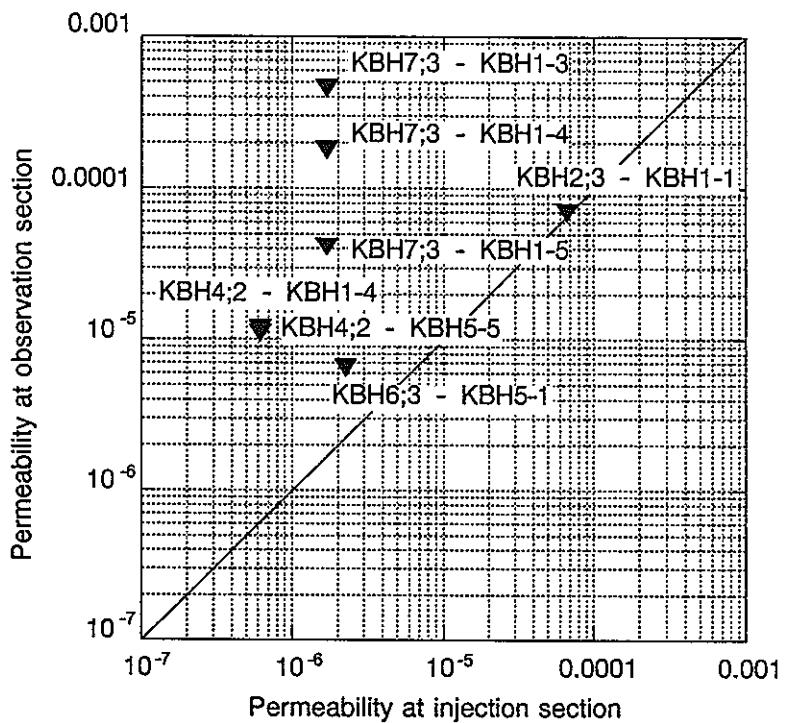


Figure 28 Comparison of the permeability between injection and observation sections

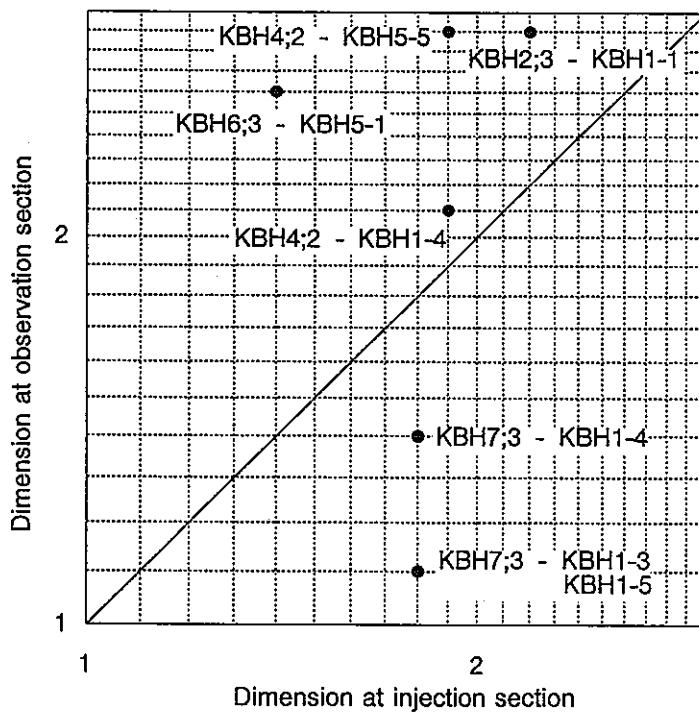


Figure 29 Comparison of the dimension between injection and observation sections

4.4.3 ESTIMATION OF PERMEABILITY TENSOR

Next, these response at the observation wells are analyzed by using the theory proposed by Hsieh, et al[8]. which can obtain the permeability tensor from the interference test.

The unit vector between injection and observation points is e . If the diffusion coefficient (K_f/S_s) tensor, \mathbf{U} , exists for the region, the following equation is given;

$$\mathbf{e}_j^T \mathbf{U}^{-1} \mathbf{e}_j = \frac{S_s}{K_d(\mathbf{e}_j)} \quad (36)$$

where j of \mathbf{e}_j is not the components of the vector but the test number of interference tests. The development of this equation is written as

$$e_{jl}^2 U_{11} + e_{jl}^2 U_{22} + e_{jl}^2 U_{33} + 2e_{jl}e_{jl}U_{12} + 2e_{jl}e_{jl}U_{23} + 2e_{jl}e_{jl}U_{13} = \frac{S_s}{K_d(\mathbf{e}_j)} \quad (37)$$

where e_{jl} is the components of the \mathbf{e}_j vector. The right hand side is obtained from the analytical examination mentioned above. There are 6 unknown variables, i.e., U_{11} , U_{12} , U_{13} , U_{22} , U_{23} and U_{33} . Thus, if 6 interference tests having a different direction are carried out, 6 equations can be given by using 6 different vectors, \mathbf{e}_j ($j=1, 6$). When the number of the interference tests is over 6, the method of least squares is applied. After getting the component of \mathbf{U} , the principal values of \mathbf{U} are examined whether those values are all positive or not. Since the tensor, \mathbf{U} , is the positive definite, all principal values should be positive.

In Kamaishi area, 7 interference tests are carried out as shown in Table 6. By using those data, the permeability tensor can be examined. It should be noticed at this stage that the distance between points is 1.6-4.5m. Table 7 shows the principal values of the permeability tensor obtained from the interference tests. Since one of three principal values becomes negative, it seems to be difficult that the permeability tensor of the volume, about a

few meter cubic, is used for calculation. This result can be inferred from the fact that the correlation length is less than 1m. A few meter cubic in this area may have a heterogeneous effect of the permeability. Table 8 indicates the direction of the principal values.

Table 7 Principal values of permeability tensor

Permeability (m/s)		
K1	K2	K3
0.00947132	-0.082434	0.0838627

Table 8 Direction of principal values

	Direction of the principal values		
	X	Y	Z
K1	0.942128	0.0721943	-0.327389
K2	-0.208547	-0.6384	-0.740914
K3	0.262495	-0.766312	0.586398

5. SUMMARY

Results of these experiments indicate that permeability around T-H-M experiment site is very low as a whole but a few high permeable fractures exist. Accordingly, when we will carry out evaluation of result of coupled thermo-hydro-mechanical experiment, it will be important how we will evaluate these fractures. Furthermore, connectivity with these permeable fractures exists at the 3m depth below experiment drift floor. This depth is the same as planned depth of center of heater for T-H-M experiment. This is an interesting result.

6. ACKNOWLEDGMENTS

The authors would like to thank Professors Y.Ohnishi of Kyoto university for his useful advice.

REFERENCES

- [1] Takeda,S. and Osawa,H.; Current Status and Future Program of In-situ Experiments of Kamaishi Japan, Proceedings of International Symposium on In-situ Experiments at Kamaishi, Nov.11-12, 1993, pp.IV-1-12.
- [2] Yamato,A., Masuda,S. and Sakuma,H.; High Level Radioactive Waste Management, Proceedings of the 3rd International Conference, 1992, 1, pp.41-48, American Nuclear Society, Illinois, USA.
- [3] PNC ; Kamaishi In-Situ Experiment, PNC Technical Review No.85, PNC TN1340 93-001, 1993, pp.152-162. (in Japanese)
- [4] PNC ; Current Status of R&D on Geological Disposal, PNC TN1410 94-094, 1994, pp.222-243. (in Japanese)
- [5] Barker,J.A.; A Generalized Radial Flow Model for Hydraulic Tests in Fractured Rock, Water Resources research, 1988, Vol.24, No.10, pp.1796-1804.
- [6] Stehfest,H.; Numerical Inversion of Laplace Transforms, Communications of ACM.,1970, Vol.13, pp.47-49.
- [7] Karasaki,K.; Well Test Analysis in Fractured Media, Ph.D.Thesis, 1987, Lawrence Berkeley Laboratory, University of California.
- [8] Hsieh,P.A. and Neuman,S.P.; Field Determination of the Three-Dimensional Hydraulic Conductivity tensor of Anisotropic Media, 1.Theory, Water Resources research, 1985, Vol.21, No.11, pp.1655-1665.

III. データ入力マニュアル

Thames.uns.2d.f

Group	Columns	Format	Symbol	Description
A	1 - 80	A	TITLE	問題のHead Title
B	1 - 5	I5	NUMNP	節点総数
	6 - 10	I5	NUMNP2	節点の最大値
	11 - 15	I5	NUMEL	ソリッド要素数
	16 - 20	I5	IMNL	0 : 材料の非線形性を考慮しない 1 : 材料の非線形性を考慮する
	21 - 25	I5	ISTD	0 : 非定常解析 1 : 定常解析
	26 - 30	I5	IJOINT	ジョイント要素数
	31 - 35	I5	IPLN	0 : 平面解析 1 : 軸対称解析
	36 - 40	I5	IVAP	0 : 蒸気水移動を考慮しない 1 : 蒸気水移動を考慮する
	41 - 45	I5	IUNIT	0 : 単位系が (m, t, s) 1 : 単位系が (cm, g, s)
	46 - 55	F10.0	ALF	0.0 : 前進差分 0.5 : 中央差分 1.0 : 後進差分
	56 - 65	F10.0	ALF2	Iterationの重み付け係数 (0 ~ 1)
	66 - 75	F10.0	TIMEOUT	プリント出力開始時間

Group	Columns	Format	Symbol	Description
C	1 - 5	I5	ISTRPR	タイムステップ数
D	1 - 5	I5	N	節点総数
	6 - 10	I5	ID(N,1)	1 : X方向の変位を拘束する 0 : ク しない
	11 - 15	I5	ID(N,2)	0 : Z方向の変位を拘束する 1 : ク しない
	16 - 20	I5	ID(N,3)	1 : 水頭を固定する 0 : ク しない
	21 - 25	I5	ID(N,4)	1 : 温度を固定する 0 : ク しない
	26 - 35	F10.0	X(N)	X座標
	36 - 45	F10.0	Z(N)	Z座標
	46 - 50	I5	JUG(N)	4 : 未知数が4 X、Z変位、水頭、温度 2 : 未知数が2 (中間節点) X、Z変位
E	1 - 5	I5	NUMMAT	ソリッド要素の材質数
	6 - 10	I5	NJOINT	ジョイント要素の材質数

Group	Columns	Format	Symbol	Description
F	1 ~ 5 6 ~ 10 11 ~ 15 16 ~ 20 21 ~ 25 26 ~ 35 36 ~ 45 46 ~ 50 51 ~ 55 56 ~ 60	I5 I5 I5 I5 I5 I5 I5 I5 I5 I5	INEL INP(1) INP(2) INP(3) INP(4) INP(5) INP(6) INP(7) INP(8) IMAT	<p>ソリッド要素の番号</p> <p>要素構成節点番号 1</p> <p>要素構成節点番号 2</p> <p>要素構成節点番号 3</p> <p>要素構成節点番号 4</p> <p>要素構成節点番号 5</p> <p>要素構成節点番号 6</p> <p>要素構成節点番号 7</p> <p>要素構成節点番号 8</p> <p>材質番号</p>
F'	1 ~ 5 6 ~ 10 11 ~ 15 16 ~ 20 21 ~ 25 26 ~ 30 31 ~ 35 36 ~ 40	I5 I5 I5 I5 I5 I5 I5 I5	INEL INP(1) INP(2) INP(3) INP(4) INP(5) INP(6) IMAT	<p>ジョイント要素の番号</p> <p>要素構成節点番号 1</p> <p>要素構成節点番号 2</p> <p>要素構成節点番号 3</p> <p>要素構成節点番号 4</p> <p>要素構成節点番号 5</p> <p>要素構成節点番号 6</p> <p>材質番号</p> <p><u>GroupBでIJOINT=0の時、GroupF'は省略</u></p>

Group	Columns	Format	Symbol	Description
G	1 - 5 6 - 10 11 - 15 12 15	I5 I5 I5 12 15	NUMK(J) NUMP(J) NUDT(J)	比透水係数 (K) ~体積含水率 (θ) の内挿点数 負の圧力水頭 (ψ) ~体積含水率 (θ) の内挿点数 水分拡散係数 (D_θ) ~体積含水率 (θ) の内挿点数 <u>上記の組をNUMMAT組入力</u> (NUMK(J),NUMP(J),NUDT(J),J=1,NUMAT)
H	1 - 5 6 - 10 11 - 15 16 - 20 21 - 25 26 - 30 31 - 35 36 - 40	I5 I5 I5 I5 I5 I5 I5 I5	MFLG(I,1) MFLG(I,2) MFLG(I,3) MFLG(I,4) MFLG(I,5) MFLG(I,6) MFLG(I,7) MFLG(I,8)	<u>ソリッド要素</u> 1 : 熱膨張に関する非線形性を考慮する 0 : ノン 省略 1 : 比熱に関する非線形性を考慮する 0 : ノン 省略 1 : 热伝導に関する非線形性を考慮する 0 : ノン 省略 1 : 透水係数に関する非線形性を考慮する 0 : ノン 省略 1 : 粘性に関する非線形性を考慮する 0 : ノン 省略 1 : MFLG(I,1)~(I,5)のいずれかの非線形性を考慮する 0 : 全て考慮しない 1 : 膨潤に関する非線形性を考慮する 0 : ノン 省略 1 : ヤング率に関する非線形性を考慮する 0 : ノン 省略 <u>上記の組をNUMMAT行入力</u> <u>GroupBでIMNL=0の時、Group Hは省略</u>

Group	Columns	Format	Symbol	Description
I1	1 ~ 20	5A4	AMATE	材質名 (ソリッド要素)
I2	1 ~ 5	I5	I1	1 : 弹性問題 (現在は弾性問題のみ)
	6 ~ 15	F10.0	A1	ヤング率 (tf/m ² 、 gf/cm ²)
	16 ~ 25	F10.0	A2	ポアソン比
	26 ~ 35	F10.0	A3	湿潤密度 (t/m ² 、 g/cm ²)
	36 ~ 45	F10.0	A4	初期間隙比
	46 ~ 55	F10.0	A5	乾燥密度 (t/m ² 、 g/cm ²)
I3	1 ~ 10	F10.0	EK(1,I)	X 方向の透水係数 (m/s、 cm/s)
	11 ~ 20	F10.0	EK(2,I)	Z 方向の透水係数 (m/s、 cm/s)
	21 ~ 30	F10.0	CA(I)	透水係数の応力／間隙比依存性を 考慮する際の定数
	31 ~ 40	F10.0	CE(I)	
	41 ~ 50	F10.0	CT(I)	
	51 ~ 60	F10.0	C3(I)	
I4	1 ~ 10	F10.0	CVE(I)	固相の比熱 (m/C、 cm/C)
	11 ~ 20	F10.0	AKTF(I)	流体の熱伝導係数 (tf/Csec、 gf/Csec)
	21 ~ 30	F10.0	AKTS(I)	固相の熱伝導係数 (tf/Csec、 gf/Csec)
	31 ~ 40	F10.0	THEX(I)	固相の熱膨張係数 (1/C)
I5	1 ~ 10	F10.0	DVT(I)	温度勾配による水分移動に関する係数 D_{T0} (m ² /Csec、 cm ² /Csec) <u>D_{T0}の非線形性のパラメータ</u>
	11 ~ 20	F10.0	TT0(I)	初期温度 (T_0 、 (C))
	21 ~ 30	F10.0	ALFT(I)	非線形性の度合いを調整するパラメータ (α) $D_T = D_{T0} \exp\left(\alpha \frac{T - T_0}{T_0}\right)$
	31 ~ 40	F10.0	AAL(I)	膨潤応力に寄与する係数
<u>Group I1~I5は組でNUMMAT組入力する</u>				

Group 13において

IF C3≠0 (応力依存性 (亀裂内流れの非線形性) を考慮、岩井のPh.D.論文より)

$$K_e = K_o \frac{C3}{\left(1 + CA \left(\frac{\sigma_e}{CE}\right)^{CT}\right)^3}$$

$$C3 = \left(1 + CA \left(\frac{\sigma_{eo}}{CE}\right)^{CT}\right)^3$$

σ_∞ : K_o 時の有効応力 (MPa)

	CA	CE	CT
Granite	0.0276	0.00217	0.728
Marble	0.0989	0.00217	0.456
Basalt	0.0453	0.00217	0.5

IF C3=0 (間隙比依存性を考慮)

$$K_e = K_o 10^{\left(\frac{e_o - CA}{CE}\right)}$$

一般の粘土の場合、透水係数 K が間隙比 e の指數関数となり、以下の関係が成り立つ。

$$e = B \log (K) + A$$

上記の関係は実験により求める。

注) もし、透水係数の間隙比依存性を扱わないようにしたければ、 $CA = e_o$ とすればよい。

Group	Columns	Format	Symbol	Description
J	1 - 5 6 - 15 16 - 25	I5 F10.0 F10.0	NWEL WELV XMEL	0 : 全水頭 1 : 圧力水頭 初期水頭 (m, cm) 初期応力を決定する地盤高さ (m, cm) =9999. メッシュ図の最高点から初期応力を見積る
J1-1	1 - 5	I5	NHUNP	勾配地形の分割数
J1-2	1 - 5 6 - 10 11 - 15 16 - 20	I5 I5 I5 I5	NPHUNP(1) NPHUNP(2) NPHUNP(3) NPHUNP(4)	勾配地形の構成節点 (初期応力の設定のため) <u>GroupJ1-1でNHUNP=0の時、GroupJ1-2は省略</u>
J2-1	1 - 5	I5	NWL	WELVの初期水頭とは異なる初期水位を持つ節点数
J2-2	1 - 5 6 - 10 11 - 20	I5 I5 F10.0	NNF1 PIO	0 : 全水頭入力 1 : 圧力水頭入力 その初期水頭の値 (m, cm) <u>GroupJ2-1でNWL=0の時、GroupJ2-2は省略</u>
J2-3	1 - 5 6 - 10 ⋮ 14I5	I5 I5 ⋮ NLEV(NWL)	NLEV(1) NLEV(2) ⋮ NLEV(NWL)	異なる初期水頭を持つ節点の番号 <u>GroupJ2-1でNWL=0の時、GroupJ2-3は省略</u>
J3-1	1 - 5	I5	IPO	初期水頭とは異なる水頭で固定を行なう節点数
J3-2	1 - 5 6 - 15	I5 F10.0	NNF2 PPO	0 : 全水頭入力 1 : 圧力水頭入力 その固定水頭 (水圧) の値 (m, cm) <u>GroupJ3-1でIPO=0の時、GroupJ3-2は省略</u>
J3-3	1 - 5 6 - 10 ⋮ 14I5	I5 I5 ⋮ IPO	ND(1) ND(2) ⋮ ND(IPO)	水頭を固定する節点の番号 <u>GroupJ3-1でIPO=0の時、GroupJ3-3は省略</u>

Group	Columns	Format	Symbol	Description
K1	1 - 5	I5	ITO	0 : 地温勾配なし 1 : 地温勾配あり
K2-1	1 - 10	F10.0	TINI	初期温度 (°C)
	11 - 15	I5	ICONST	初期温度が異なる節点数 <u>GroupK1でITO=1の時、GroupK2-1は省略</u>
K2-2	1 - 5	I5	NNT	初期温度が異なる節点番号
	6 - 15	F10.0	TTZERO	節点温度 (°C) <u>GroupK2-1でICONST=0の時、GroupK2-2は省略</u> <u>上記の組をICONST行入力</u>
K3	1 - 10	F10.0	TTX	基準温度 (°C)
	11 - 20	F10.0	ZZX	基準座標 (m, cm)
	21 - 30	F10.0	DTZ	温度勾配 (1/°C) <u>GroupK1でITO=0の時、GroupK3は省略</u>
K4-1	1 - 5	I5	ITCONS	温度固定を行なう節点数
K4-2	1 - 5	I5	N	温度を固定する節点の番号
	11 - 20	F10.0	TCONST	固定温度 (°C) <u>GroupK4-1でITCONS=0の時、GroupK4-2は省略</u> <u>上記の組をITCONS行入力</u>

Group	Columns	Format	Symbol	Description
L	1 - 5	I5	MFLJ(I,1)	<u>ジョイント要素</u> 1 : 熱膨張に関する非線形性を考慮する 0 : ク しない
	6 - 10	I5	MFLJ(I,2)	1 : 比熱に関する非線形性を考慮する 0 : ク しない
	11 - 15	I5	MFLJ(I,3)	1 : 热伝導に関する非線形性を考慮する 0 : ク しない
	16 - 20	I5	MFLJ(I,4)	1 : 透水係数に関する非線形性を考慮する 0 : ク しない
	21 - 25	I5	MFLJ(I,5)	1 : 粘性に関する非線形性を考慮する 0 : ク しない
	26 - 30	I5	MFLJ(I,6)	1 : MFLJ(I,1)~(I,5)のいずれかの非線形性を考慮する 0 : 全て考慮しない
	31 - 35	I5	MFLJ(I,7)	1 : 膨潤に関する非線形性を考慮する 0 : ク しない
				<u>上記の組をNJOINT行入力</u> <u>GroupBでIMNL=0の時、GroupLは省略</u> <u>GroupBでIJOINT=0の時、GroupLは省略</u>

Group	Columns	Format	Symbol	Description
M1	1 - 20	5A4	AMATJ	材質名 (ジョイント要素)
M2	1 - 5	I5	I1	1 : 弹性問題 (現在は弾性問題のみ)
	6 - 15	F10.0	A1	ヤング率 (tf/m ² 、 gf/cm ²)
	16 - 25	F10.0	A2	ポアソン比
	26 - 35	F10.0	A3	初期間隙比
	36 - 45	F10.0	A4	湿潤密度 (t/m ³ 、 g/cm ³)
	46 - 55	F10.0	A5	粘着力 (tf/m ² 、 gf/cm ²)
	56 - 65	F10.0	A6	内部摩擦角 (°)
M3	1 - 10	F10.0	EK(1,I)	X 方向の透水係数 (m/s、 cm/s)
	11 - 20	F10.0	EK(2,I)	Z 方向の透水係数 (m/s、 cm/s)
	21 - 30	F10.0	APT(I)	亀裂幅 (m、 cm)
	31 - 40	F10.0	CA(I)	透水係数の間隙比依存性を 考慮する際の定数
	41 - 50	F10.0	CE(I)	
				※透水係数を 3 乗則に基づき求める場合 $EK(1,I)=9999.$ 亀裂幅を入力
M4	1 - 10	F10.0	CVE(I)	固相の比熱 (m/C、 cm/C)
	11 - 20	F10.0	AKTF(I)	流体の熱伝導係数 (tf/Csec、 gf/Csec)
	21 - 30	F10.0	AKTS(I)	固相の熱伝導係数 (tf/Csec、 gf/Csec)
	31 - 40	F10.0	THEX(I)	固相の熱膨張係数 (1/C)
<u>GroupM1～M4は組でNJOINT組入力する</u> <u>GroupBでIJOINT=0の時、 GroupM は省略</u>				

Group	Columns	Format	Symbol	Description
N1	1 - 10 11 - 20 ⋮ (7F10.0)	F10.0 F10.0 ⋮ (7F10.0)	XK(1,I) XK(2,I) ⋮ XK(NUMK(I),I)	XK 体積含水率 (cm^3/cm^3) YK 比透水係数 $(\text{XK}(\text{NUMK}(I),I), I=1, \text{NUMMAT})$ $(\text{YK}(\text{NUMK}(I),I), I=1, \text{NUMMAT})$
N2	1 - 10 11 - 20 ⋮ (7F10.0)	F10.0 F10.0 ⋮ (7F10.0)	YK(1,I) YK(2,I) ⋮ YK(NUMK(I),I)	YK 比透水係数 体積含水率 XK
N3	1 - 10 11 - 20 ⋮ (7F10.0)	F10.0 F10.0 ⋮ (7F10.0)	XP(1,I) XP(2,I) ⋮ XP(NUMP(I),I)	XP 体積含水率 (cm^3/cm^3) YP 負の圧力水頭 (m、cm) $(\text{XP}(\text{NUMK}(I),I), I=1, \text{NUMMAT})$ $(\text{YP}(\text{NUMK}(I),I), I=1, \text{NUMMAT})$
N4	1 - 10 11 - 20 ⋮ (7F10.0)	F10.0 F10.0 ⋮ (7F10.0)	YP(1,I) YP(2,I) ⋮ YP(NUMP(I),I)	YP 負の圧力水頭 体積含水率 XP
N5	1 - 10 11 - 20 ⋮ (7F10.0)	F10.0 F10.0 ⋮ (7F10.0)	XT(1,I) XT(2,I) ⋮ XT(NUDT(I),I)	XT 体積含水率 (cm^3/cm^3) YT 水分拡散係数 (m^2/s 、 cm^2/s) $(\text{XT}(\text{NUMK}(I),I), I=1, \text{NUMMAT})$ $(\text{YT}(\text{NUMK}(I),I), I=1, \text{NUMMAT})$
N6	1 - 10 11 - 20 ⋮ (7F10.0)	F10.0 F10.0 ⋮ (7F10.0)	YT(1,I) YT(2,I) ⋮ YT(NUDT(I),I)	YT 水分拡散係数 体積含水率 XT

Group	Columns	Format	Symbol	Description
O	1 - 5 6 - 20 21 - 25 26 - 30 31 - 35 36 - 40	I5 F15.0 I5 I5 I5 I5	NCYCL DT IPOS ITOS IPRINT IPAQS	NCYCL回に分けて負荷する 負荷に要する時間 (NCYCL=1の場合、DTは非定常計算の1番目の計算時刻となる) 固定水頭の値が変化する節点の組み数 固定温度の値が変化する節点の組み数 0 : 結果を出力しない 1 : 結果を出力する 0 : 結果を出力しない (AVS) 1 : 結果を出力する (AVS)
O1-1	1 - 5 6 - 10 11 - 20	I5 I5 F10.0	NPP NIP CPRES	0 : 全水頭入力 1 : 圧力水頭入力 節点数 固定水頭の値
O1-2	1 ~ 5 6 10 : (14I5)	I5 I5 : NP(NIP)	NP(1) NP(2) : NP(NIP)	固定水頭の値が変化する節点番号 : <u>GroupOでIPOS=0の時、GroupO1-1,2は省略</u> <u>GroupO1-1,2をIPOS組入力</u>
O2-1	1 - 5 6 - 15	I5 F10.0	NIT CTEMP	節点数 固定温度の値
O2-2	1 - 5 6 - 10 : (14I5)	I5 I5 : NT(NIT)	NT(1) NT(2) : NT(NIT)	固定温度の値が変化する節点番号 : <u>GroupOでITOS=0の時、GroupO2-1,2は省略</u> <u>GroupO2-1,2をITOS組入力</u>

Group	Columns	Format	Symbol	Description
P	1 - 5	I5	NFORCE	節点外力を設定する節点数
	6 - 10	I5	NTRANS	熱伝達境界を設定する面数
	11 - 15	I5	NDENS	発熱量を与える要素の組数
P1	1 - 5	I5	N	節点番号
	6 - 15	F10.0	FX	X方向外力 (tf/m^2 、 gf/cm^2)
	16 - 25	F10.0	FZ	Z方向外力 (tf/m^2 、 gf/cm^2)
	26 - 35	F10.0	Q	流量
	36 - 45	F10.0	TQ	熱流量
<u>Group PでNFORCE=0の時、Group P1は省略</u> <u>上記の組をNFORCE行入力</u>				
P2-1	1 - 5	I5	NTR	面を構成する要素数
	6 - 15	F10.0	HTC	熱伝達係数 ($\text{tf}/(\text{m}\cdot\text{s}\cdot\text{°C})$ 、 $\text{gf}/(\text{cm}\cdot\text{s}\cdot\text{°C})$)
	16 - 25	F10.0	TB	基準温度 (°C)
P2-2	1 - 5	I5	NTX(1)	面を構成する要素の節点番号 1
	6 - 10	I5	NTX(2)	面を構成する要素の節点番号 2
	:		:	熱伝達界面
	(14)I5		NTX(NTR+1)	
				<u>Group PでNTRANS=0の時、Group P2-1,2-2は省略</u> <u>Group P2-2をNTR行入力</u> <u>Group P2-1,2-2をNTRANS組入力</u>
P3-1	1 - 5	I5	NED	要素数
	6 - 20	F15.0	HDE	発熱量 ($(\text{tf}\cdot\text{m}/\text{s})/\text{m}^3$ 、 $(\text{gf}\cdot\text{cm}/\text{s})/\text{cm}^3$) (単位体積当たりの熱量 (W) を各要素に与える)
P3-2	1 - 5	I5	NDD(1)	発熱量を与える要素番号
	6 - 20	I5	NDD(2)	:
	:		:	
	(14)I5		NDD(NED)	<u>Group PでNDENS=0の時、Group P3-1,3-2は省略</u> <u>Group P3-1,3-2をNDENS組入力</u>

Group	Columns	Format	Symbol	Description
Q	1 - 5	I5	NSTEP	1 : 計算継続 0 : 終了
	6 - 20	F15.0	DTT	計算される時刻
	21 - 25	I5	ITRB	1 : 非定常な節点外力、流量、熱流量がある場合 0 : ない場合
	26 - 30	I5	IPOS	固定水頭の値が変化する節点の組み数
	31 - 35	I5	ITOS	固定温度の値が変化する節点の組み数
	36 - 40	I5	IPRINT	0 : 結果を出力しない 1 : 結果を出力する
	41 - 45	I5	IPAVS	0 : 結果を出力しない (AVS) 1 : 結果を出力する (AVS)
P - P3				<u>GroupQでITRB=1の時、GroupP～P3を入力</u>
Q2-1	1 - 5	I5	NPP	0 : 全水頭入力 1 : 圧力水頭入力
	6 - 10	I5	NIP	節点数
	11 - 20	F10.0	CPRES	固定水頭の値 (m)
Q2-2	1 - 5	I5	NP(1)	固定水頭の値が変化する節点番号
	6 - 10	I5	NP(2)	:
	:		:	
	(14 15)		NP(NIP)	<u>GroupQでIPOS=0の時、GroupQ2-1,2は省略</u>
				<u>GroupQ2-1,2をIPOS組入力</u>
Q3-1	1 - 5	I5	NIT	節点数
	6 - 15	F10.0	CTEMP	固定温度の値 (°C)
Q3-2	1 - 5	I5	NT(1)	固定温度の値が変化する節点番号
	6 - 10	I5	NT(2)	:
	:		:	
	(14 15)		NT(NIT)	<u>GroupQでITOS=0の時、GroupQ3-1,2は省略</u>
				<u>GroupQ3-1,2をITOS組入力</u>

物性値単位変換

○比熱

$$\begin{aligned}\frac{\text{J}}{\text{g}\cdot\text{°C}} &= \frac{10^3}{9.81} \frac{\text{m}}{\text{°C}} \\ &= \frac{10^5}{9.81} \frac{\text{cm}}{\text{°C}}\end{aligned}$$

○熱伝導係数

$$\begin{aligned}\frac{\text{W}}{\text{m}\cdot\text{°C}} &= \frac{10^{-3}}{9.81} \frac{\text{tf}}{\text{s}\cdot\text{°C}} \\ &= \frac{10^3}{9.81} \frac{\text{gf}}{\text{s}\cdot\text{°C}}\end{aligned}$$

○熱伝達係数

$$\begin{aligned}\frac{\text{W}}{\text{m}^2\cdot\text{°C}} &= \frac{10^{-3}}{9.81} \frac{\text{tf}}{\text{m}\cdot\text{s}\cdot\text{°C}} \\ &= \frac{10}{9.81} \frac{\text{gf}}{\text{cm}\cdot\text{s}\cdot\text{°C}}\end{aligned}$$

○発熱量

$$\begin{aligned}\frac{\text{W}}{\text{cm}^3} &= \frac{10^3}{9.81} \frac{\text{tf}\cdot\text{m}/\text{s}}{\text{m}^3} \\ &= \frac{10^5}{9.81} \frac{\text{gf}\cdot\text{cm}/\text{s}}{\text{cm}^3}\end{aligned}$$

○単位質量当たりの蒸発潜熱

$$\begin{aligned}\frac{\text{cal}}{\text{g}} &= 4.18605 \frac{\text{J}}{\text{g}} \\ &= 4.26858 \times 10^{-4} \text{ m} \\ &= 4.26858 \times 10^{-2} \text{ cm}\end{aligned}$$