

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)

概 要 集

1996年2月

技 術 資 料		
開示区分	レポ ー ト No.	受 領 日
Σ	J1412 96-004	9.5.23
<p>この資料は技術管理室保存資料です 閲覧には技術資料閲覧票が必要です 動力炉・核燃料開発事業団 技術協力部技術管理室</p>		

株式会社 間 組

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)

概 要 集

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。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い合わ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

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)

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—水—応力連成現象を解析するモデル、コードの開発・検証が必要である。

本研究では、人工バリアの熱—水—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—水—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

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-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-水-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-水-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-水-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-水-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-水-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)	3-15
3.1.4	BMT3	3-24
3.1.5	BMT3 (追加解析)	3-41
3.1.6	TC3	3-50
3.1.7	TC5	3-55
3.2	COUPLE	3-63
3.2.1	概要	3-63
3.2.2	日華石	3-63
3.2.3	COUPLEの解析	3-64
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

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-水-応力連成現象を解析するためのモデル、コードの開発・検証が必要である。

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-水-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-水-応力連成モデルの開発・検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 熱-水-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 熱-水-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-水-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-水-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－水－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－水－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－水－応力連成解析モデルの開発・検証に関する国際共同研究（DECOVALEX）の例題解析等を行ない、熱－水－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－水－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. 熱-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きており、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されてきた。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されてきた。

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ことを考えると、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模索、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。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

$$\left[\frac{1}{2} C_{ijkl} (u_{k,l} + u_{l,k}) - \beta \delta_{ij} (T - T_0) + \chi \delta_{ij} \rho_f h \right]_j + \bar{\rho}_s b_i = 0 \quad (2-1)$$

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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_i 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-水-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_T 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。

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

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_T 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ようになる。

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

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 $\partial \rho_v / \partial T$ 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ようになる。

$$S_r + S_v = 1 \tag{2-14}$$

$$\theta^v + \theta = n \tag{2-15}$$

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。

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

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。

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

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。

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

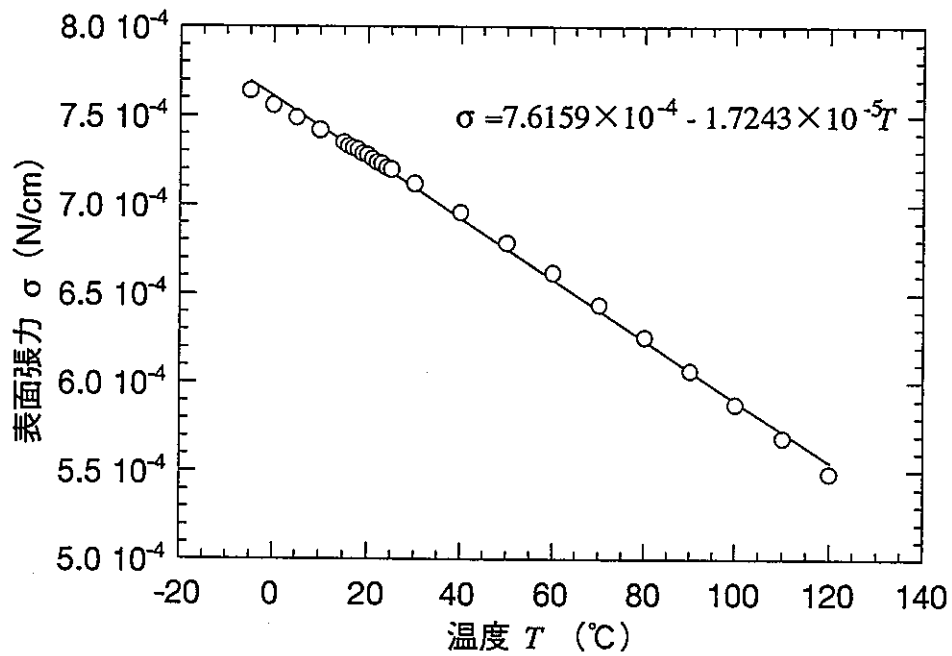


図2-1 温度と表面張力の関係

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 移動することになる。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^{t+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。

$$\Delta \theta_v = - \Delta \theta = \theta' - \theta^{t+1} \quad (2-19)$$

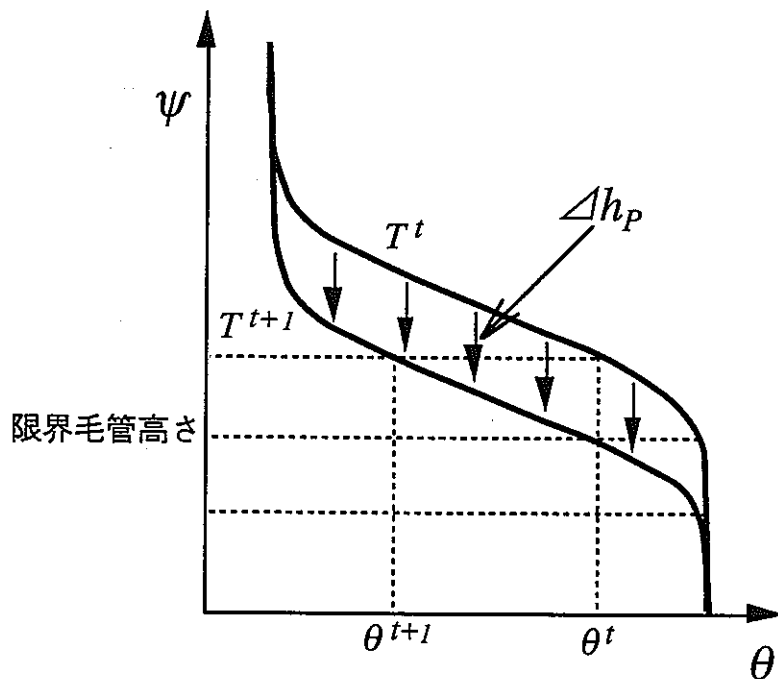


図2-2 不飽和水分特性の温度変化概念図

これを用いて、 $\partial\theta/\partial T$ 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。

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

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

以上より(2-12)式を解くことができる。また(2-13)式の q_r 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

不飽和ベ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。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。

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

上式において、 ρ_l は水の密度、 \mathbf{D}_θ は水分拡散係数テンソル、 \mathbf{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、 ψ 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。

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

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。

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

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。

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

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。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。

$$\begin{aligned}
& \left\{ D_{\theta vij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_j - z_j) + \frac{k_{satij} K_r}{\mu} h_j \right\}_{,i} + \{D_T T_{,i}\}_{,i} \\
& - \rho_{f0} n S_r \rho_f \beta_P \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_f C(\psi) \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_f S_r \frac{\partial u_{i,i}}{\partial t} \\
& + \rho_{f0} n S_r \beta_T \frac{\partial T}{\partial t} = 0
\end{aligned} \tag{2-28}$$

ここで、 k_{satij} 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_{f0} 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_v 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、 $D_{\theta i}$ 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。 $D_{\theta i}$ 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。

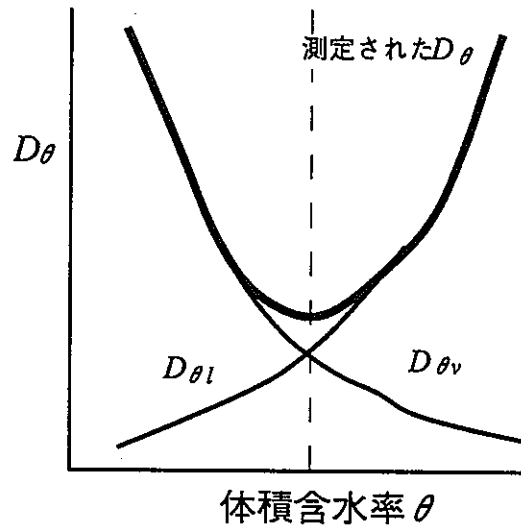


図2-3 水分拡散係数と体積含水率の関係

また、エネルギーの保存則は以下で表わされる。

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

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。実験は動燃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℃で固定、下端を45℃、55℃の二ケースで固定し、温度勾配を与えた。供試体はベントナイト 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/cm^3 とし、初期含水比は下端の設定温度45℃の時は13.78%、設定温度55℃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。

$$D_T = D_{T_0} \exp\left(\alpha \frac{T - T_0}{T_0}\right) \quad (2-30)$$

ここで、 D_{T_0} は規準となる係数の値、 T_0 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ベントナイト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 θ - ψ 関係から求められる。解析で用いた θ - ψ 関係は、動燃事業団殿が求めた図2-6の关系を用いる。

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

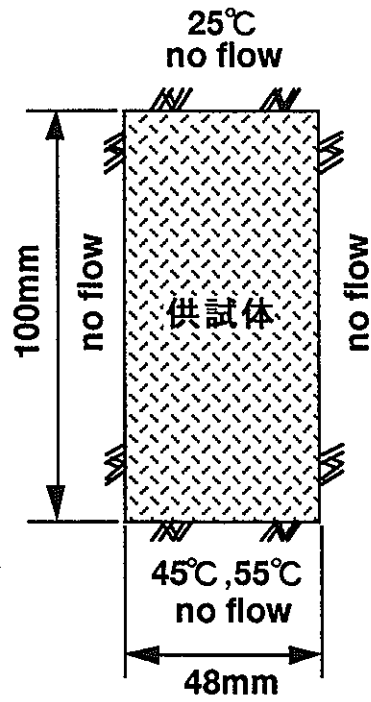


図2-4 解析モデル図

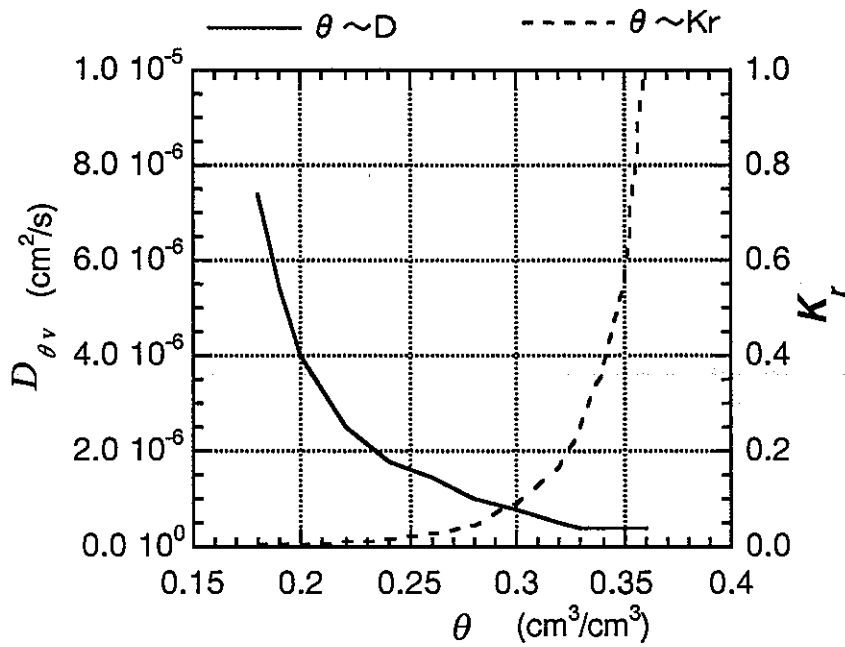


図2-5 蒸気水の水分拡散係数、および比透水係数と体積含水率の関係

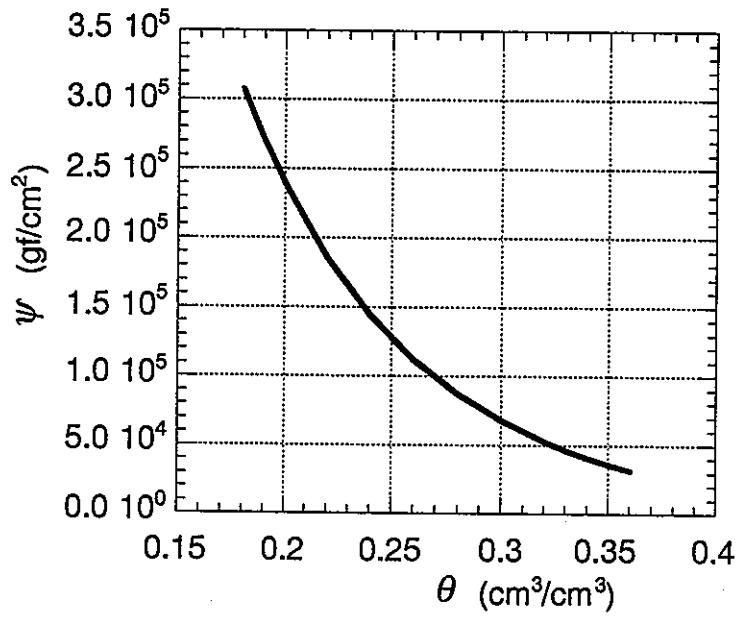


圖2-6 不飽和水分特性

④ 解析結果および考察

図2-7、8に設定温度45℃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℃で固定した上端からの距離を表わす。すなわち $x=10\text{cm}$ の点が温度を45℃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 $D_T=1\times 10^{-6}\text{cm}^2/\text{s}^\circ\text{C}$ 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 $1\times 10^{-6}\text{cm}^2/\text{s}^\circ\text{C}$ 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℃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℃の時の、実験値と解析値の比較をしたものを図2-10に示す。横軸は温度を25℃で固定した上端からの距離を表わし、 $x=10\text{cm}$ の点が温度を55℃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。

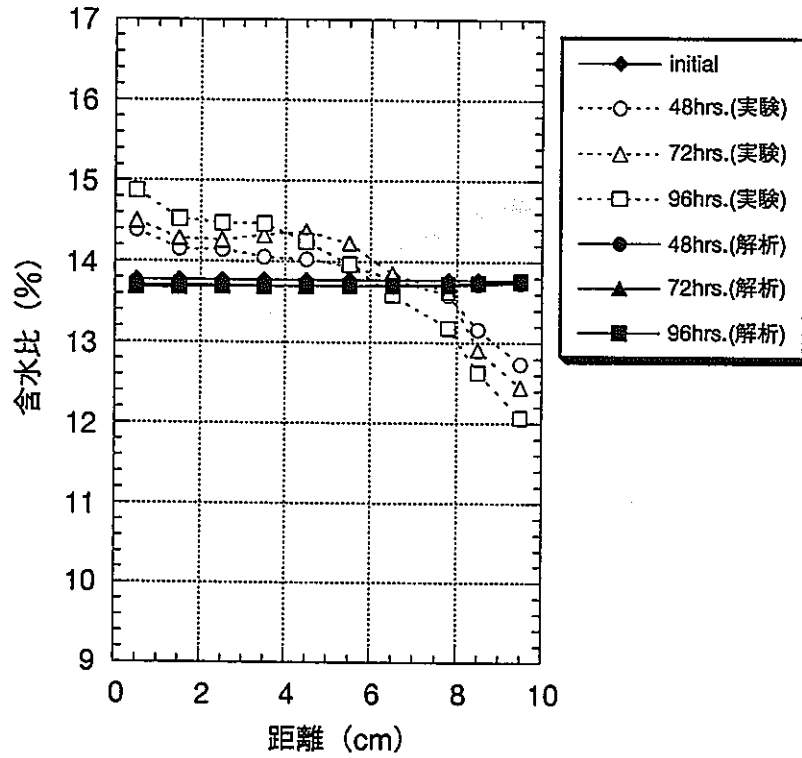


図2-7 設定温度45°Cの場合の含水比分布の実験値と解析値の比較
 $(D_T = \text{const.} = 1 \times 10^{-6} \text{ cm}^2/\text{s}^\circ\text{C})$

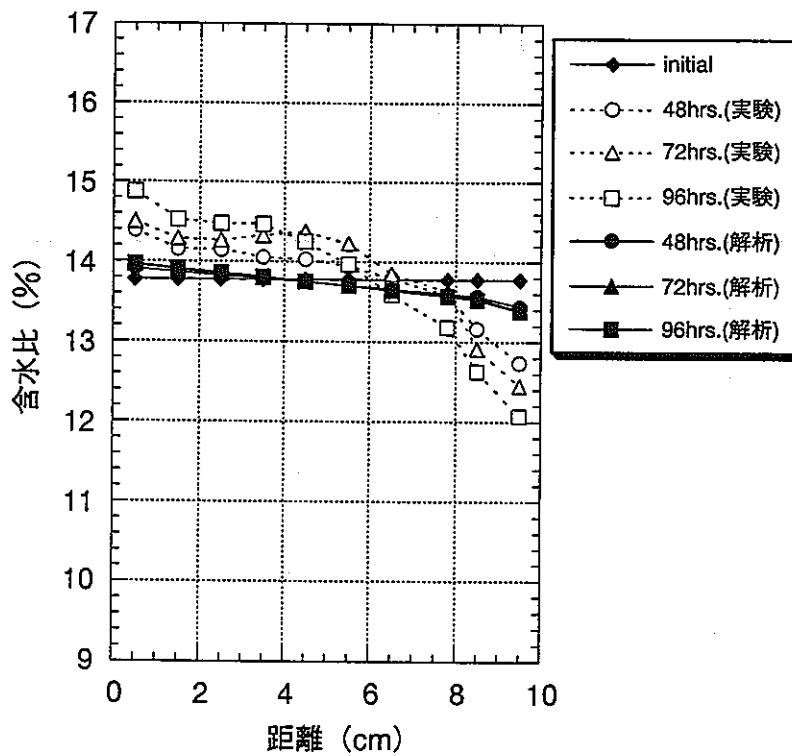


図2-8 設定温度45°Cの場合の含水比分布の実験値と解析値の比較
 $(D_T = \text{const.} = 1 \times 10^{-5} \text{ cm}^2/\text{s}^\circ\text{C})$

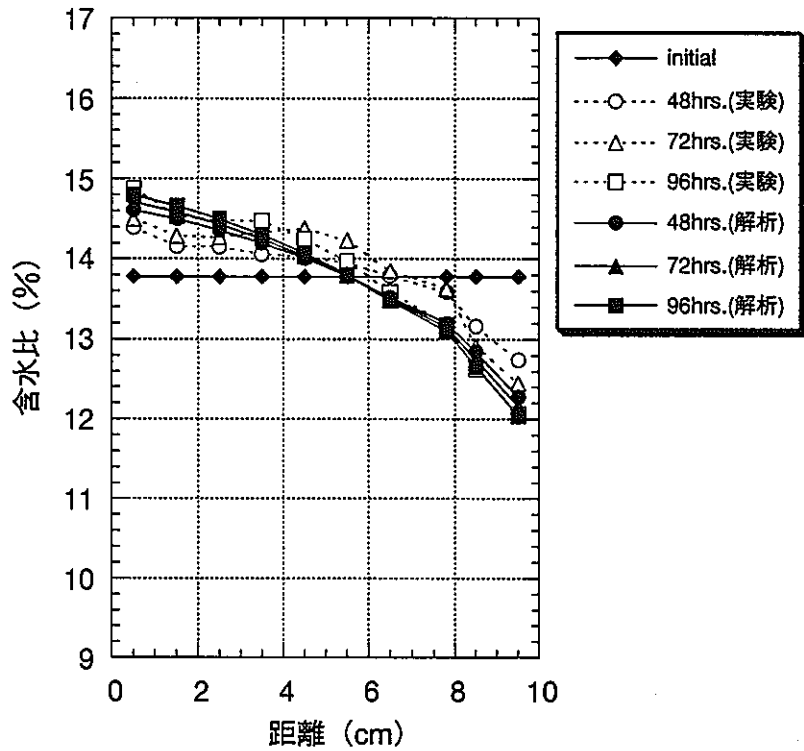


図2-9 設定温度45°Cの場合の含水比分布の実験値と解析値の比較
 $(D_{T_0} = 9 \times 10^{-6} \text{ cm}^2/\text{s}^\circ\text{C}$ 、 $\alpha = 1.8$ 、 $T_0 = 25^\circ\text{C}$)

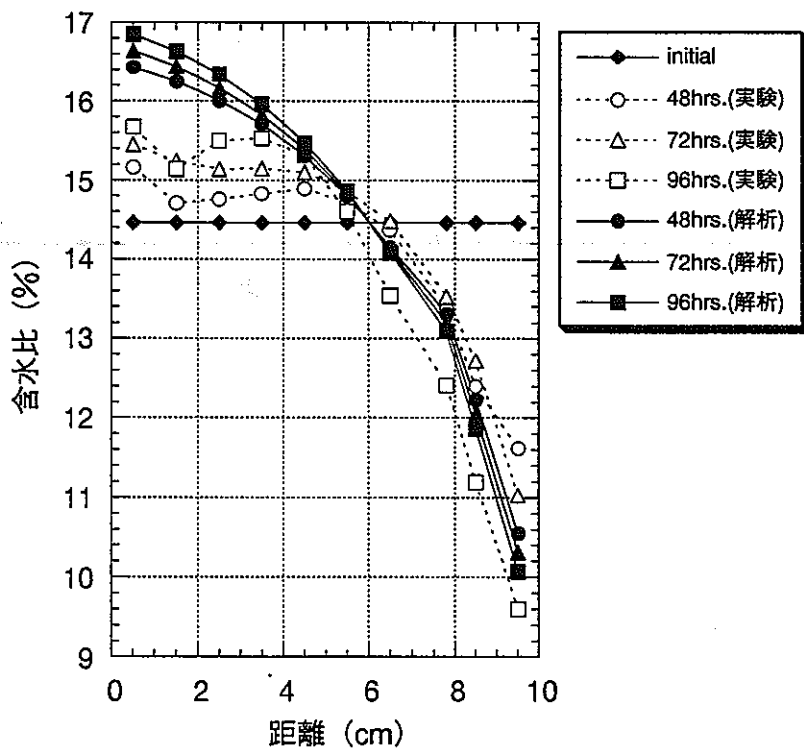


図2-10 設定温度55°Cの場合の含水比分布の実験値と解析値の比較
 $(D_{T_0} = 9 \times 10^{-6} \text{ cm}^2/\text{s}^\circ\text{C}$ 、 $\alpha = 1.8$ 、 $T_0 = 25^\circ\text{C}$)

2.3.3 膨潤応力を考慮した基礎方程式

(1) 支配方程式

ベ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、ベントナイト中の応力の釣り合いは次式で得られる。

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

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。

$$\left[\frac{1}{2} C_{ijkl} (u_{k,l} + u_{l,k}) - \pi \delta_{ij} - \beta \delta_{ij} (T - T_0) + \chi \delta_{ij} \rho_f h \right]_j + \overline{\rho}_s b_i = 0\tag{2-34}$$

(2) 膨潤圧の定義

中野らによると、初期体積含水率 θ_0 のベ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。

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

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)
2.7x10 ⁵	0.3	1.86	4.0x10 ⁻¹¹

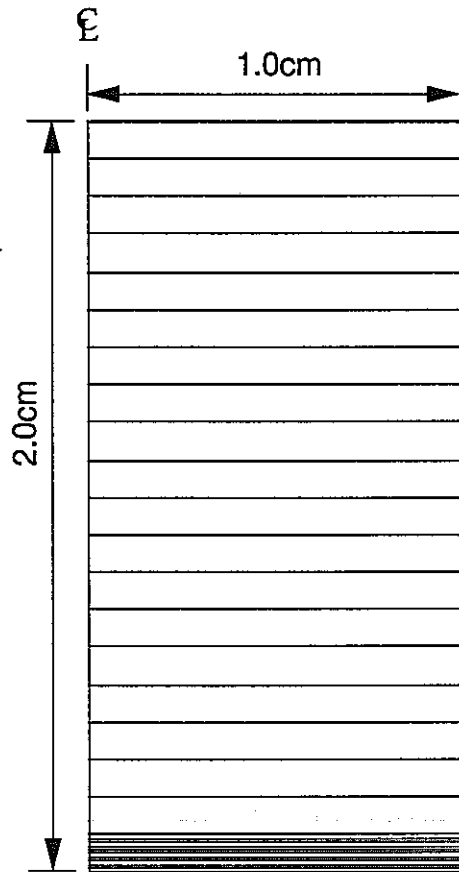


図2-11 解析モデル図

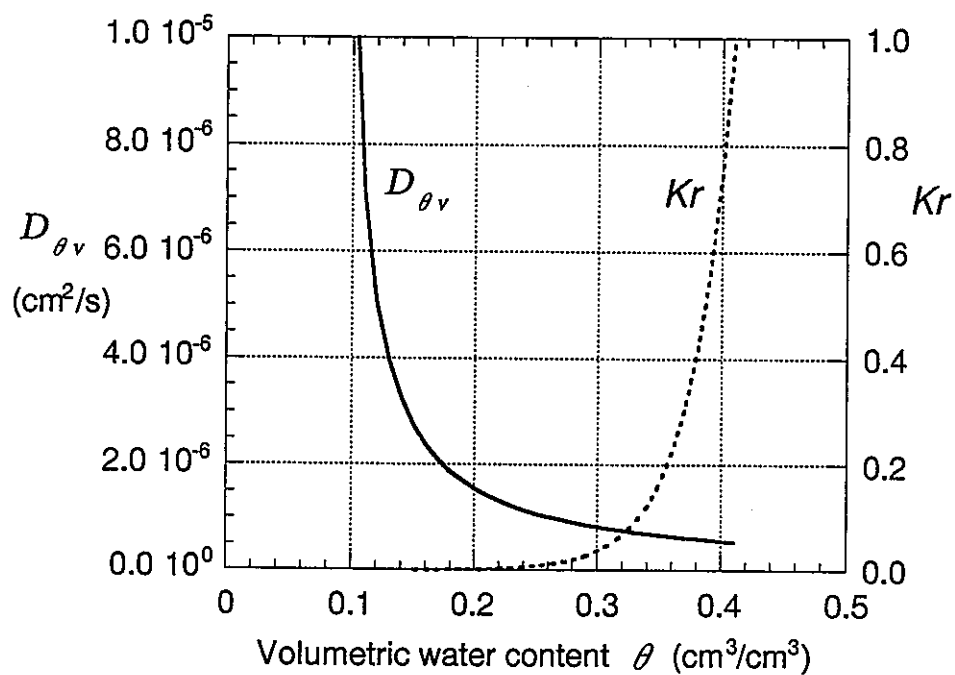


図2-12 水分拡散係数、比透水係数と体積含水率の関係

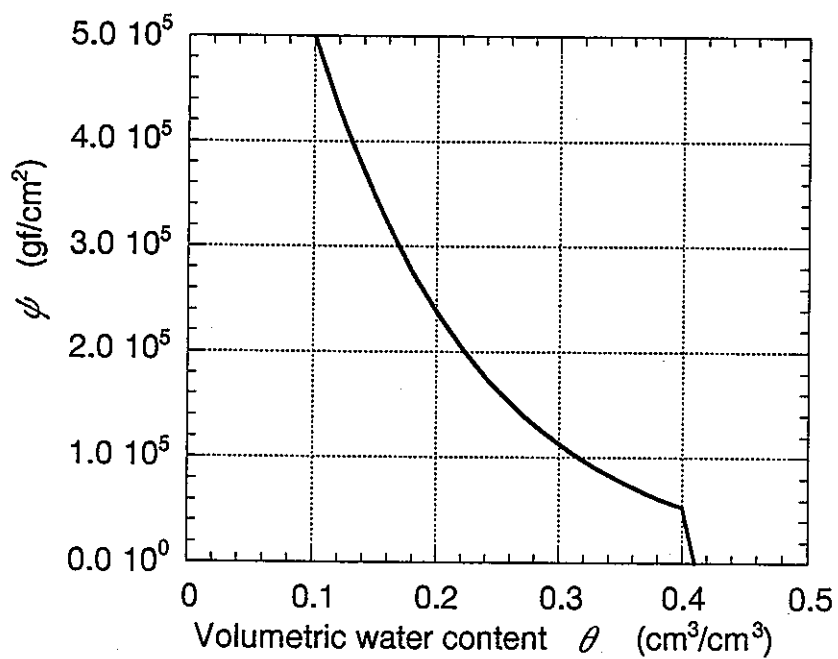


図2-13 不飽和水分特性

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方向に変位をしているが、膨潤圧の発生位置が上に変わっていくにつれ逆に下方方向に変位をしている。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。

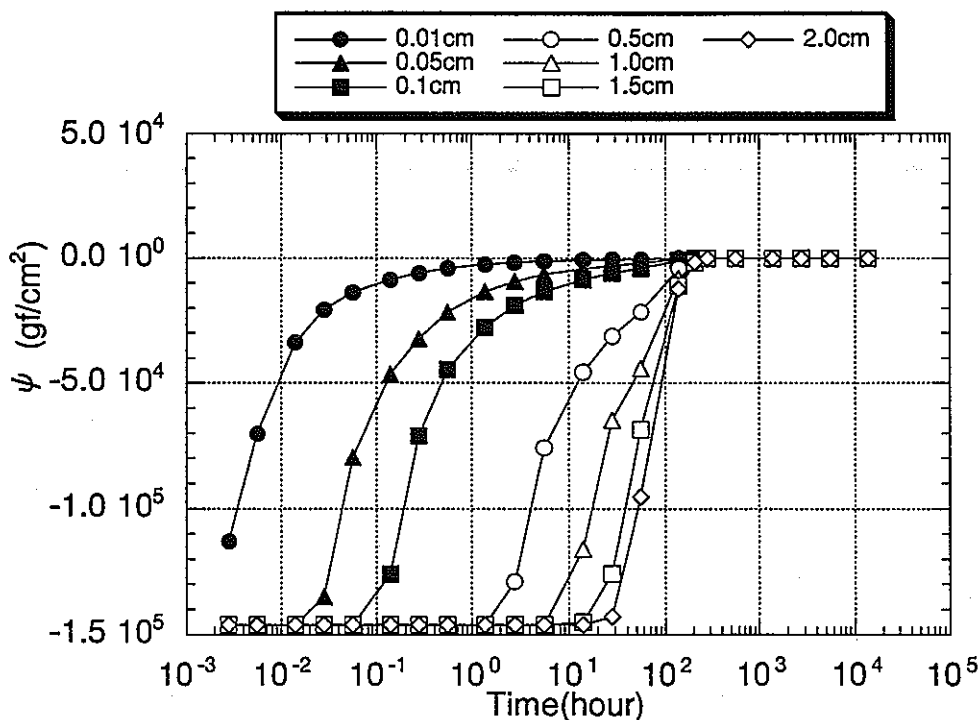


図2-14 化学ポテンシャルの経時変化

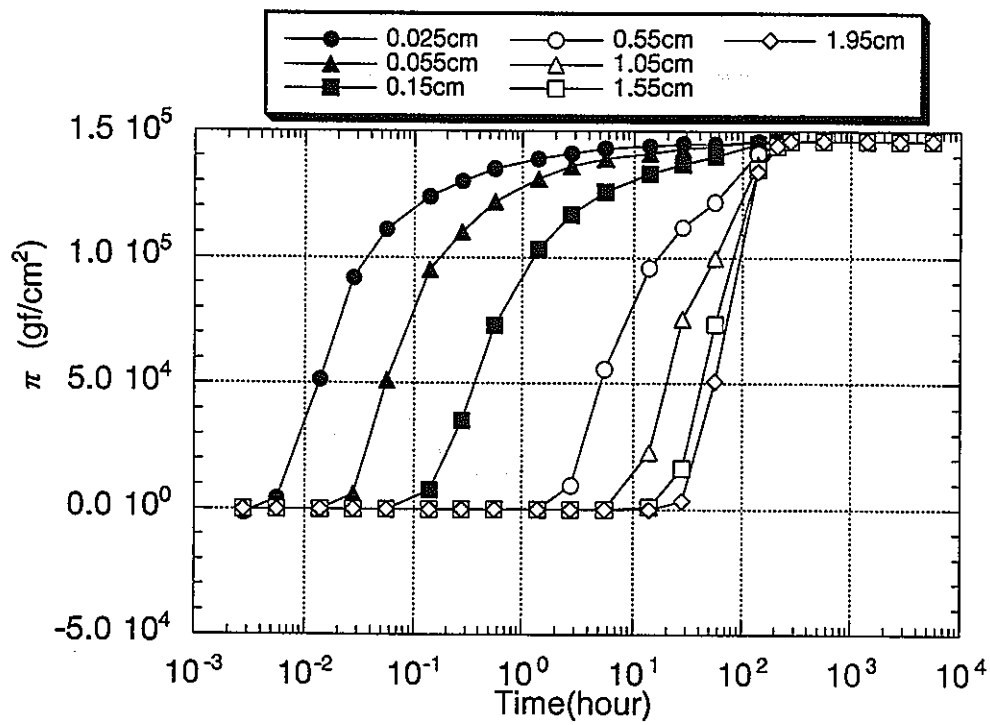


図2-15 膨潤圧の経時変化

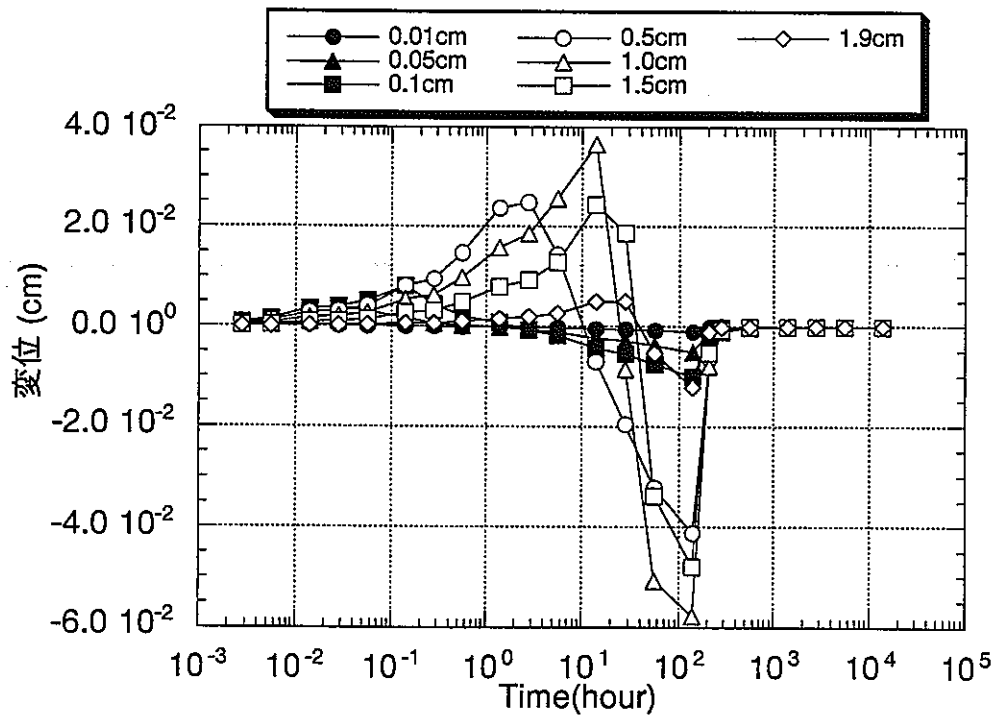


図2-16 変位の経時変化

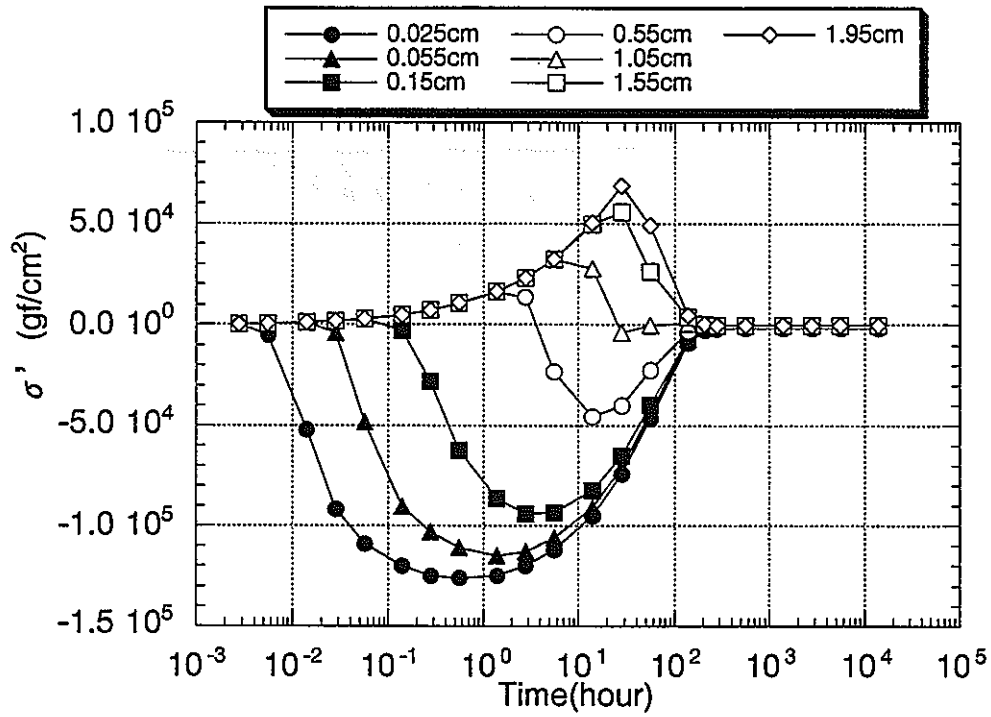


図2-17 σ' の経時変化

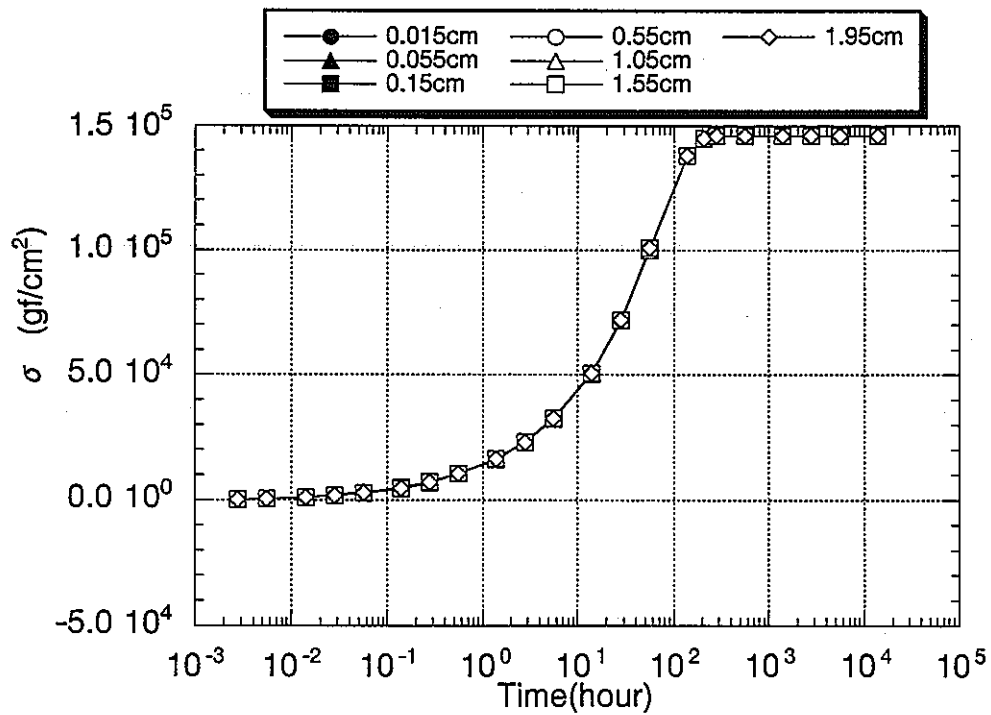


図2-18 応力の経時変化

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、ベントナイト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ベントナイト100%の場合でも以下に示すようなベ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。

- 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。

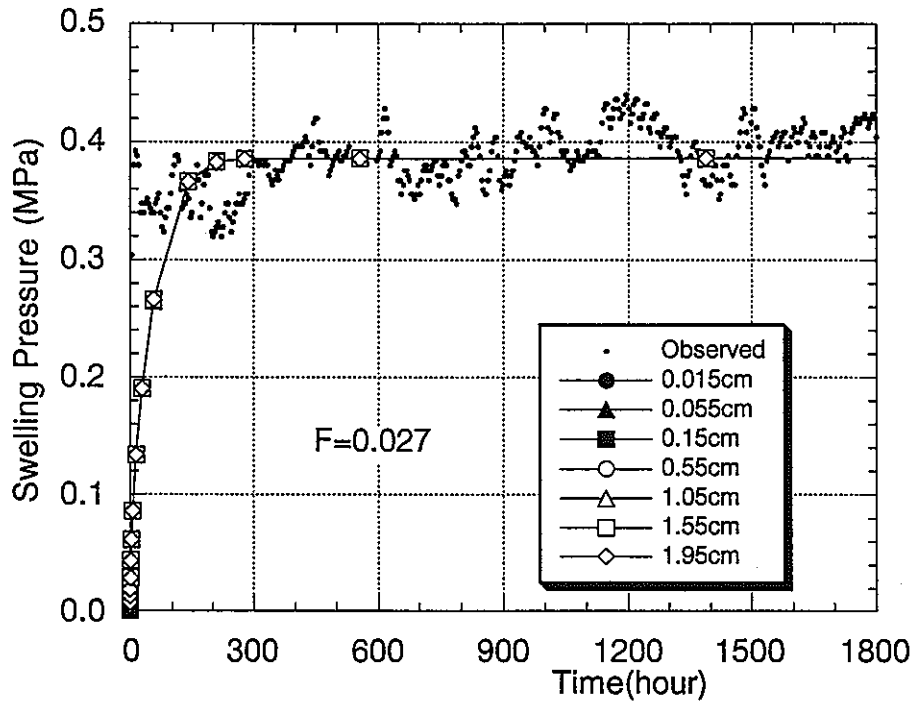


図2-19 膨潤応力の実験結果と解析結果の比較

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

$$\left[\frac{1}{2} C_{ijkl} (u_{k,l} + u_{l,k}) - F \pi \delta_{ij} - \beta \delta_{ij} (T - T_0) + \chi \delta_{ij} \rho_f h \right]_{,j} + \bar{\rho}_s b_i = 0 \quad (2-38)$$

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

地下水の連続式

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

$$D_T = D_{T_0} \exp\left(\alpha \frac{T - T_0}{T_0}\right) \quad (2-41)$$

エネルギー保存則

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

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

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

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

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ることになる。

- 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. 熱の移動
- e. 熱膨張

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である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関係を取り、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。

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

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

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) 弾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ようになる。

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

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

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で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。

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

以上より、応力-ひずみ関係は次のようになる。

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

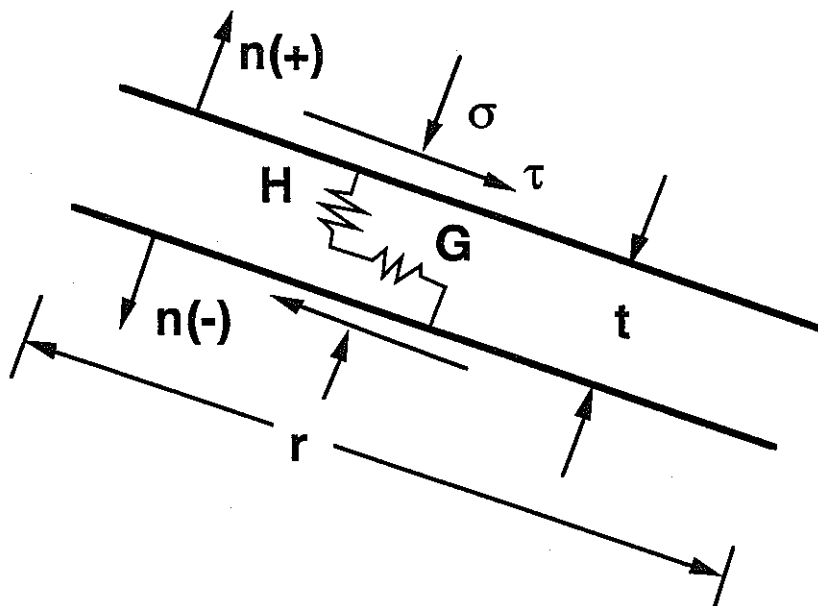


図2-20 クラックの概念図

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。

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

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。

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

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で、 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 - Coulomb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xy'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。

$$\begin{aligned} \widehat{\sigma}_{12} &\geq c + \sigma'_{22} \tan \phi \\ \widehat{\sigma}_{22} &\geq \sigma'_i \end{aligned} \quad (2-33)$$

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。

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

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

$$\widehat{k}_{11}^{new} = \widehat{k}_{11} \times (1 - \widehat{\varepsilon}_{22})^3 \quad (2-38)$$

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。

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

$$\left\{ \rho_f \frac{k_r k_{ij}}{\mu} h_{,j} \right\}_{,i} - \rho_f n S_r \rho_f g \beta_P \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_f C(\psi) \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_f S_r \frac{\partial u_{i,i}}{\partial t} + \rho_f n S_r \beta_T \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (2-40)$$

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

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。

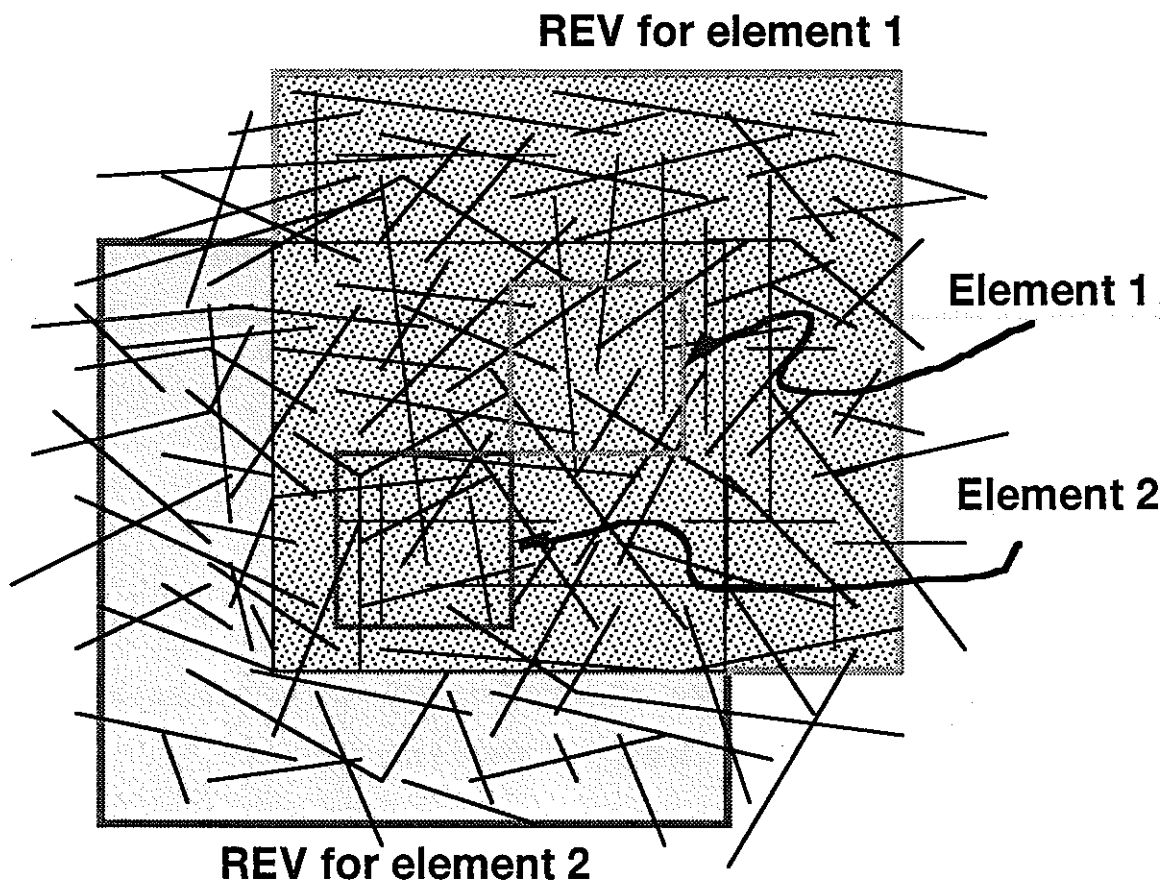


図2-22 REVを考慮した要素パラメータの決定例

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）ではロスコー面（Roscoe surface）を通過して破壊へと至る。
- 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）を通過して破壊へと至る。
- 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、ロスコー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と呼ばれることもある）で囲まれた中は弾性挙動を示す。

$e=0$ の状態でのこの曲面を 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、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。

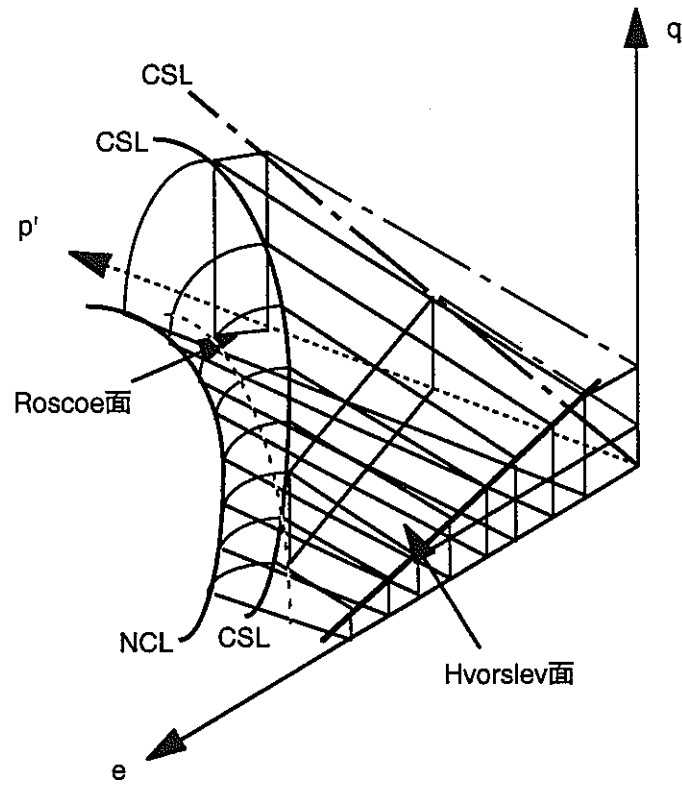


図2-23 カムクレイの状態局面

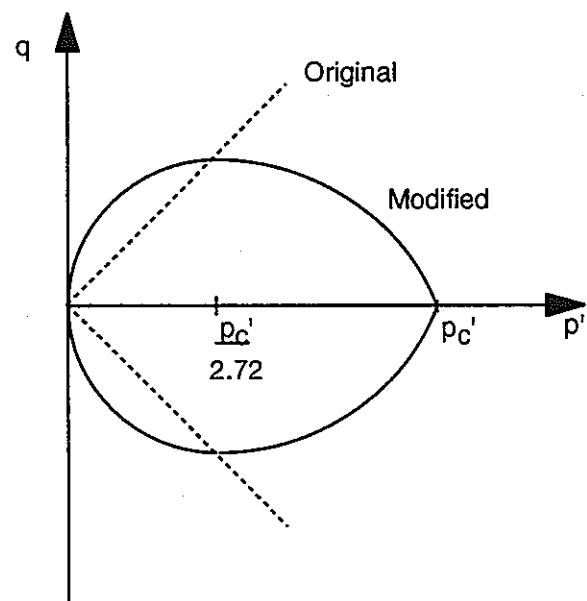


図2-24 カムクレイモデルの降伏局面

(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。

$$dpd\varepsilon_v^p + dqd\varepsilon^p = 0 \quad (2-49)$$

(2-48)、(2-49)式より $d\varepsilon_v^p$ と $d\varepsilon^p$ 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。

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

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る。

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-水-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が中心となつて行なっている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 VAL idation against EXperiments in nuclear waste isolation) という名前の言われから分かるように、廃棄物処分にかかわ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.Tsng、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、確証試験の設計である。

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、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) 解析手法

BMT1をTHAMESを用いて解析を行なった。ここでは、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。その結果、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。

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

図3-1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3-2が同ケースの50年後の全水頭分布である。図3-1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3-3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3-4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3-5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3-6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。

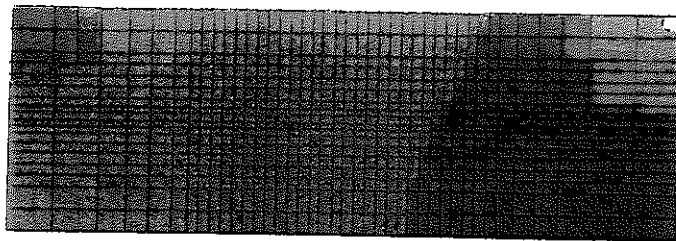
図3-7は変位図である。今回の解析では左右の境界は応力境界であり、与えている水理的境界条件が非対称、かつ熱膨張の仕方も式(2-39)に示したようにクラックテンソルの影響を受けて異方的に変形する。

図3-8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3-9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3-10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3-11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。

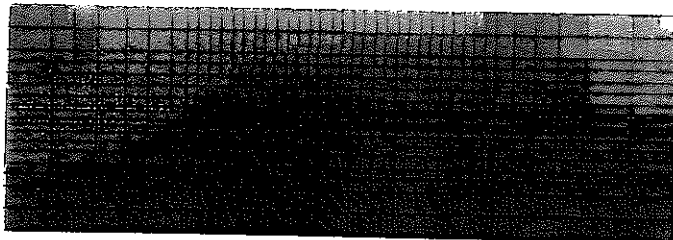


```

contour levels
  1.092E+03
  1.094E+03
  1  1.096E+03
  1  1.098E+03
  1  1.100E+03
  1  1.101E+03
  1  1.103E+03
  1  1.105E+03
  1  1.107E+03
  1  1.109E+03
  1  1.111E+03
  1  1.113E+03
  1  1.115E+03
  1  1.117E+03
  1  1.119E+03
  1  1.120E+03
  1  1.122E+03
  1  1.124E+03
  1  1.126E+03
  1  1.128E+03
  (tf/m2)

```

図3-1 初期の全水頭分布
(case 3、亀裂間隔25m、単位：m)



```

contour levels
  1.092E+03
  1.094E+03
  1  1.096E+03
  1  1.098E+03
  1  1.100E+03
  1  1.101E+03
  1  1.103E+03
  1  1.105E+03
  1  1.107E+03
  1  1.109E+03
  1  1.111E+03
  1  1.113E+03
  1  1.115E+03
  1  1.117E+03
  1  1.119E+03
  1  1.120E+03
  1  1.122E+03
  1  1.124E+03
  1  1.126E+03
  1  1.128E+03
  (tf/m2)

```

図3-2 50年後の全水頭分布
(case 3、亀裂間隔25m、単位：m)

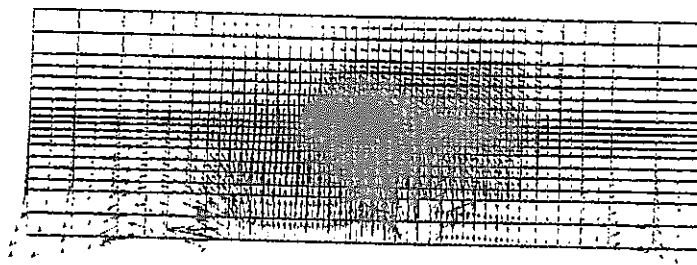


図3-3 50年後の流速ベクトル図
(case 3、亀裂間隔25m、単位：m/s)

contour Level:
 -1.000E+0 3
 0.000E+0 3
 1.000E+0 3
 2.000E+0 3
 3.000E+0 3
 4.000E+0 3
 5.000E+0 3

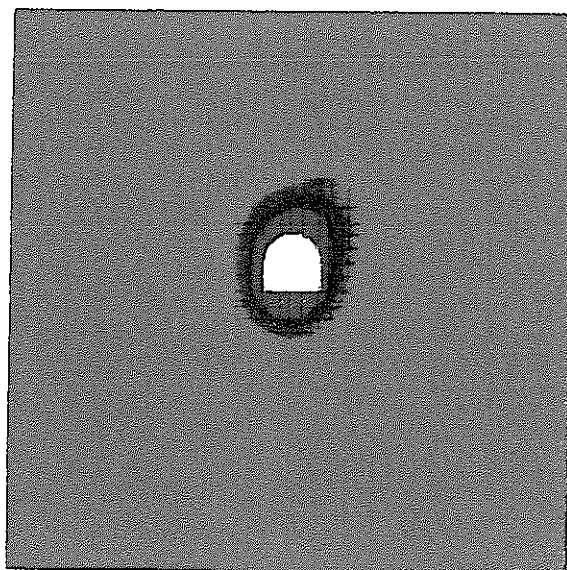


図3-4 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の全水頭分布
(case 3、亀裂間隔25m、単位：m)

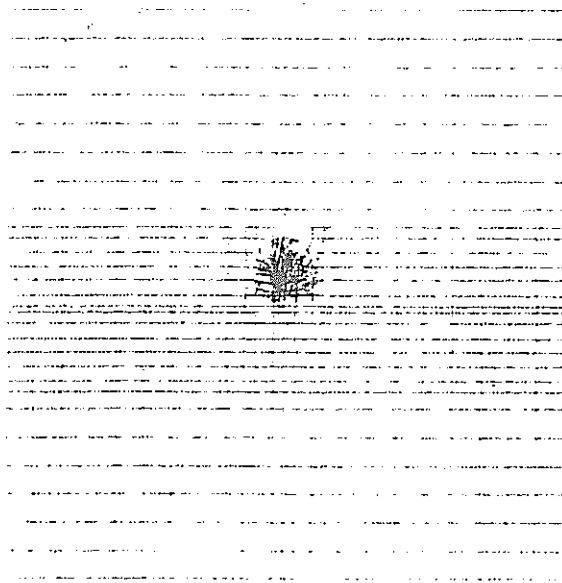


図3-5 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の流速ベクトル図
(case 3、亀裂間隔25m、単位：m/s)

contour levels

3.000E+02	■
3.010E+02	■
3.020E+02	■
3.030E+02	■
3.040E+02	■
3.050E+02	■
3.060E+02	■

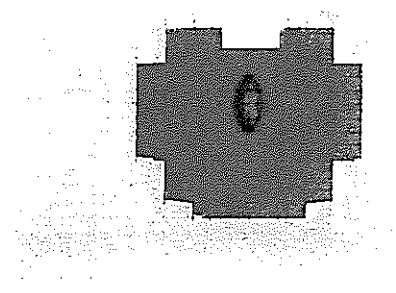


図3-6 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の温度分布図
(case 3、亀裂間隔25m、単位：°K)

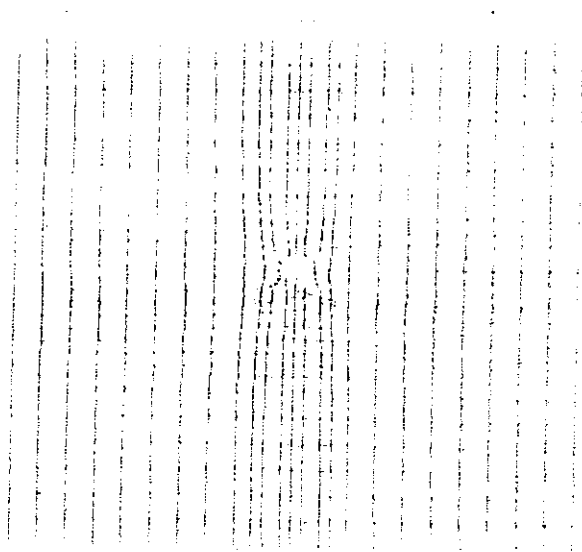


図3-7 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の変位図
(case 3、亀裂間隔25m)

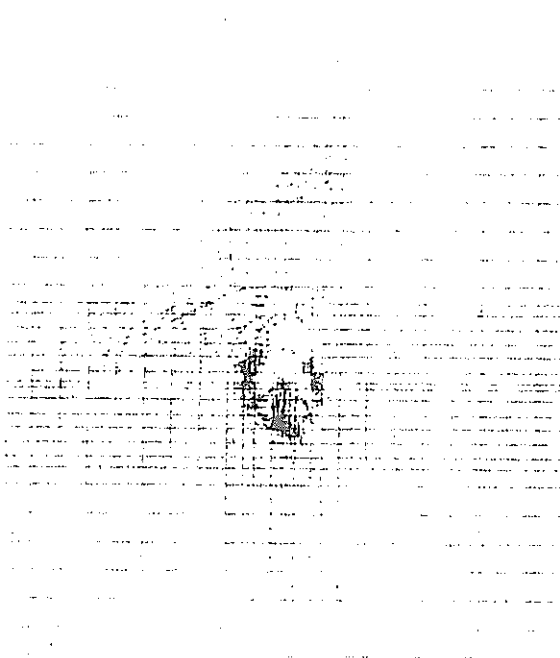


図3-8 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の主応力ベクトル図
(case 3、亀裂間隔25m、単位：tf/m²)

```

Contour Levels
0.000E+00
1 2.000E+02
2 4.000E+02
3 6.000E+02
4 8.000E+02
5 1.000E+03

```

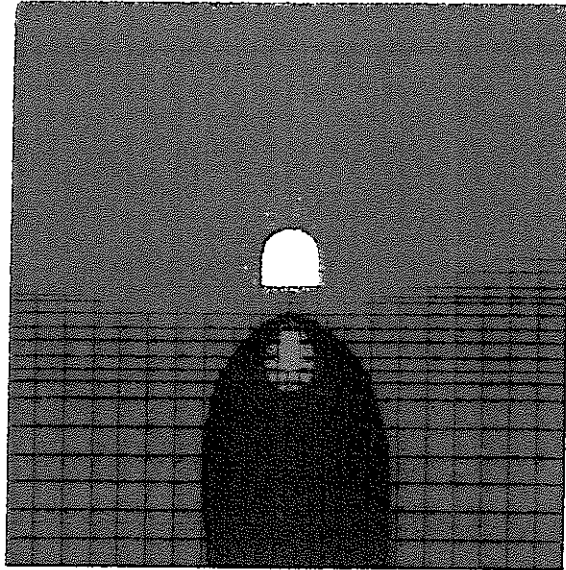


図3-9 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の鉛直方向変位コンター図
(case 3、亀裂間隔25m、単位：m)

```

Contour Levels
0.000E+00
1 0.10E+01
2 0.20E+01
3 0.30E+01
4 0.40E+01
5 0.50E+01
6 0.60E+01
7 0.70E+01
8 0.80E+01
9 0.90E+01

```

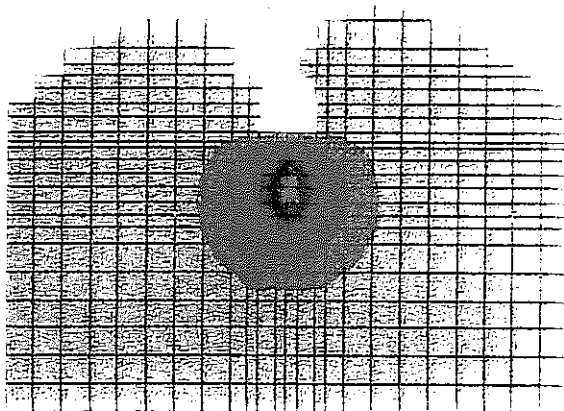


図3-10 Boussinesq近似を用いた場合の50年後の水平方向変位コンター図
(case 3、亀裂間隔25m、単位：m)

0.000000
 0.000000
 0.010000
 0.020000
 0.030000
 0.040000
 0.050000
 0.060000
 0.070000
 0.080000
 0.090000

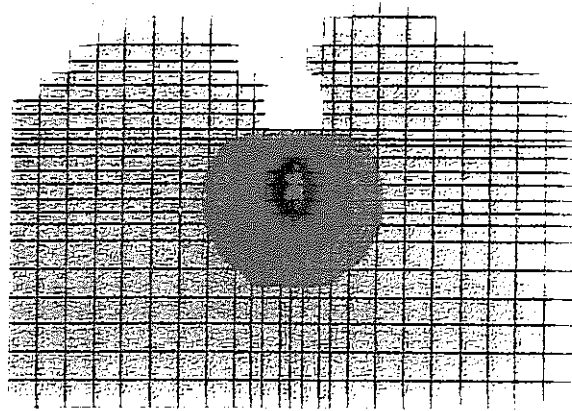


図3-11 Boussinesq近似を用いた場合の150年後の空隙率分布図
 (case 3、亀裂間隔25m)

(3) 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3-12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3-13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おり、我々の計算結果と異なっている。また、図3-14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3-15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。

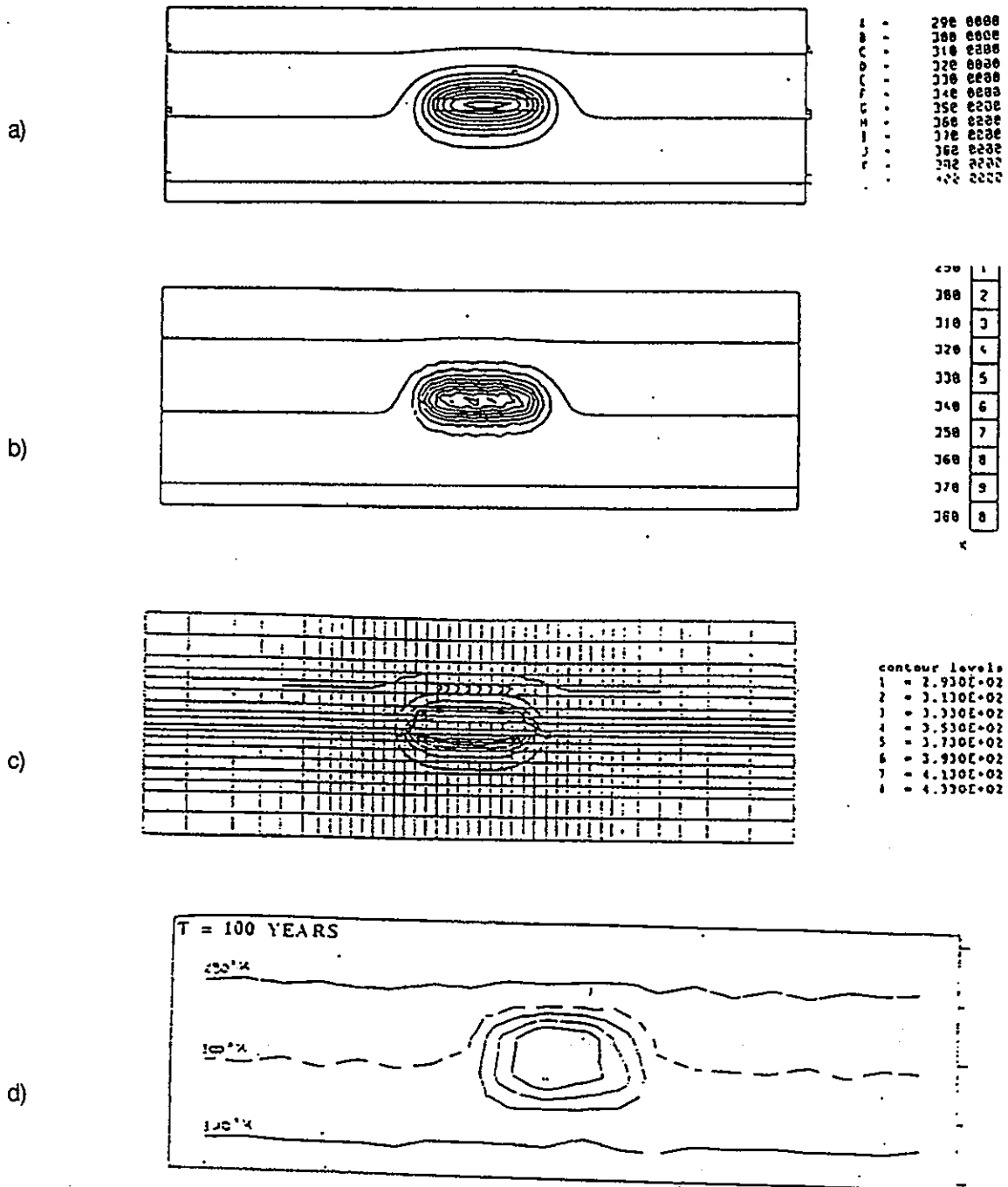


図3-12 100年後の温度分布図の比較 (case 1、亀裂間隔100m、単位：°K)
 a) CEA/DMT model、b) ENSMP model、c) HAZAMA model、d) INERIS model

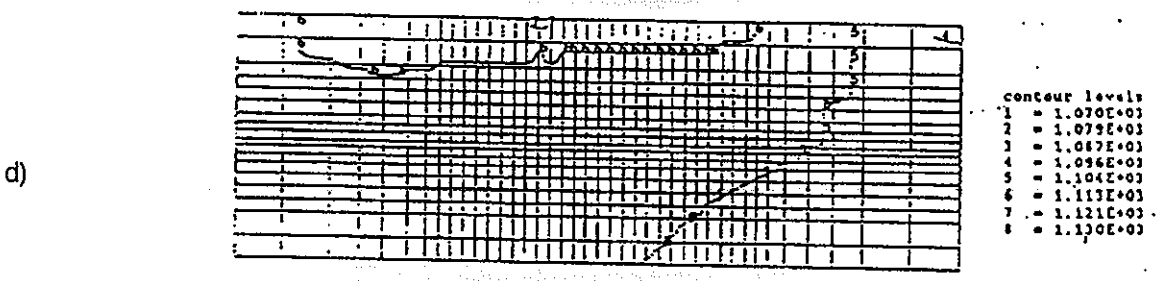
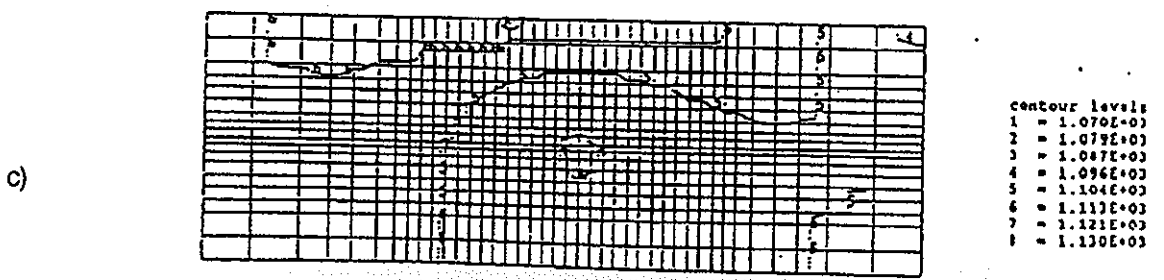
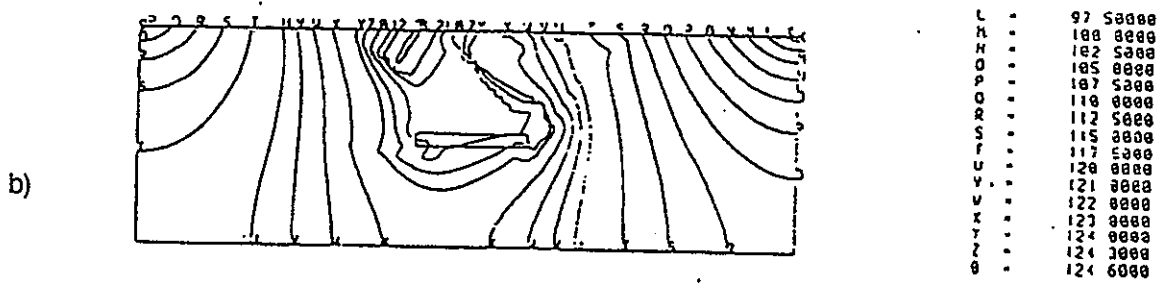
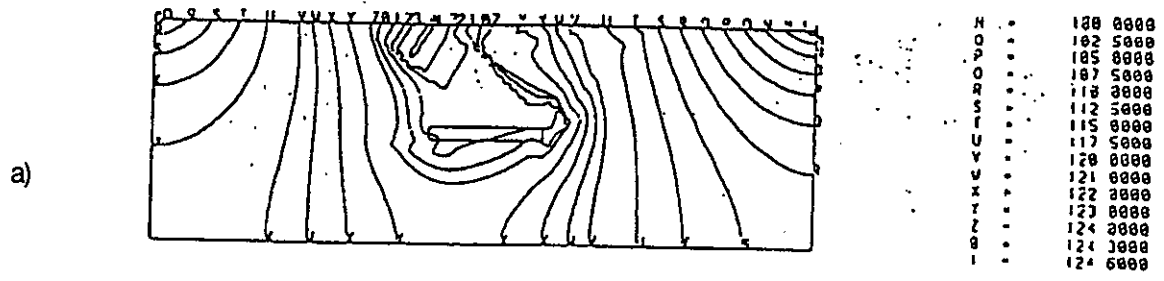
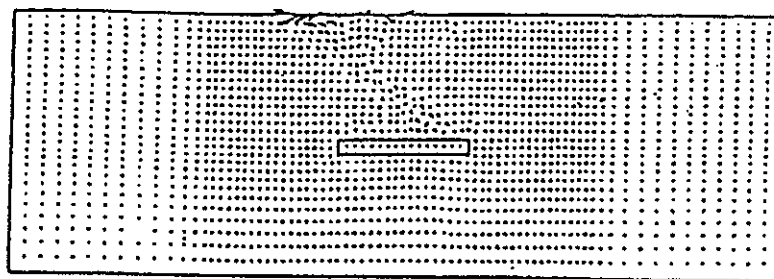


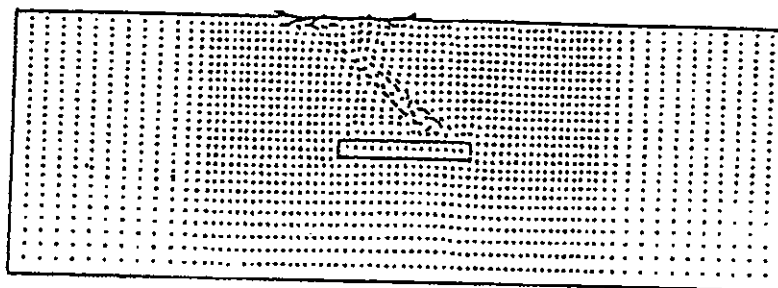
図3-13 全水頭分布図の比較 (case 1、亀裂間隔100m、単位:m)
 a) CEA/DMT model (100年後)、b) CEA/DMT model (150年後)
 c) HAZAMA model (100年後)、d) HAZAMA model (150年後)

a)



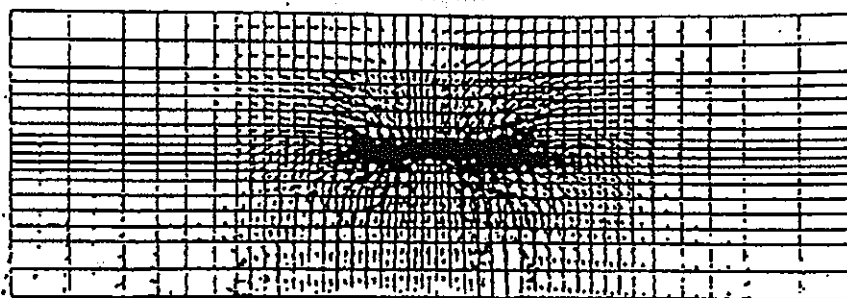
$v_{MAX} = 0.109E-06 \text{ M/S}$

b)



$v_{MAX} = 0.121E-06 \text{ M/S}$

c)



d)

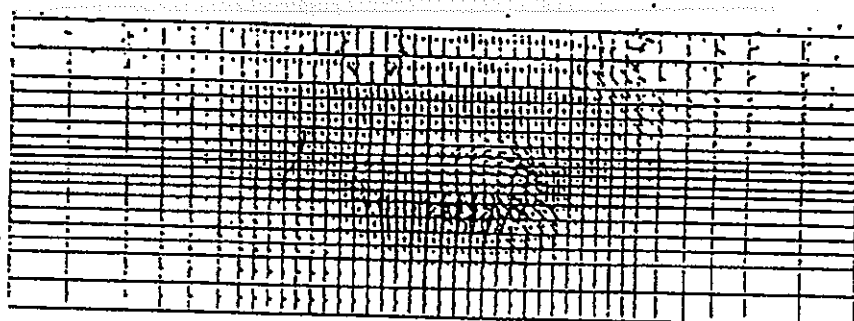


図3-14 流速ベクトル図の比較 (case 1、亀裂間隔100m、単位:m/s)
a) CEA/DMT model (100年後)、b) CEA/DMT model (150年後)
c) HAZAMA model (100年後)、d) HAZAMA model (150年後)

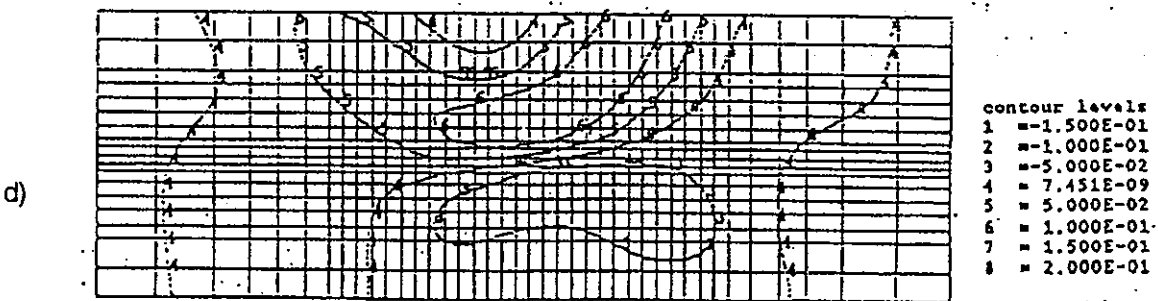
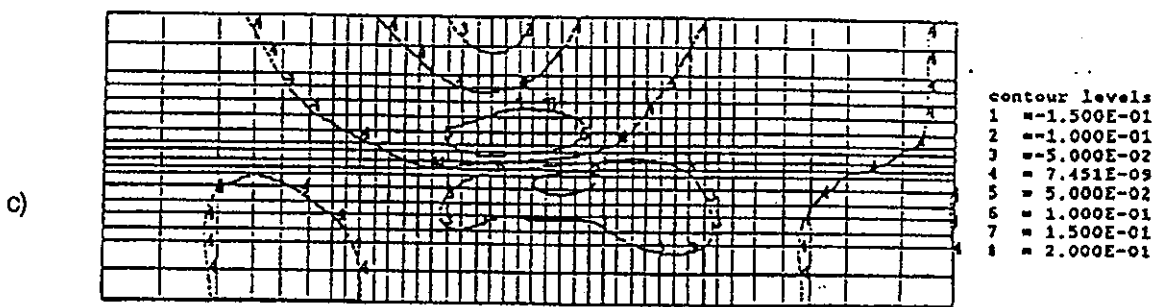
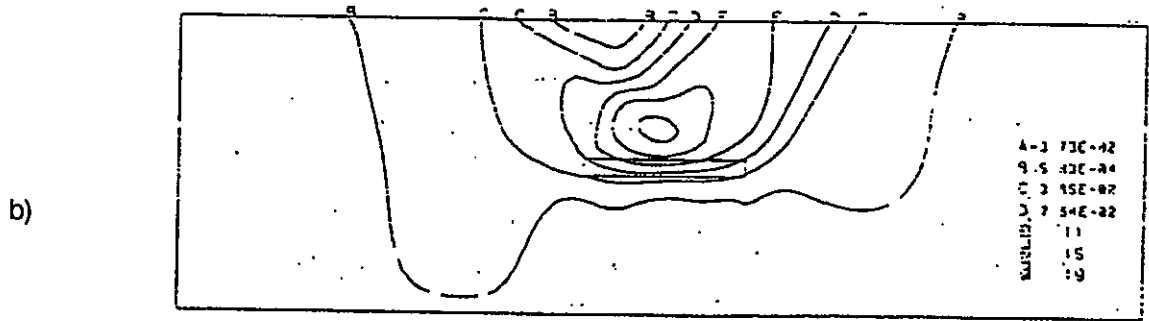
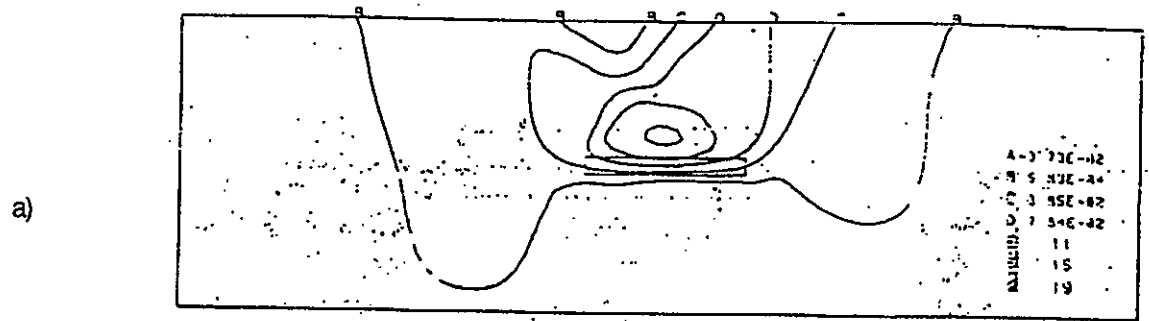


図3-15 鉛直変位図の比較 (case 1、亀裂間隔100m、単位:m)
 a) CEA/DMT model (50年後)、b) CEA/DMT model (150年後)
 c) HAZAMA model (50年後)、d) HAZAMA model (150年後)

3.1.3 BMT1 (追加解析)

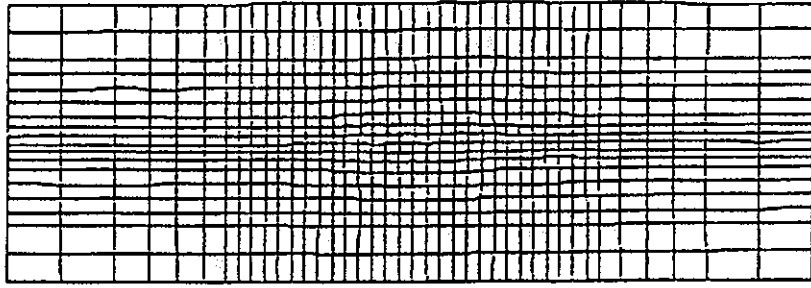
(1) 解析条件

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との比較がよりの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。

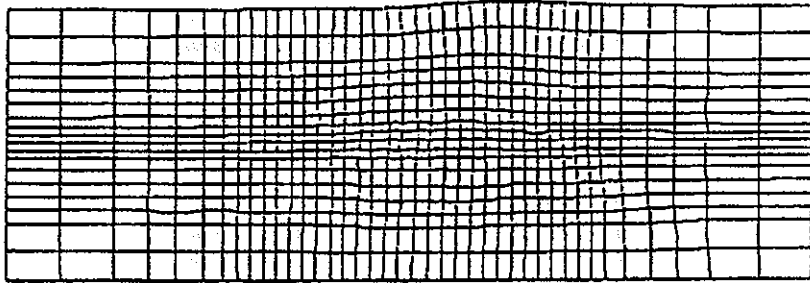
(2) 解析結果

図3-16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3-17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因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。

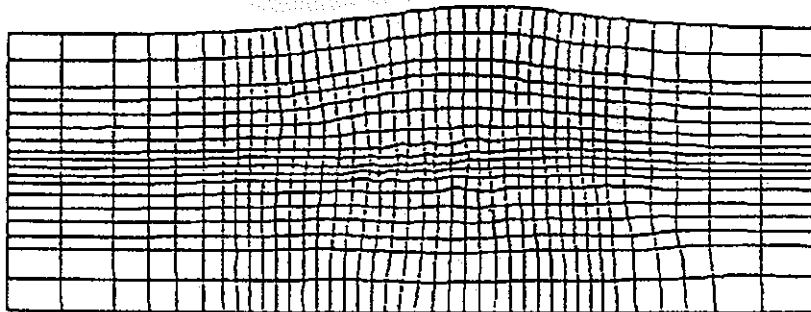
また、表3-1は観測点における変位を示している。最大変位は500年後の観測点No.4の鉛直成分に見られ、その値は23.3cmである。表3-2は観測点における応力である。これは観測点を含む200mの線に沿って平均した値である。変位は時間が経つに連れて増加しているが、応力は余り変化していないことが分かる。これは恐らく亀裂が引っ張り破壊により破壊し、変形は大きくでるが応力は変化しないためと思われる。しかし、亀裂幅はひずみが小さいために有意な値をもっては計算されておらず、その変化は $1\mu\text{m}$ 以下であった。



a) 50年後

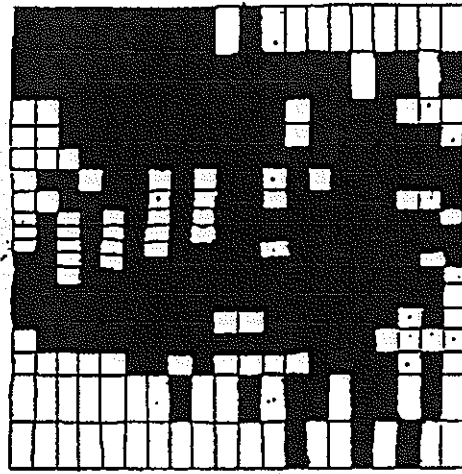


b) 150年後

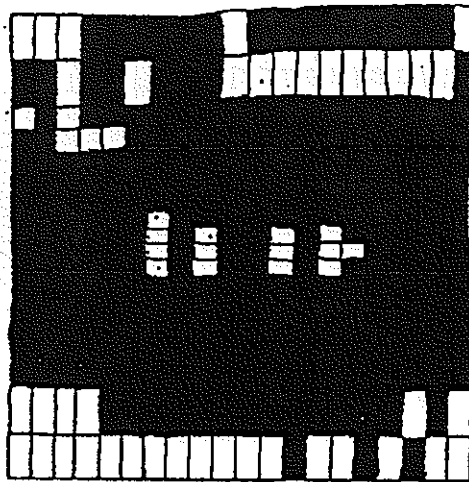


c) 500年後

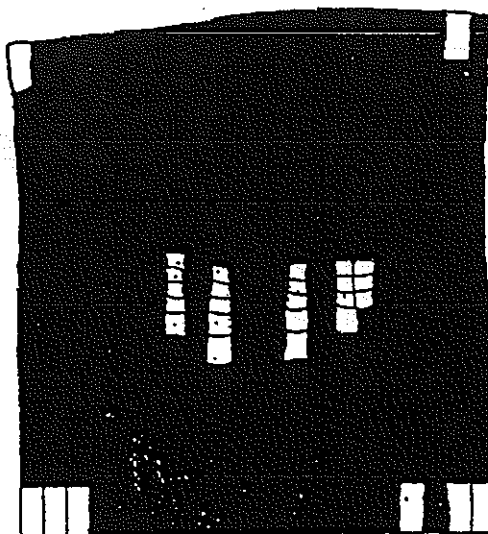
図3-16 変位分布



a) 50年後



b) 150年後



c) 500年後

図3-17 破壊領域分布

表3-1 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3-2 観測点における応力

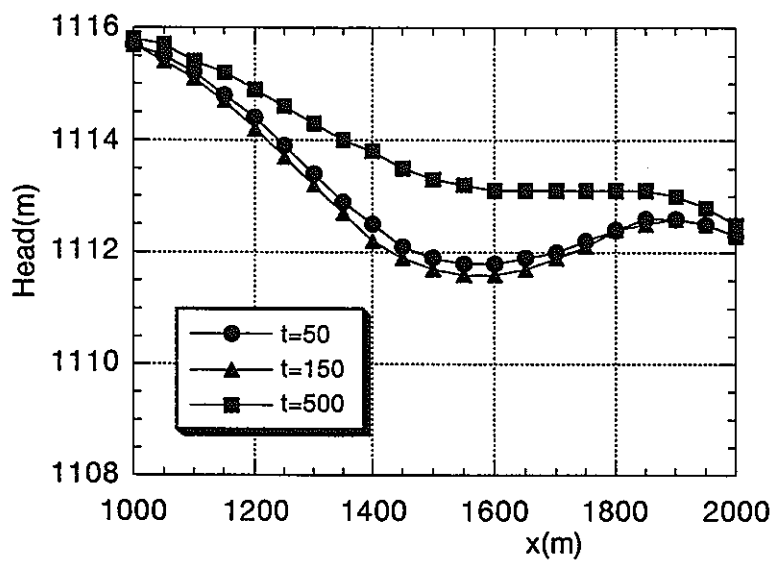
Stress components at monitoring points (unit : MPa)										
Time	Effective stress					Total stress				
	No.	2	6	9	14	No.	2	6	9	14
10	$\sigma x'$	3.28	8.67	8.61	13.50	σx	3.27	8.66	8.59	14.16
	$\sigma y'$	3.28	8.68	9.28	14.34	σy	3.28	8.67	9.26	14.68
25	$\sigma x'$	3.28	8.68	8.63	12.93	σx	3.27	8.66	8.59	14.17
	$\sigma y'$	3.28	8.69	9.30	13.93	σy	3.28	8.67	9.26	14.69
50	$\sigma x'$	3.28	8.68	8.64	12.08	σx	3.27	8.66	8.59	14.18
	$\sigma y'$	3.29	8.69	9.32	13.74	σy	3.28	8.67	9.27	14.69
100	$\sigma x'$	3.28	8.69	8.63	12.08	σx	3.27	8.67	8.59	14.18
	$\sigma y'$	3.29	8.69	9.32	13.87	σy	3.27	8.67	9.27	14.67
150	$\sigma x'$	3.28	8.69	8.62	12.07	σx	3.27	8.67	8.59	14.18
	$\sigma y'$	3.29	8.69	9.32	14.04	σy	3.27	8.67	9.27	14.66
200	$\sigma x'$	3.28	8.69	8.62	12.07	σx	3.27	8.67	8.59	14.18
	$\sigma y'$	3.29	8.69	9.32	14.16	σy	3.27	8.67	9.27	14.66
300	$\sigma x'$	3.28	8.69	8.62	12.06	σx	3.27	8.67	8.59	14.17
	$\sigma y'$	3.28	8.69	9.31	14.32	σy	3.28	8.67	9.27	14.66
500	$\sigma x'$	3.28	8.69	8.61	12.06	σx	3.27	8.67	8.59	14.17
	$\sigma y'$	3.28	8.69	9.30	14.45	σy	3.28	8.67	9.27	14.65

図3-18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。

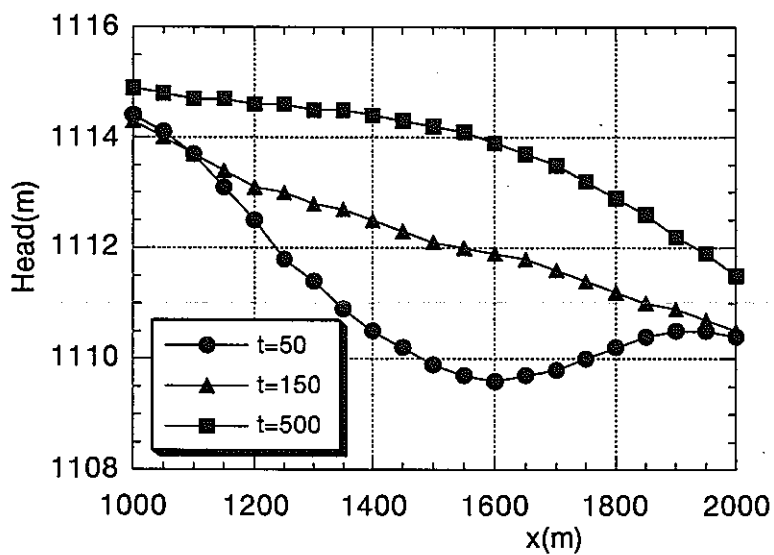
表3-3は観測線を横切る流量である。上端境界ある2-3、3-4線では150年後にピークが現われているが、これはNo.2に相当する地点の水圧が最も大きいことの影響である。また、3-8を通る流量が8-14を通る流量より小さいのは自然対流の影響である。

図3-19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3-4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℃に達している。一方、No.8における温度は100年後から上昇を初めている。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3-19の250m深さでの水頭分布に見られる。また、図3-19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3-4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。



a) 深さ250m



b) 深さ500m

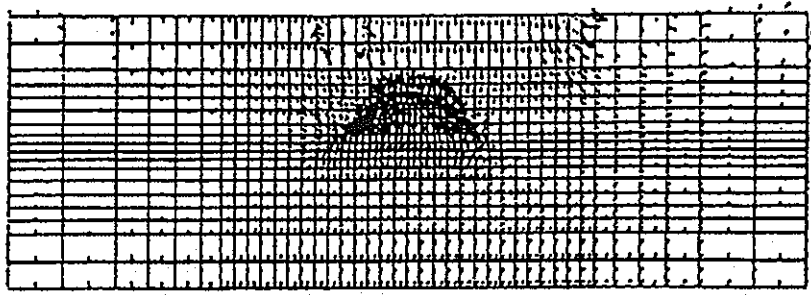
図3-15 全水頭分布

表3-3 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

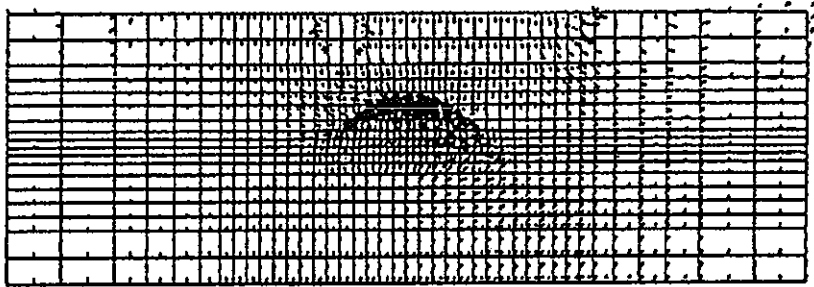
表3-4 観測点における温度

Temperature at monitoring points (unit : ° K)							
Point No.	Time (year)						
	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



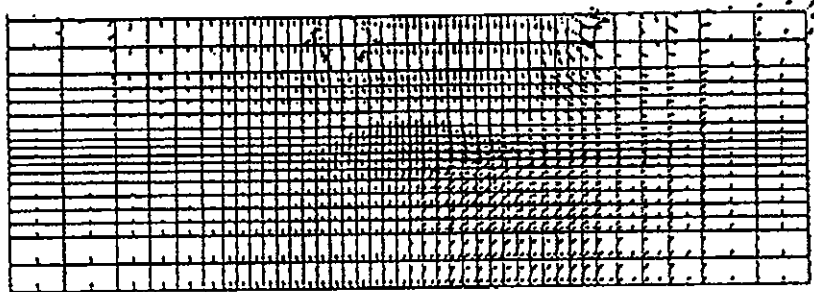
→ 1.0×10^{-10} m/s

a) 50年後



→ 1.0×10^{-10} m/s

b) 150年後



→ 1.0×10^{-10} m/s

c) 500年後

图3-19 流速分布图

3.1.4 BMT3

(1) 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報を抽出した。

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。

F_{ijkl} も P_{ij} も、一辺が10mを越えると値が収束するので、ここでは、おおよそ10x10mがREVであると判断する。

④ 解析結果

図3-20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300年後の流量には余り差がないことが分かる。一方、図3-21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3-5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3-22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。

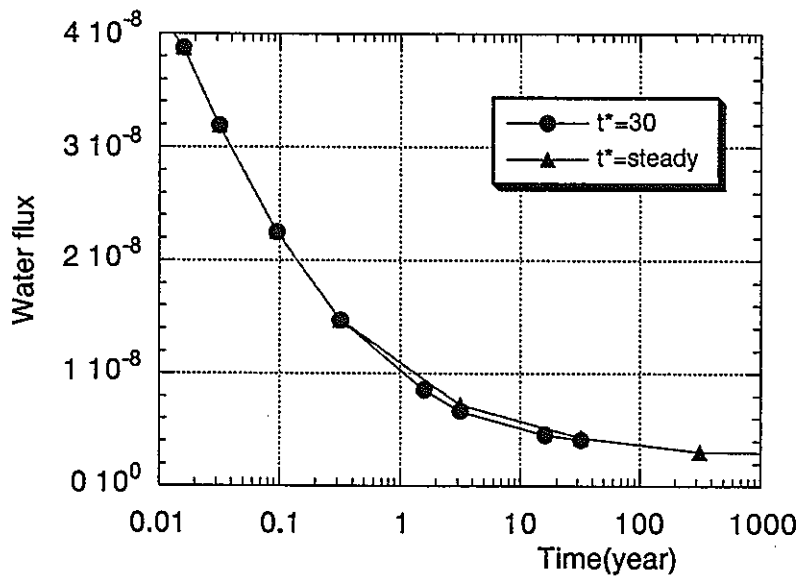


図3-20 トンネル内への流入量経時変化図

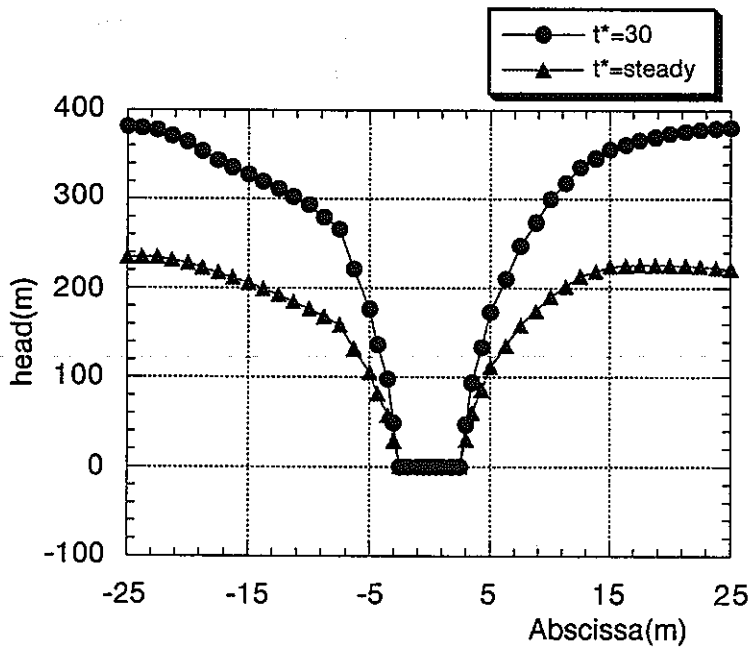
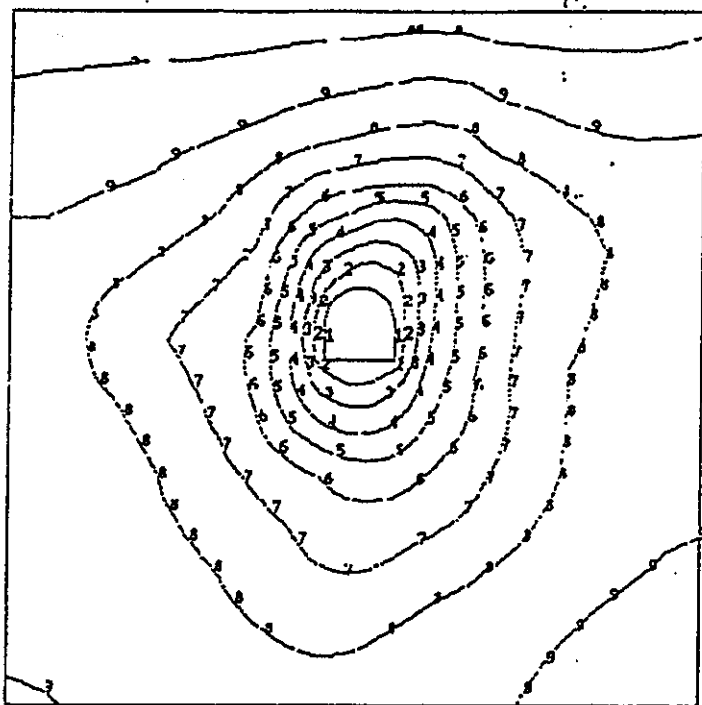


図3-21 トンネル周辺の水頭分布図

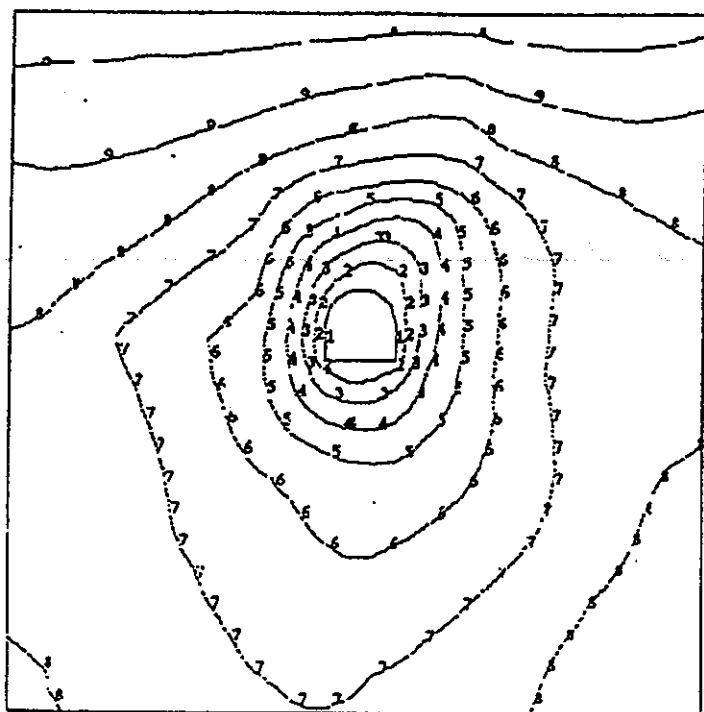
表3-5 $t^* = 30$ 年のケースにおける流量

Water flux across the monitoring segments					
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



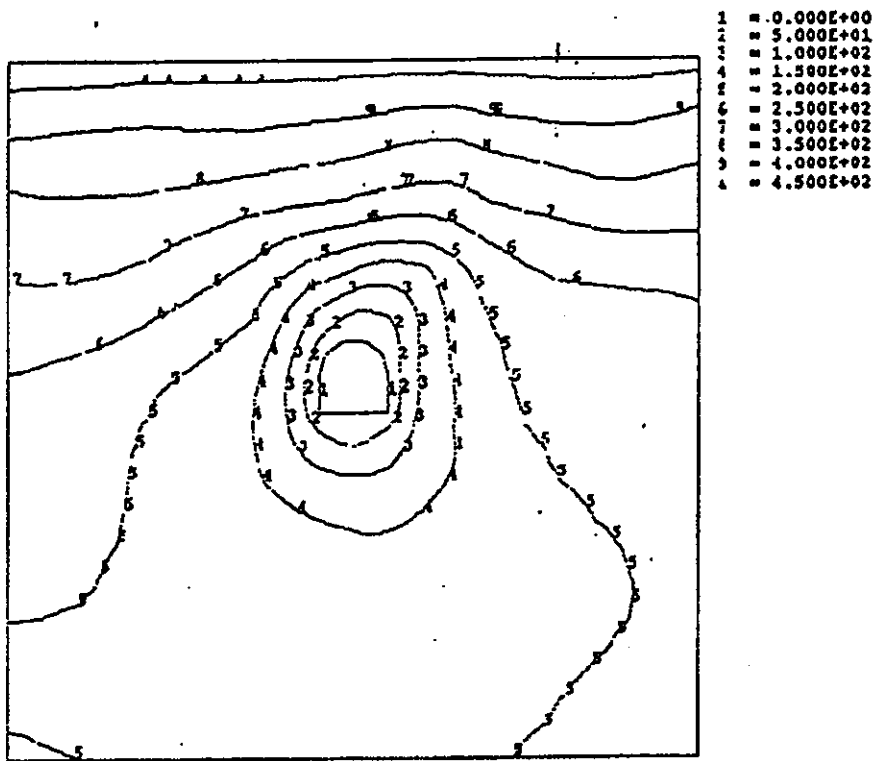
- 1 = 0.000E+00
- 2 = 5.000E+01
- 3 = 1.000E+02
- 4 = 1.500E+02
- 5 = 2.000E+02
- 6 = 2.500E+02
- 7 = 3.000E+02
- 8 = 3.500E+02
- 9 = 4.000E+02
- 10 = 4.500E+02

a) $t^* + 1$ 年

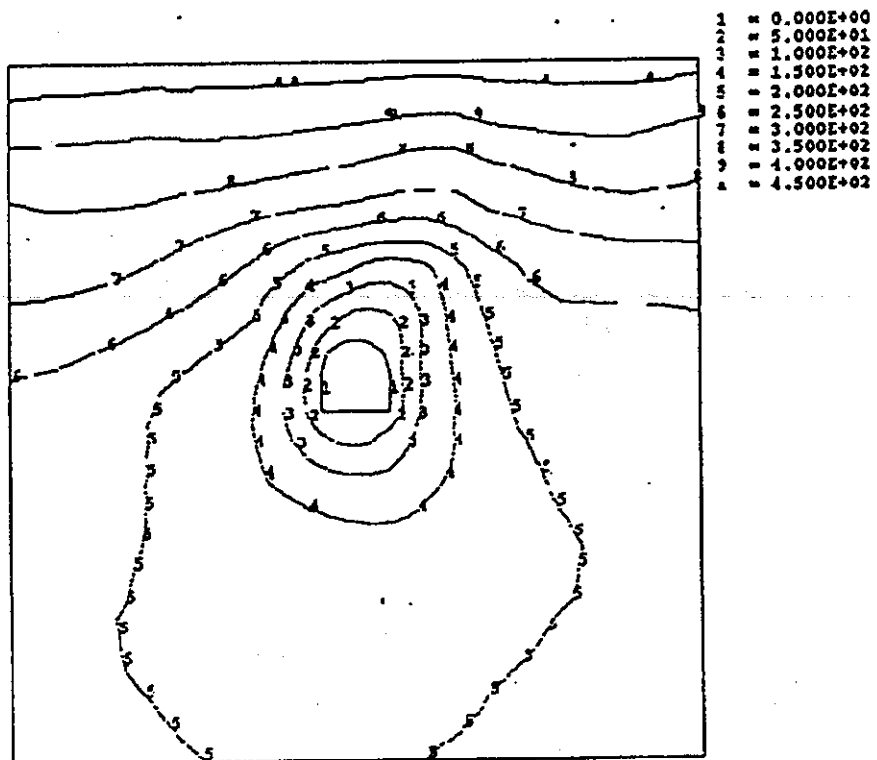


- 1 = 0.000E+00
- 2 = 5.000E+01
- 3 = 1.000E+02
- 4 = 1.500E+02
- 5 = 2.000E+02
- 6 = 2.500E+02
- 7 = 3.000E+02
- 8 = 3.500E+02
- 9 = 4.000E+02
- 10 = 4.500E+02

b) t_{max}



c) $t^* + 30$ 年



d) $t^* + 100$ 年

図3-22 $t^*=30$ 年の場合の圧力分布経時変化

表3-6、7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3-8、9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3-23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3-24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3-6 $t^* = 30$ 年のケースの応力成分

Stresses components at monitoring points ($t^*=30$)									
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=tmax (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3-7 $t^* = 3000$ 年のケースの応力成分

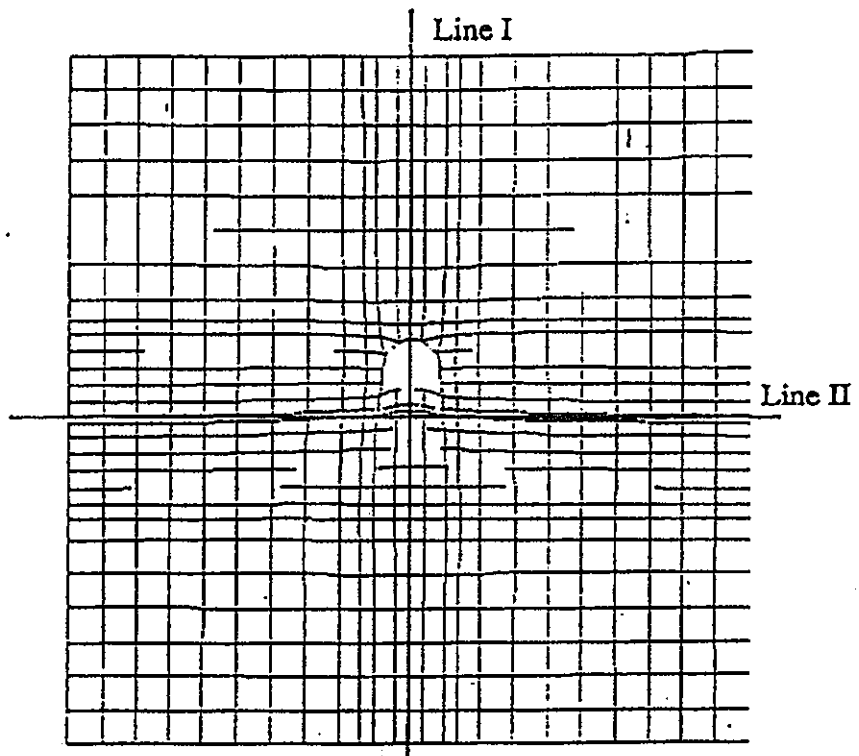
Stresses components at monitoring points ($t^* = \text{steady}$)									
Time (year)	Stresses components (MPa)	Monitoring points							
		A	B	C	D	E	F	G	H
$t=0$	σ_{xx}	-13.11	-13.03	-12.95	-13.03	-13.29	-12.89	-12.89	-13.29
	σ_{zz}	-13.11	-13.03	-12.95	-13.03	-13.29	-12.89	-12.89	-13.29
$t=1/12$	σ_{xx}	-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
$t=t_{\text{max}}$ ($t=t^*+4$)	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3-8 $t^* = 30$ 年のケースの変位成分

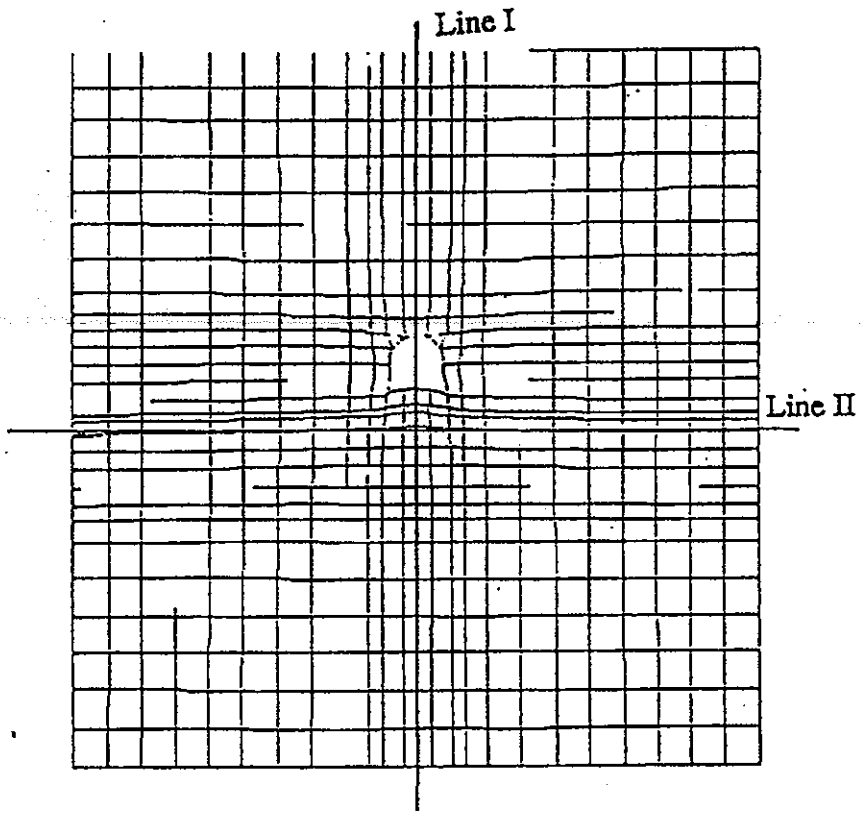
Displacement components at monitoring points ($t^*=30$)									
Time (year)	Displacement components (mm)	Monitoring points							
		A	B	C	D	E	F	G	H
$t=0$	Ux	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
	Uz	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
$t=1/12$	Ux	0.2	6.3	0.1	-4.8	0.9	1.6	-1.2	-0.8
	Uz	5.7	-2.2	-6.0	-2.0	0.4	-2.6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

表3-9 $t^* = 3000$ 年のケースの変位成分

Displacement components at monitoring points ($t^* = \text{steady}$)									
Time (year)	Displacement components (mm)	Monitoring points							
		A	B	C	D	E	F	G	H
$t=0$	Ux	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
	Uz	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
$t=1/12$	Ux	0.2	6.3	0.1	-4.8	0.9	1.6	-1.2	-0.8
	Uz	5.7	-2.2	-6.0	-2.0	0.4	-2.6	-2.4	0.3
$t=t^*$	Ux	0.2	5.9	0.1	-4.5	0.9	1.6	-1.2	-0.8
	Uz	1.7	-6.6	-10.9	-6.4	-2.2	-7.9	-7.4	-2.7
$t=t^*+1$	Ux	0.2	5.0	0.1	-3.6	-0.7	1.1	-0.6	0.9
	Uz	6.8	-2.8	-7.5	-2.6	-0.7	-4.3	-3.7	-1.1
$t=t_{\text{max}}$ ($t=t^*+4$)	Ux	0.2	5.2	0.1	-3.8	-1.2	1.2	-0.6	1.3
	Uz	11.6	2.2	-2.3	2.3	2.8	0.9	1.5	2.5
$t=t^*+30$	Ux	0.2	6.1	0.1	-4.6	-0.2	1.9	-1.3	0.3
	Uz	18.3	10.3	6.5	10.3	9.5	9.6	10.2	9.1
$t=t^*+100$	Ux	0.2	6.0	0.1	-4.6	0.7	1.8	-1.3	-0.6
	Uz	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3-23 $t^* = 30$ 年のケースの変位分布

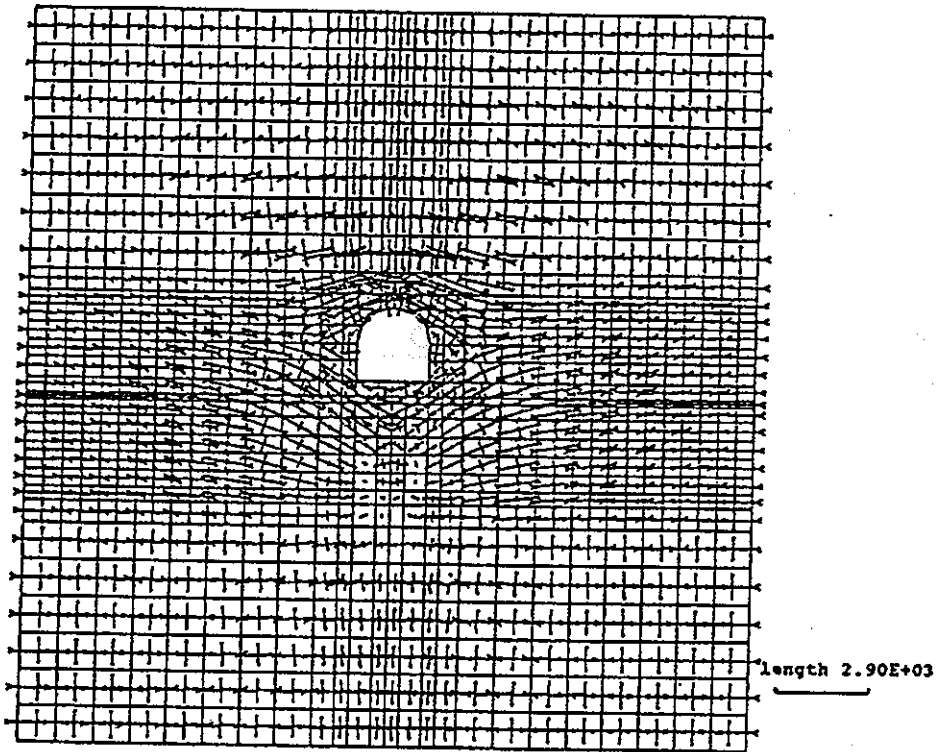


図3-24 $t^* = 30$ 年のケースの主応力分布

表3-10、11は $t^* = 30$ 年と3000年のケースの温度を示している。表3-8、9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3-25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3-26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。このことから熱移動における対流の影響が小さいことが分かる。

表3-10 $t^*=30$ 年のケースの温度

Temperatures at monitoring points (°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3-11 $t^*=3000$ 年のケースの温度

Temperatures at monitoring points (°C) ($t^*=steady$)								
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

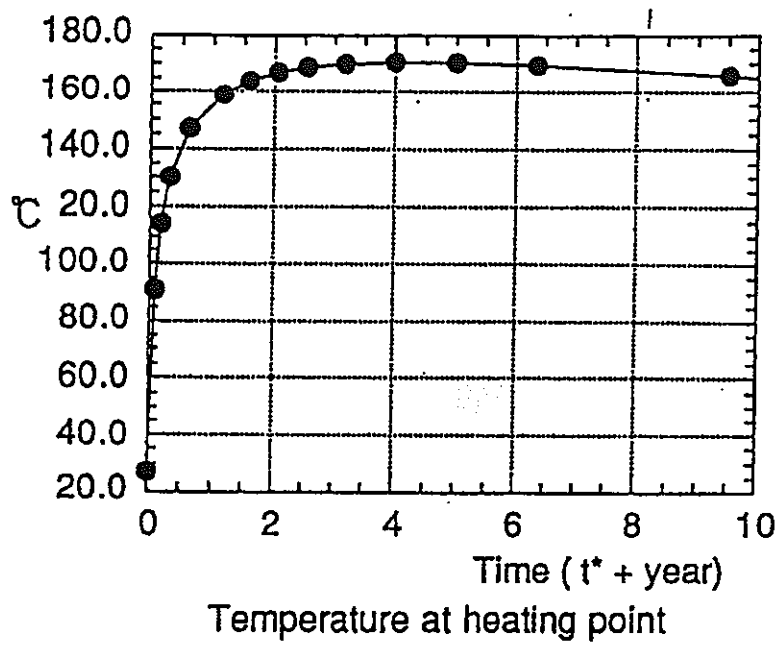
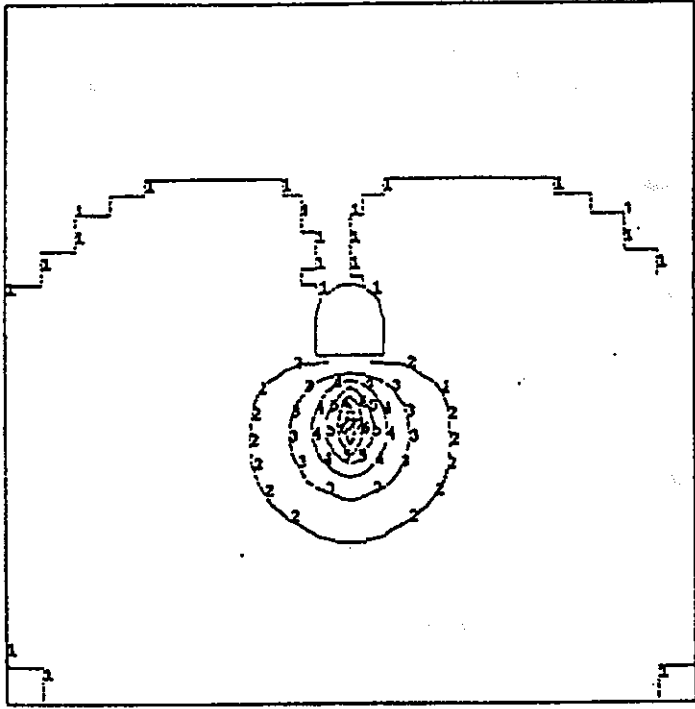


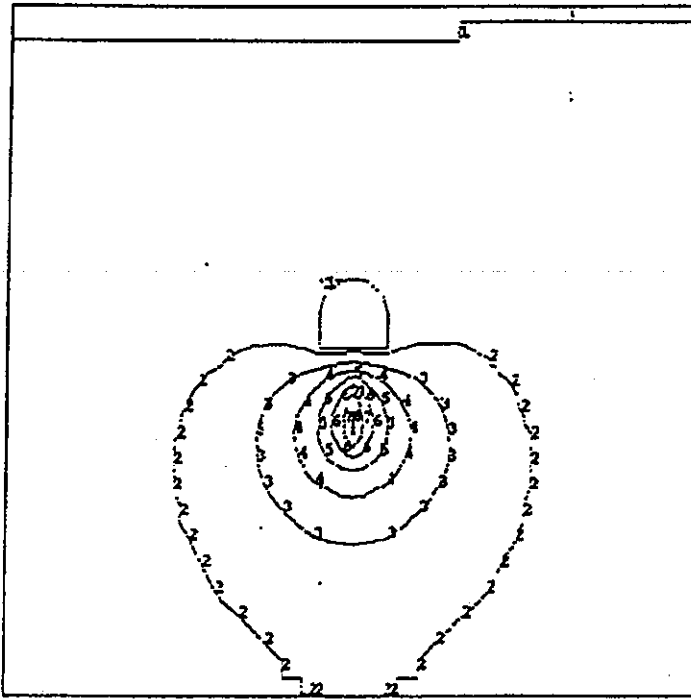
図3-25 $t^* = 30$ 年のケースの熱源の温度経時変化

- 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

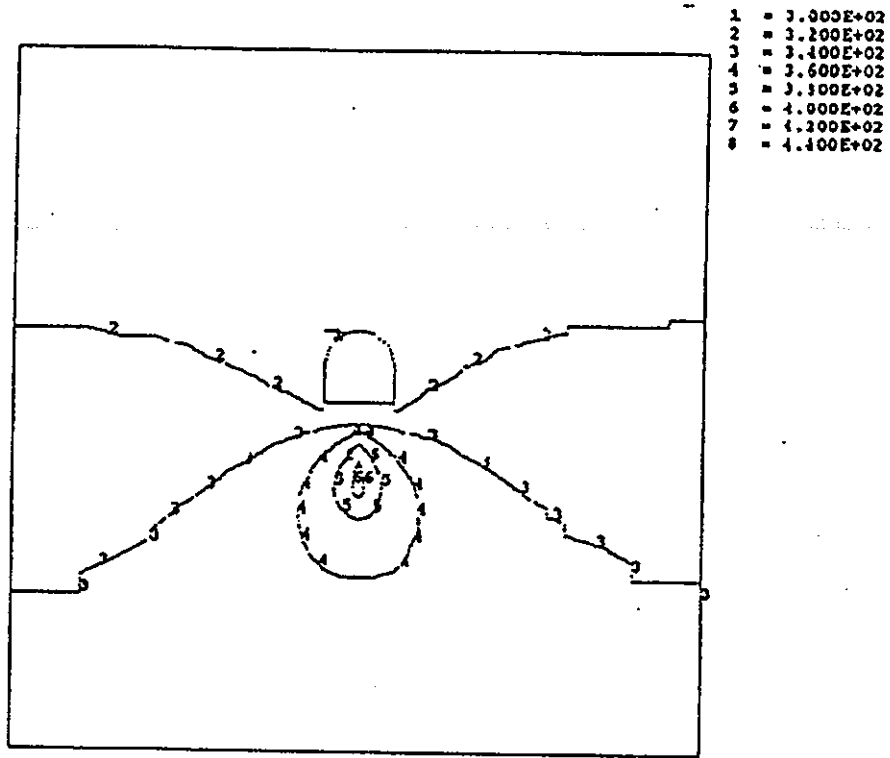


a) $t^* + 1$ 年

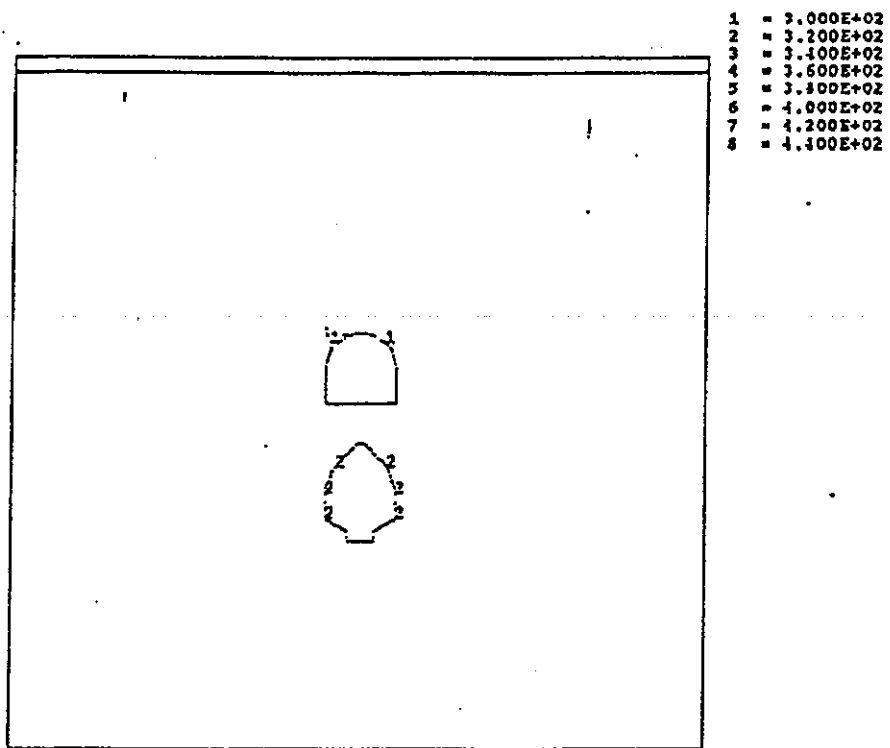
- 1 = 3.000E+02
- 2 = 3.200E+02
- 3 = 3.400E+02
- 4 = 3.600E+02
- 5 = 3.800E+02
- 6 = 4.000E+02
- 7 = 4.200E+02
- 8 = 4.400E+02



b) tmax



c) $t^* + 30$ 年



d) $t^* + 100$ 年

図3-26 $t^* = 30$ 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(3-1)式で t^* は定義される。

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

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。

(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。(3-1)式に基づき、 t^* を求めたところ、 $t^*=27\text{weeks}$ となった。また、図3-27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3-28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。

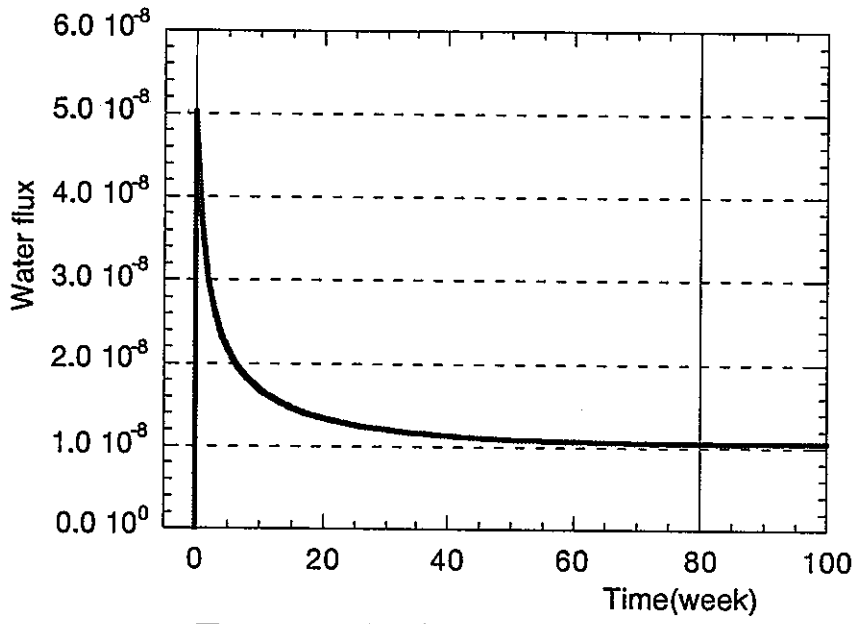


図3-27 トンネル内への流入量経時変化図

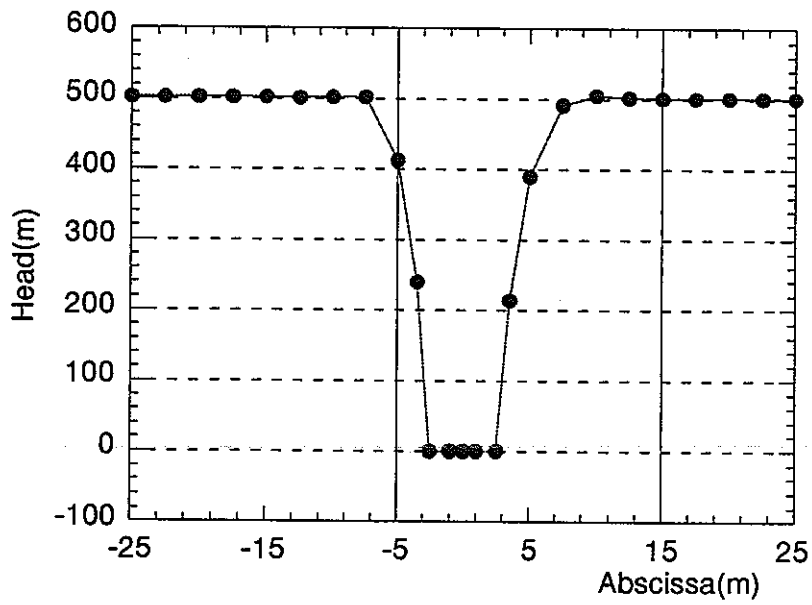


図3-28 トンネル周辺の水頭分布図

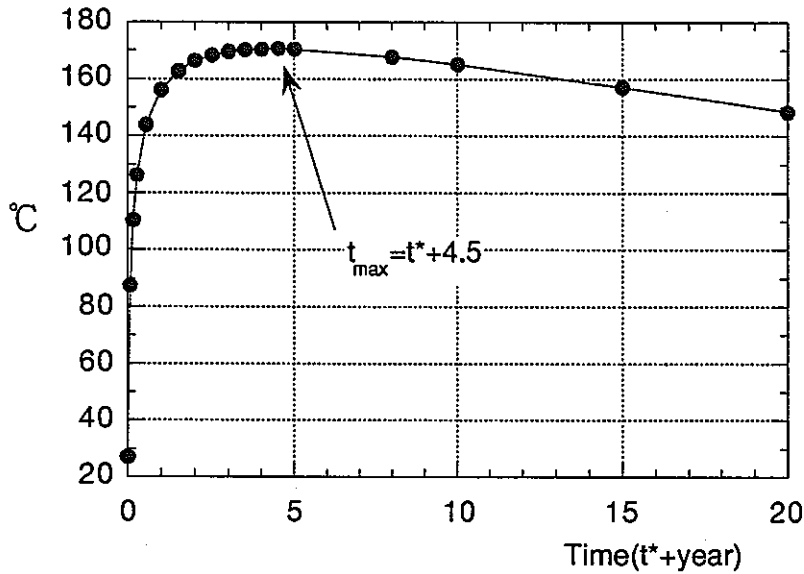


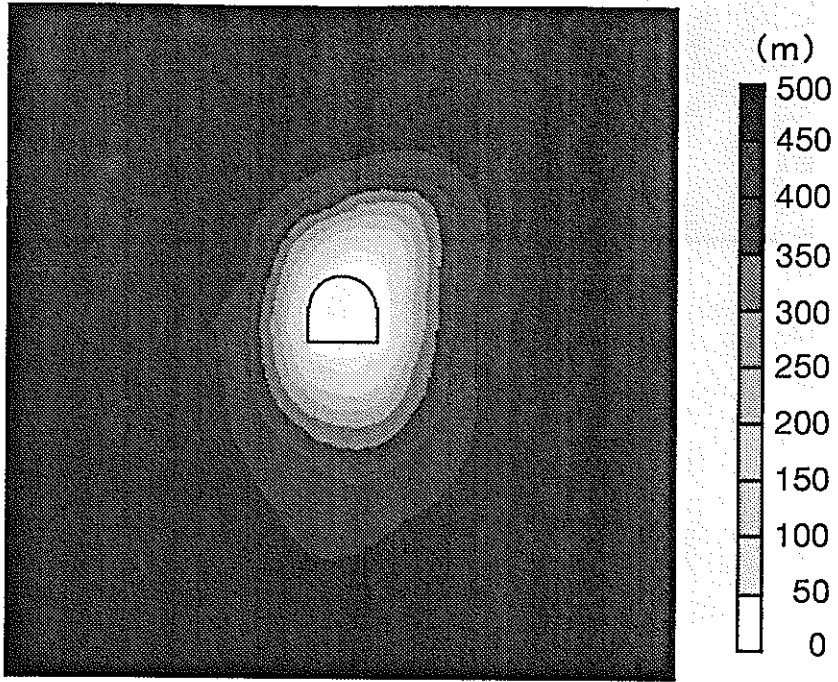
図3-29 熱源中心での温度経時変化

② 解析結果

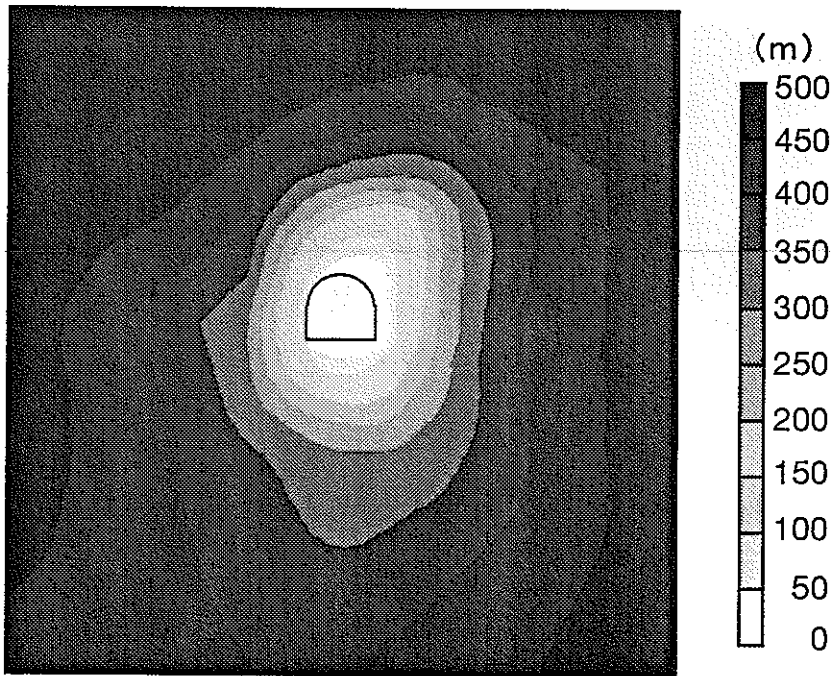
表3-12は観測線を横切る流量を示している。符号は左から右へ流れる場合と下から上へ流れる場合に正である。トンネル内への地下水の流入量は熱源が最大温度になった時点 t_{max} で最大となっている。図3-29は水圧分布の経時変化である。非対称分布が透水係数の異方性のために生じていることが分かる。トンネル周辺の圧力は t^*+30 年まで低下し続け、その後 t^*+100 年から回復し初めている。

表3-12 観測線を横切る流量

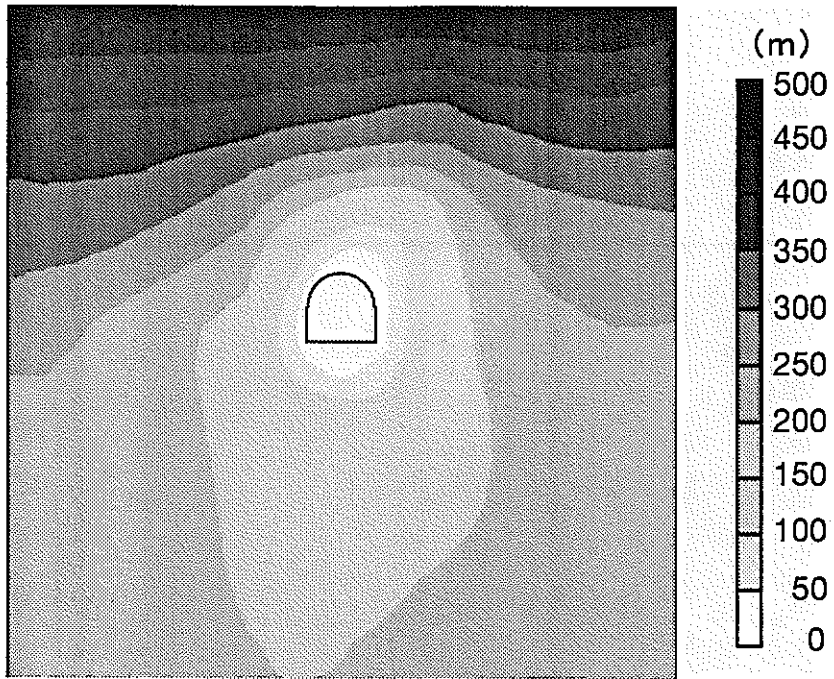
Time (year)	Monitoring segments				
	ABCD	EF	FG	GH	HE
t=0	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
t=1/12	2.30×10^{-8}	5.08×10^{-11}	-6.55×10^{-10}	2.53×10^{-11}	1.01×10^{-11}
t=t*	1.22×10^{-8}	1.54×10^{-10}	-2.72×10^{-9}	-2.75×10^{-10}	1.02×10^{-10}
t=t*+1	1.01×10^{-8}	1.04×10^{-9}	-2.51×10^{-9}	-1.33×10^{-9}	2.36×10^{-9}
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}



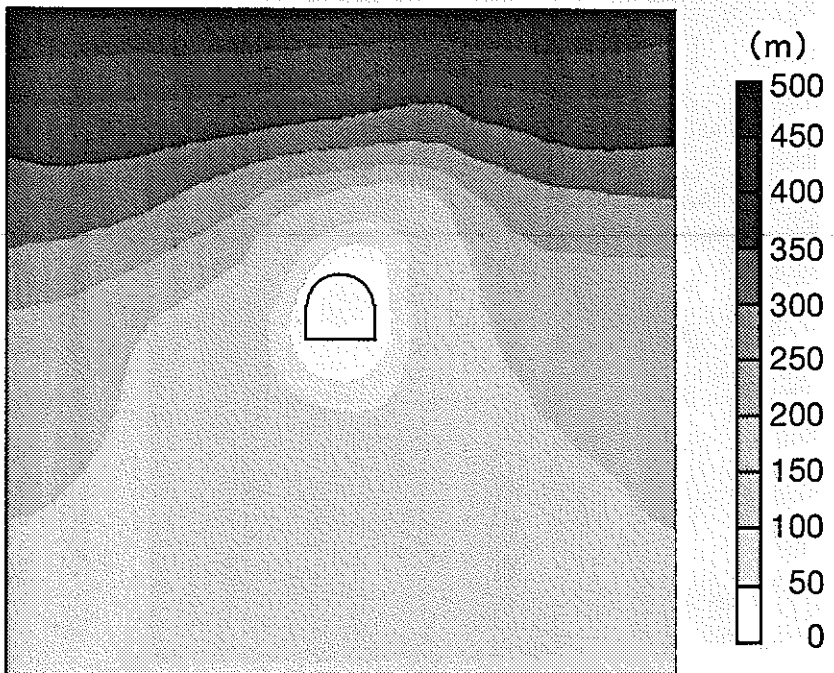
a) $t^* + 1$ 年



b) t_{\max}



c) $t^* + 30$ 年



d) $t^* + 100$ 年

图3-29 水圧分布経時変化

表3-13に各観測点での応力成分、表3-14に変位を示す。表3-13から $t=t_{max}$ において点Aで σ_{zz} が引張りになっていることがわかる。表3-14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。

表3-15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3-30は温度分布の経時変化である。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3-13 各観測点における応力成分

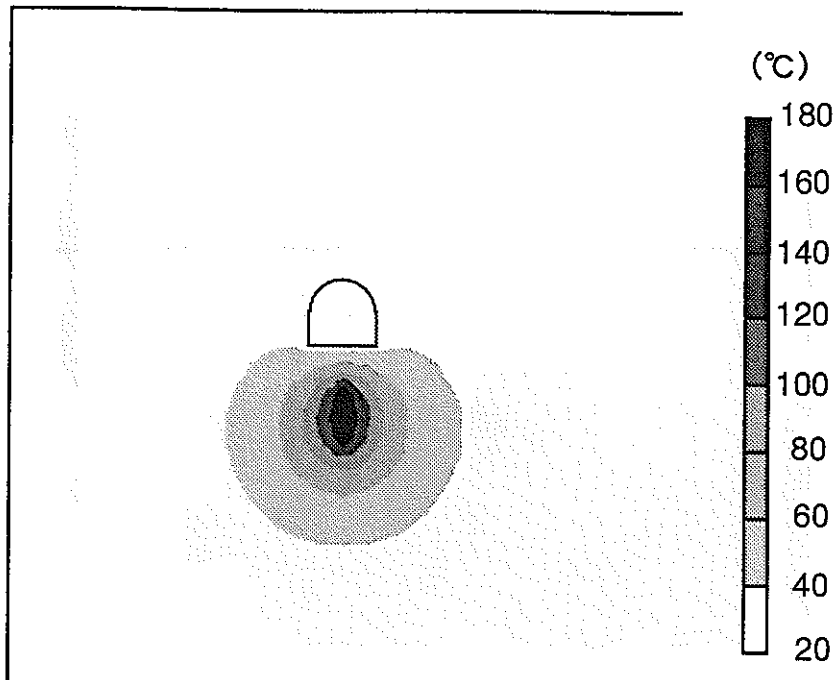
Time (year)	Stresses components (MPa)	Monitoring points							
		A	B	C	D	E	F	G	H
t=0	σ_{xx}	-13.11	-13.03	-12.95	-13.03	-13.29	-12.89	-12.89	-13.29
	σ_{zz}	-13.11	-13.03	-12.95	-13.03	-13.29	-12.89	-12.89	-13.29
t=1/12	σ_{xx}	-14.76	-4.98	-24.97	-5.09	-13.24	-12.39	-12.39	-13.22
	σ_{zz}	-3.90	-18.69	-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3-14 各観測点における変位成分

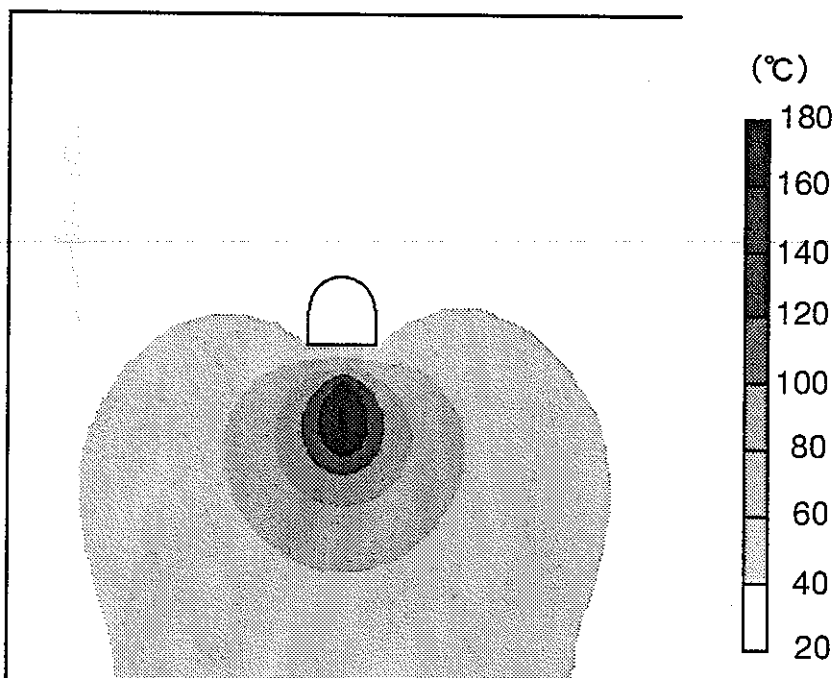
Time (year)	Displacement components (mm)	Monitoring points							
		A	B	C	D	E	F	G	H
t=0	Ux	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
	Uz	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
t=1/12	Ux	0.23	6.30	0.10	-4.81	0.85	1.57	-1.23	-0.79
	Uz	5.69	-2.21	-6.01	-2.01	0.40	-2.63	-2.35	0.25
t=t*	Ux	0.23	6.31	0.10	-4.82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

表3-15 各観測点における温度 (°C)

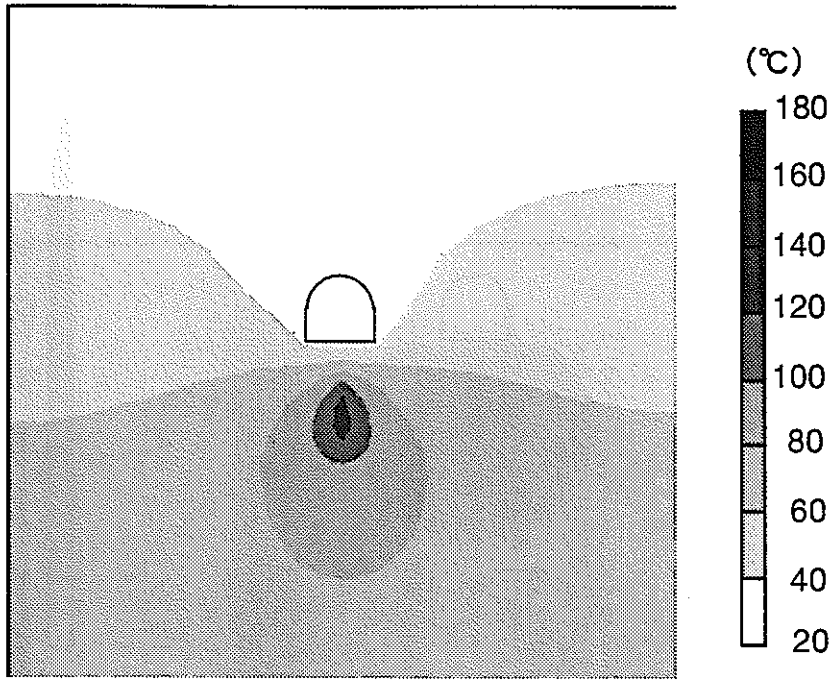
Time (year)	Monitoring points							
	A	B	C	D	E	F	G	H
t=0	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00
t=1/12	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00
t=t*	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00
t=t*+1	35.77	27.93	27.24	28.04	43.88	27.90	28.21	43.90
t=t _{max}	37.47	28.78	28.37	29.20	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



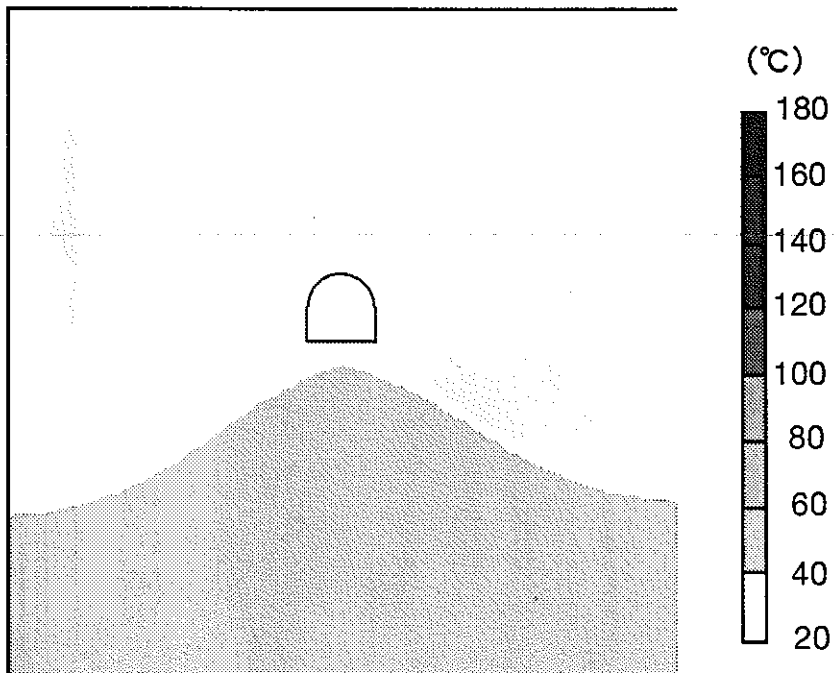
a) $t^* + 1$ 年



b) t_{max}



c) $t^* + 30$ 年



d) $t^* + 100$ 年

图3-30 温度分布経時变化

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。

$$\pi = \alpha \Delta \theta \quad (3-2)$$

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3-31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3-32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。

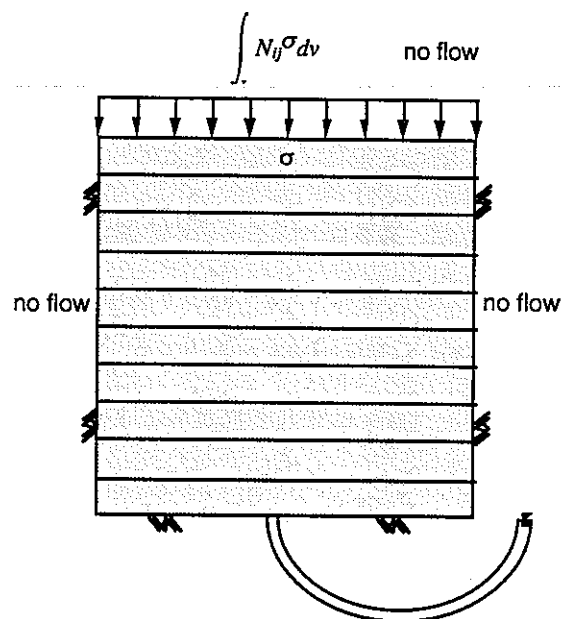


図3-31 一次元解析モデル図

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

(3-3)

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。

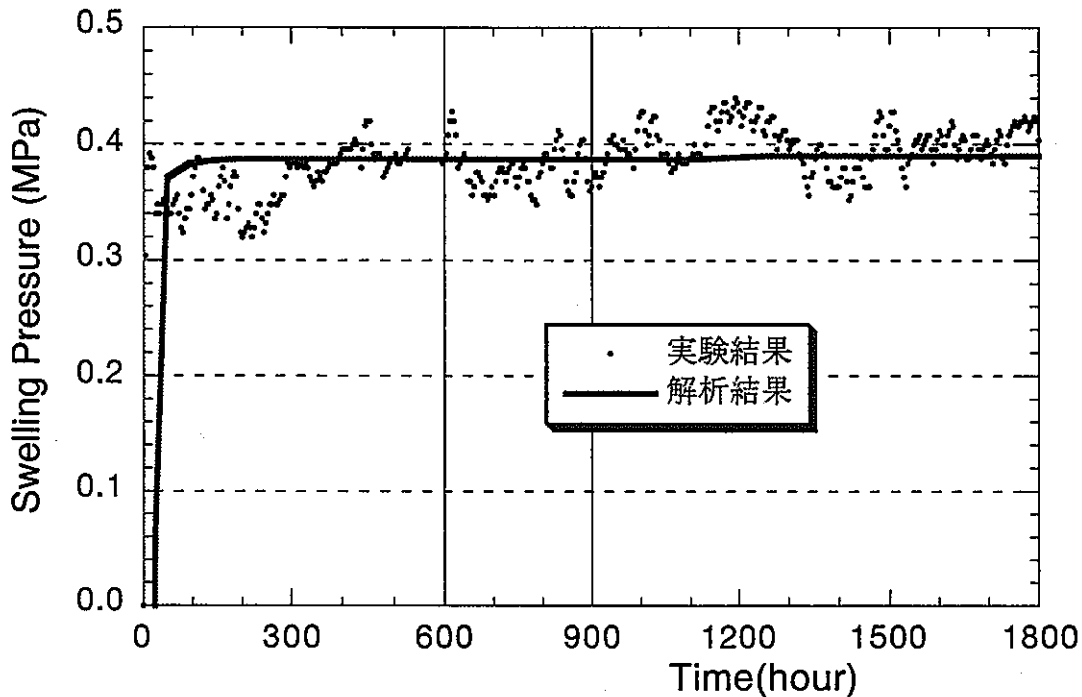


図3-32 一次元解析結果

(3) TC3の解析結果

図3-33は緩衝材中の温度分布、図3-34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。

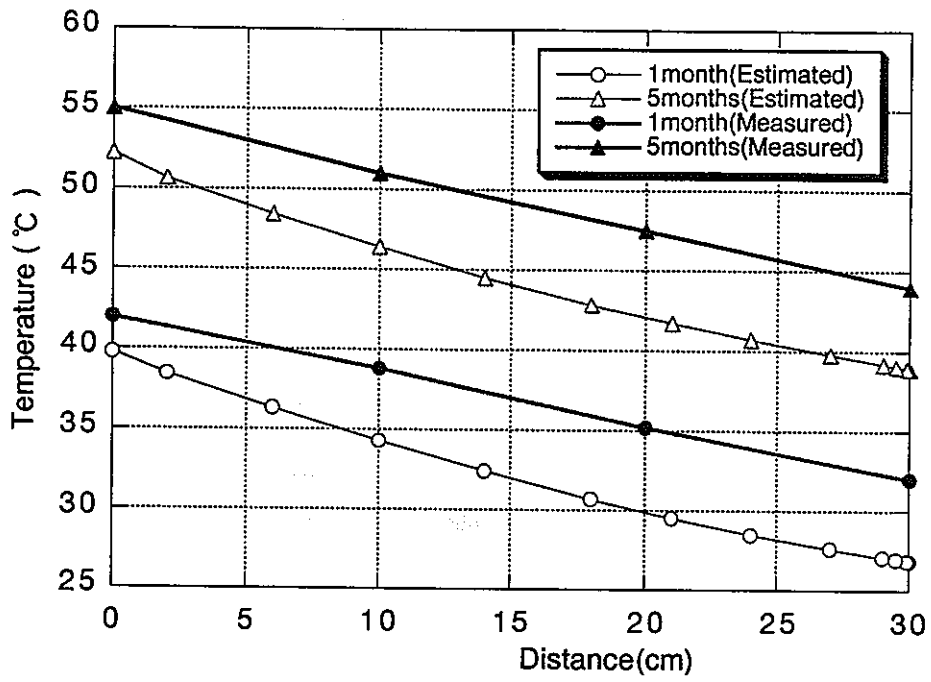


図3-33 緩衝材中の温度分布

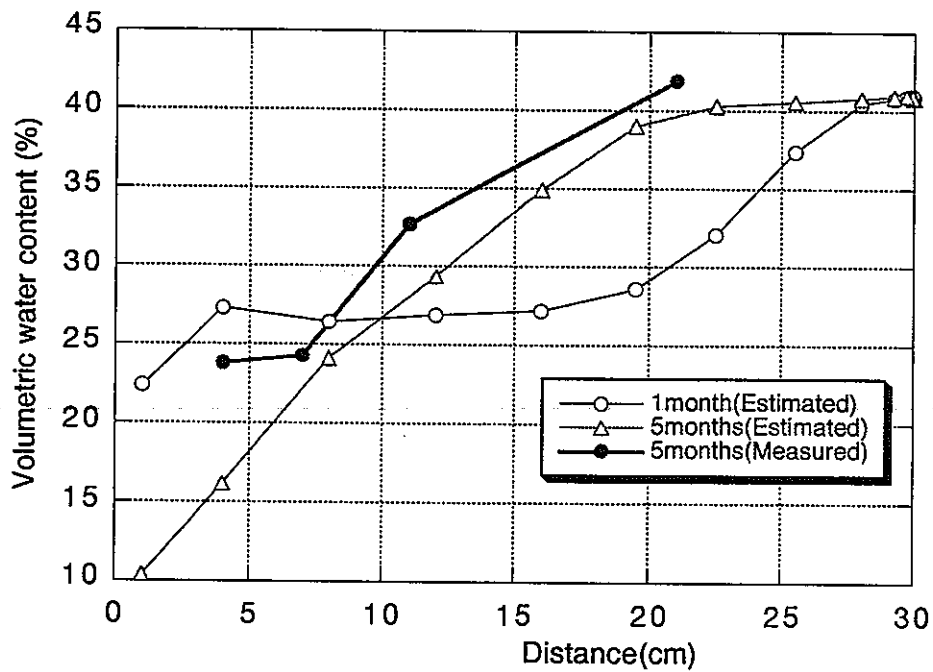
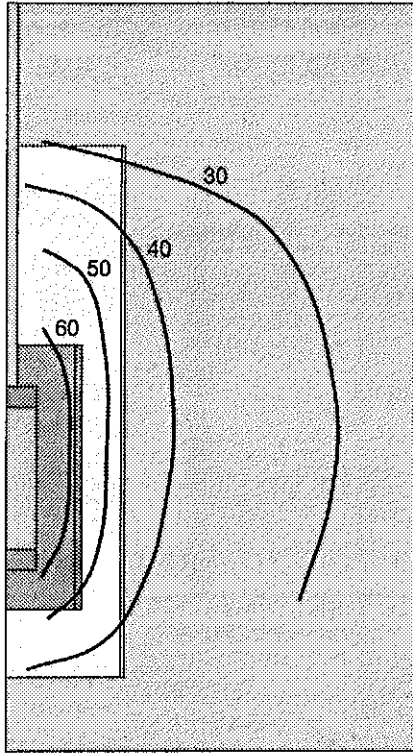
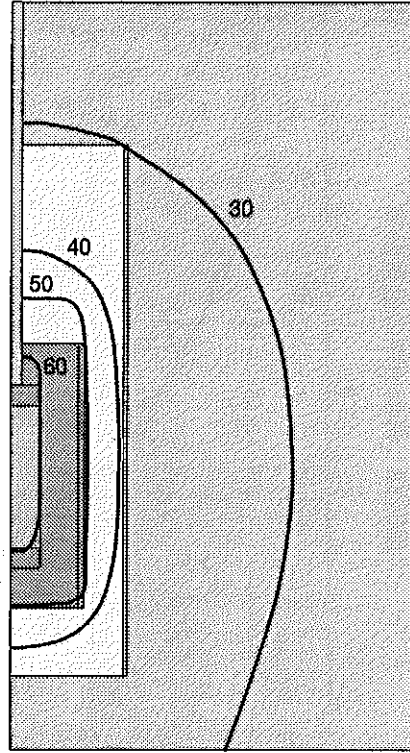


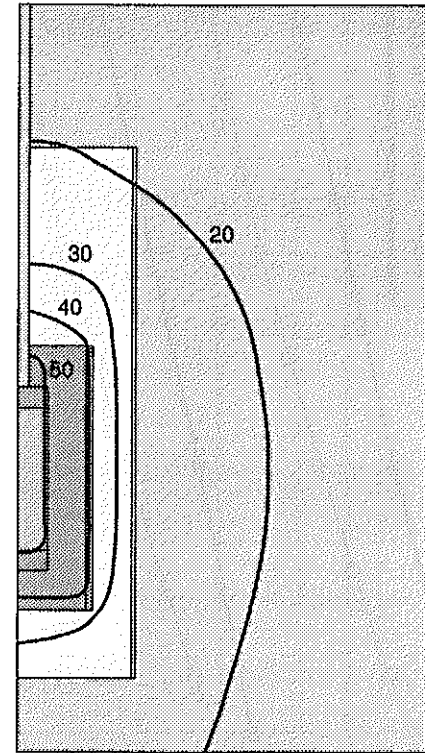
図3-34 緩衝材中の体積含水率分布



(a) 実験結果 (5ヶ月後)

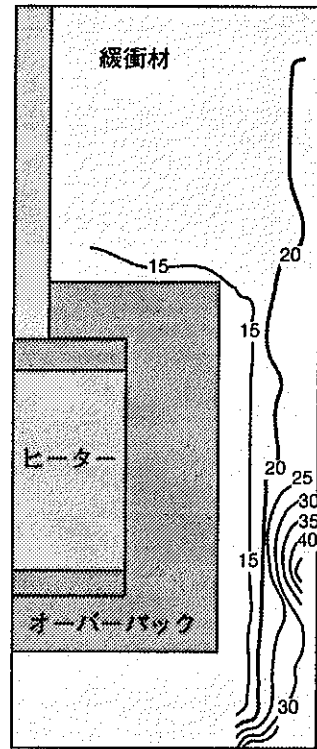


(b) 解析結果 (5ヶ月後)

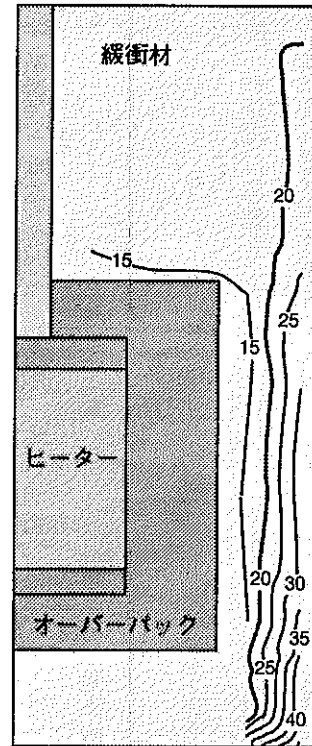


(c) 解析結果 (1ヶ月後)

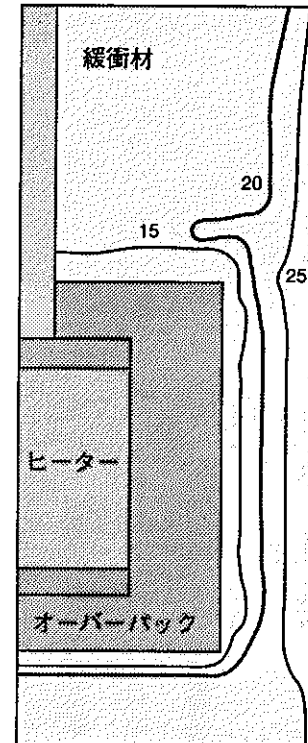
図3-35 温度分布 (°C) の実験結果と解析結果の比較



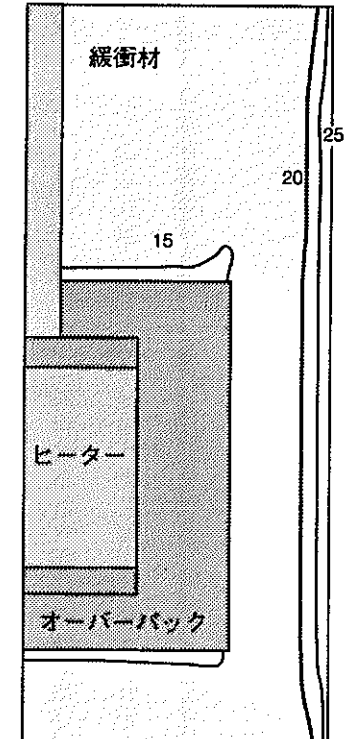
(a) 実験結果 (5 カ月後)
断面1 (No.1~6)



(b) 実験結果 (5 カ月後)
断面2 (No.7~12)



(c) 解析結果 (5 カ月後)



(d) 解析結果 (1 カ月後)

図3-36 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

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。

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

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。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3-37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3-38にtypeAの供試体について算定した例を示す。図3-39(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3-39(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。

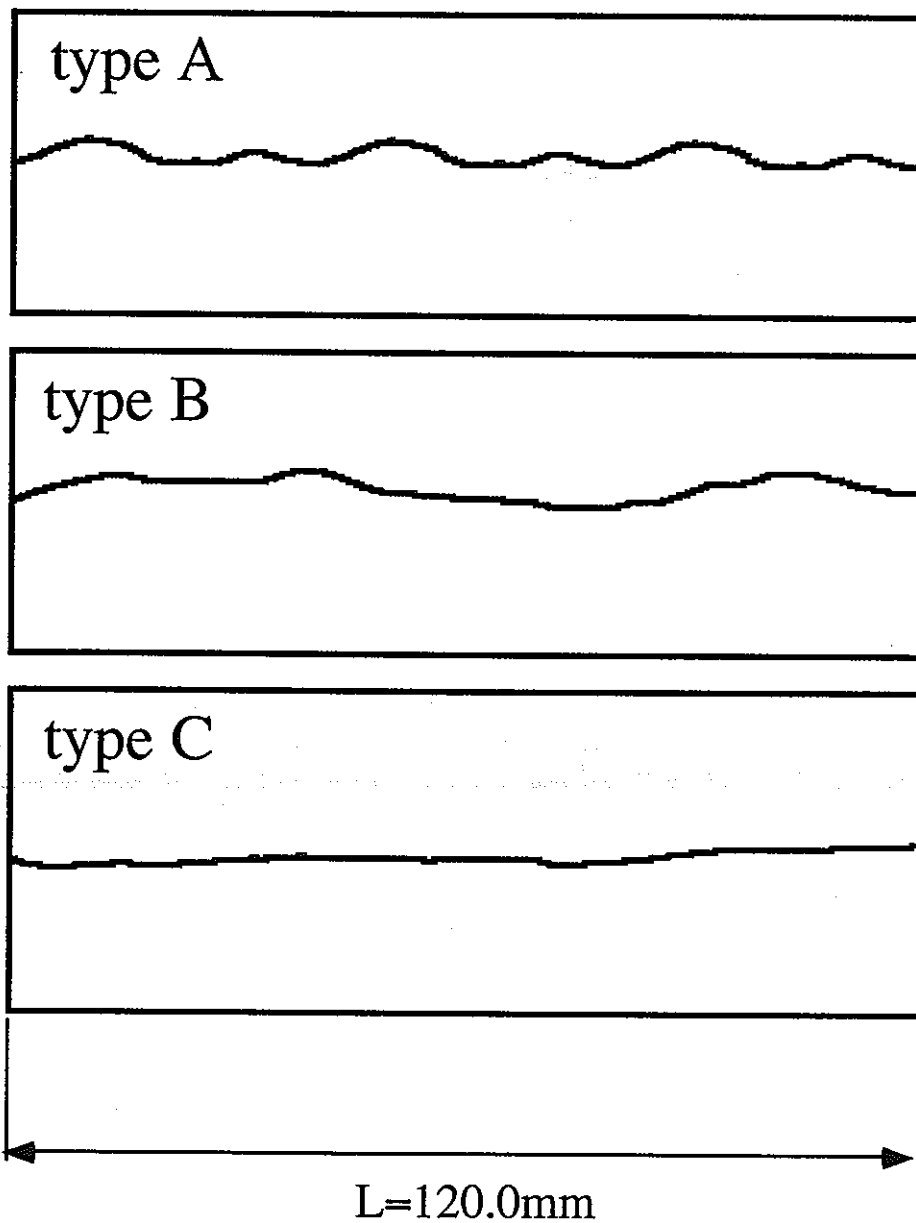


図3-37 供試体の形状

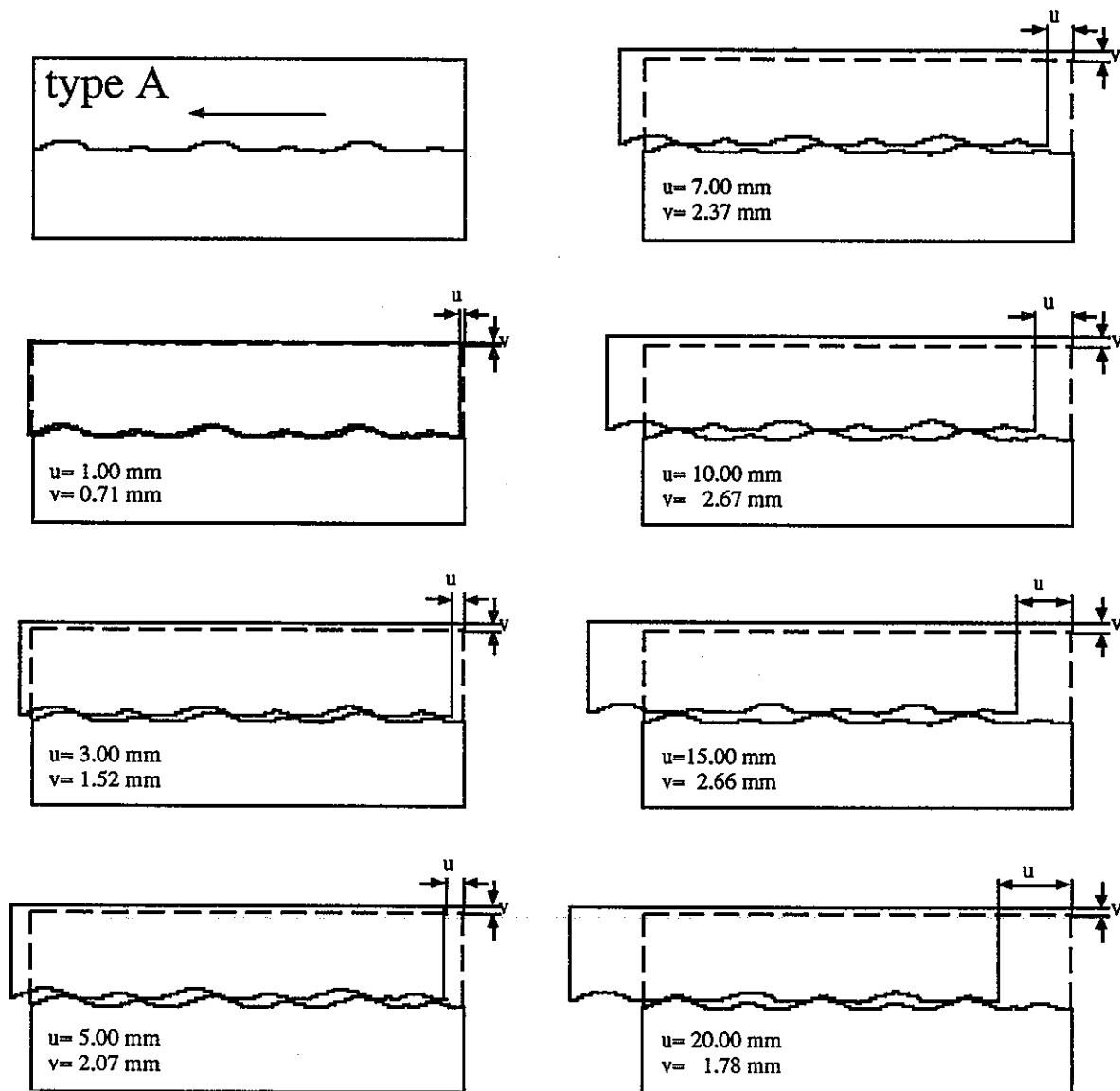
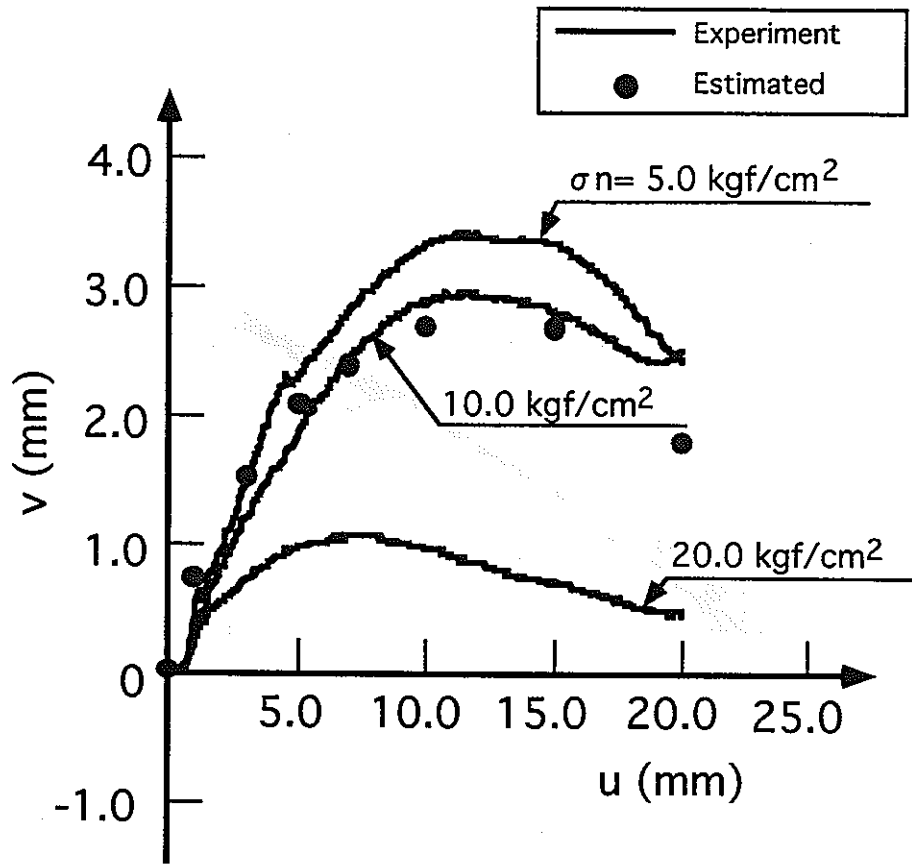
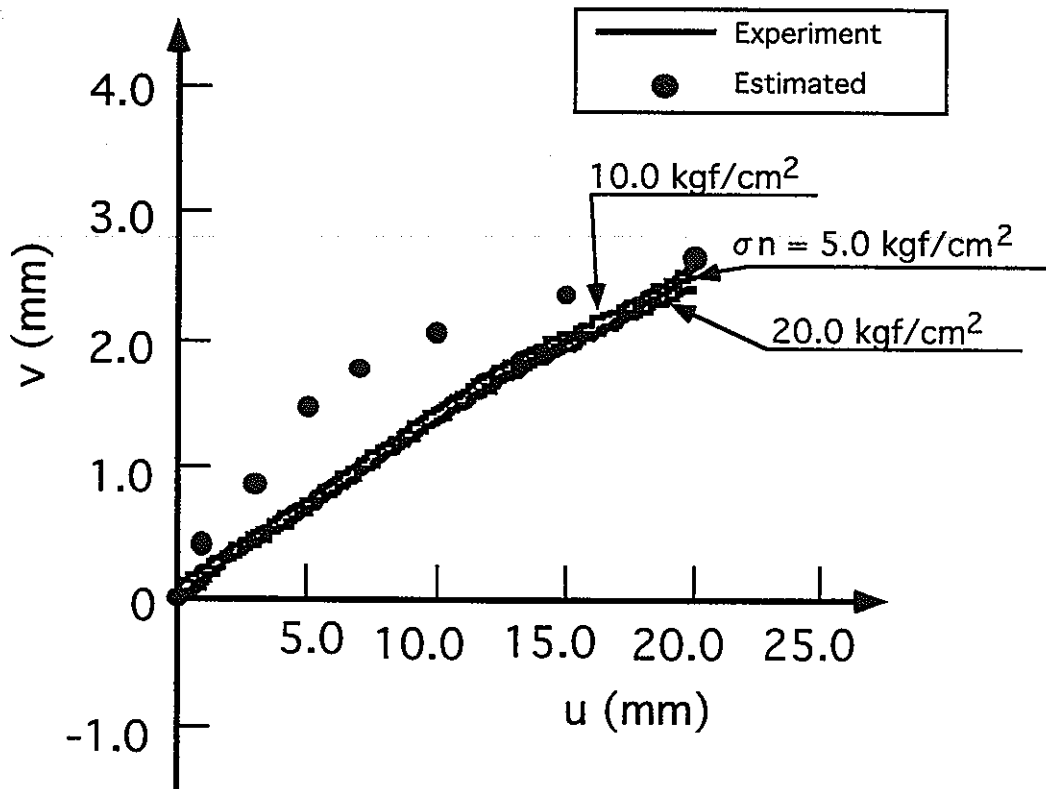


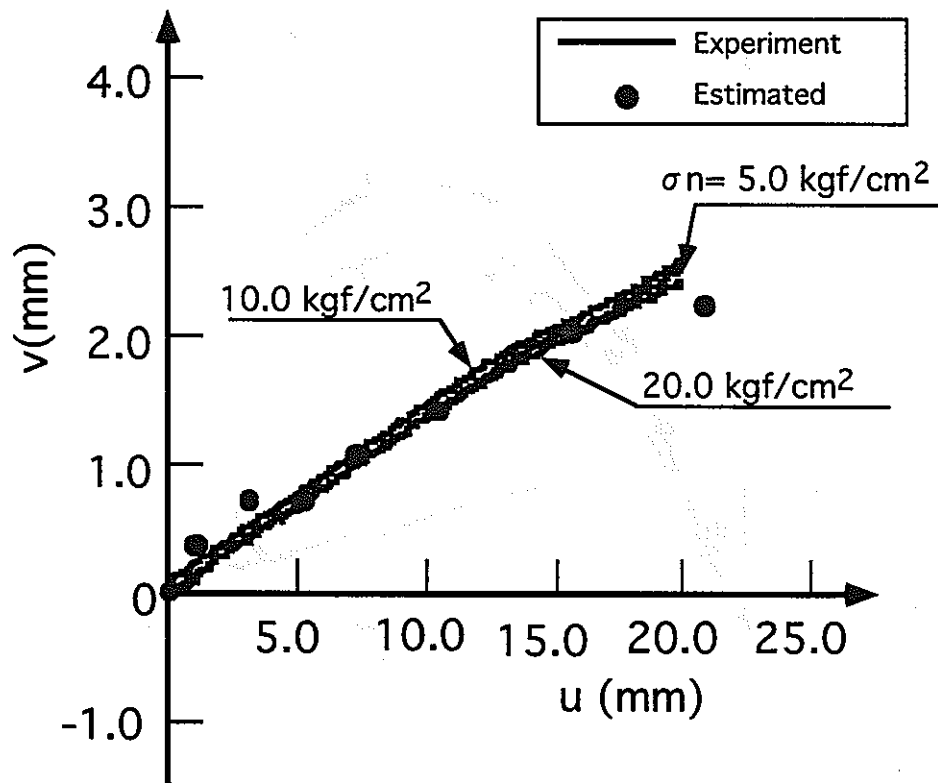
図3-38 供試体のせん断例



(a) typeA



(b) typeB



(C) typeC

図3-39 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。

本算定手法は、表面形状が2次元の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次元である。そこで、3次元のラフネスを2次元の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。

$$Z_2 = \left(\frac{1}{L} \int_0^L \left(\frac{dv}{du} \right)^2 du \right)^{1/2} \quad (3-4)$$

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3-40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。

$$\tau = \sigma_n \cdot \tan \phi_b + \sigma_n \cdot \frac{dv}{du} \quad (3-5)$$

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(3-5)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3-41に示す。またNRCにより行われた実験結果を図3-42、43に示す。図3-76はせん断変位と垂直変位の関係、図3-43はせん断変位とせん断応力の関係である。図3-40と図3-42、図3-41と図3-43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。

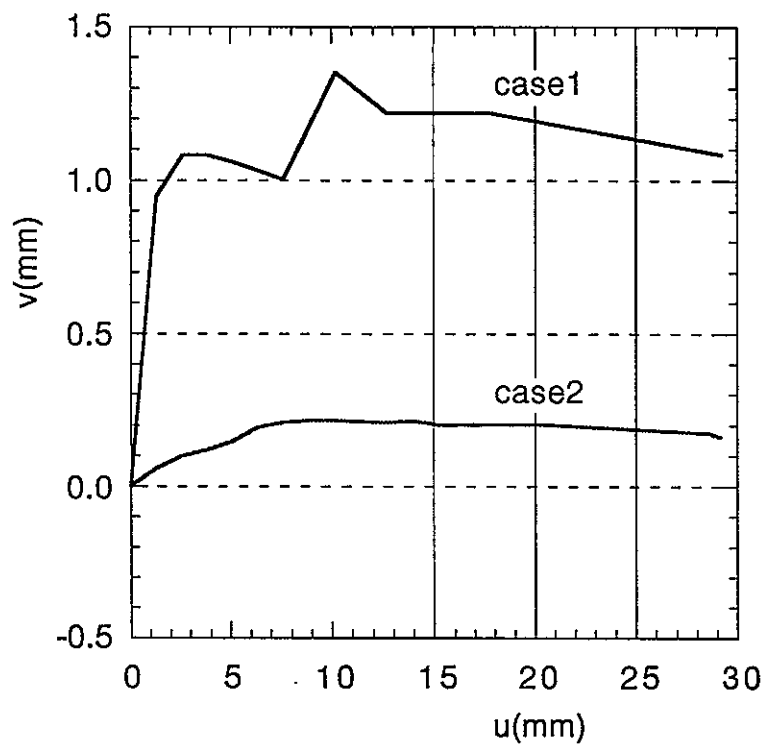


図3-40 せん断変位 u と垂直変位 v の関係 (算定結果)

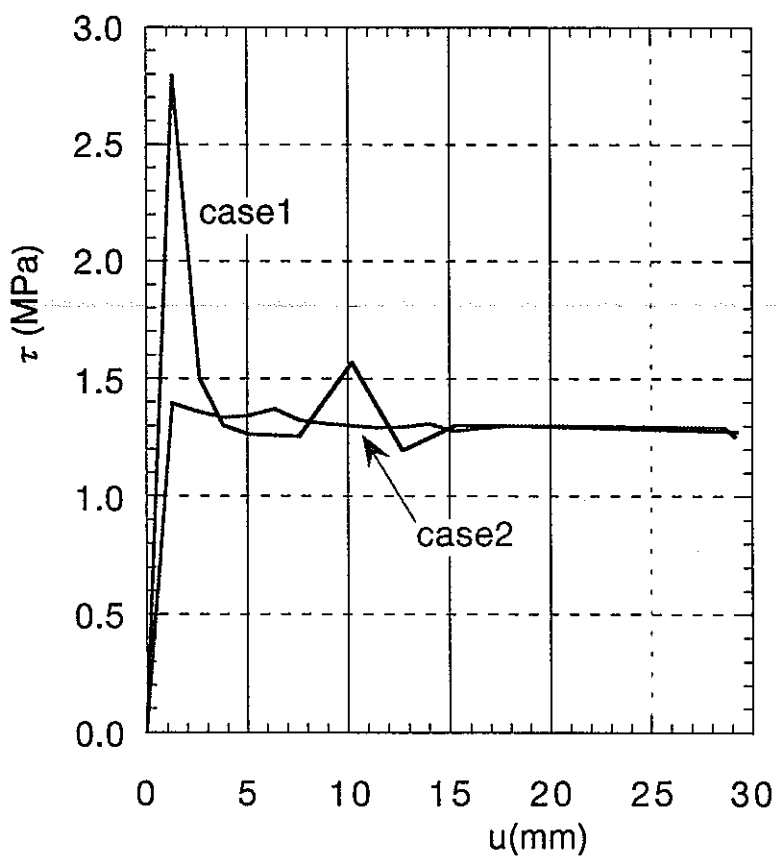


図3-41 せん断変位 u とせん断応力 τ の関係 (算定結果)

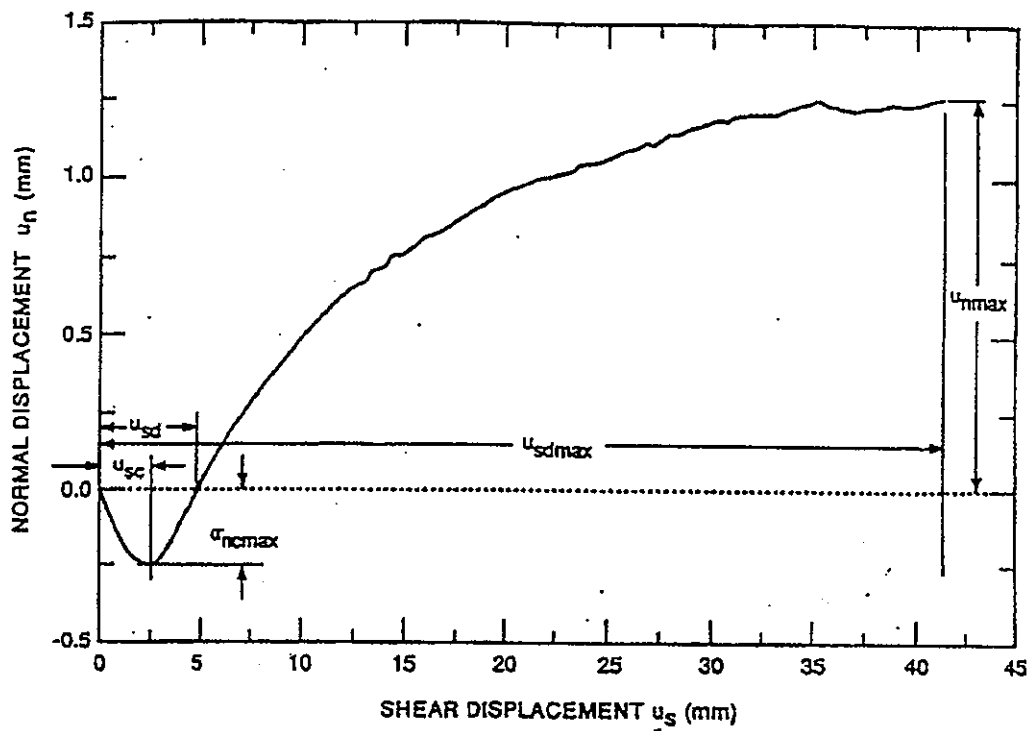


図3-42 せん断変位 u と垂直変位 v の関係 (実験結果)

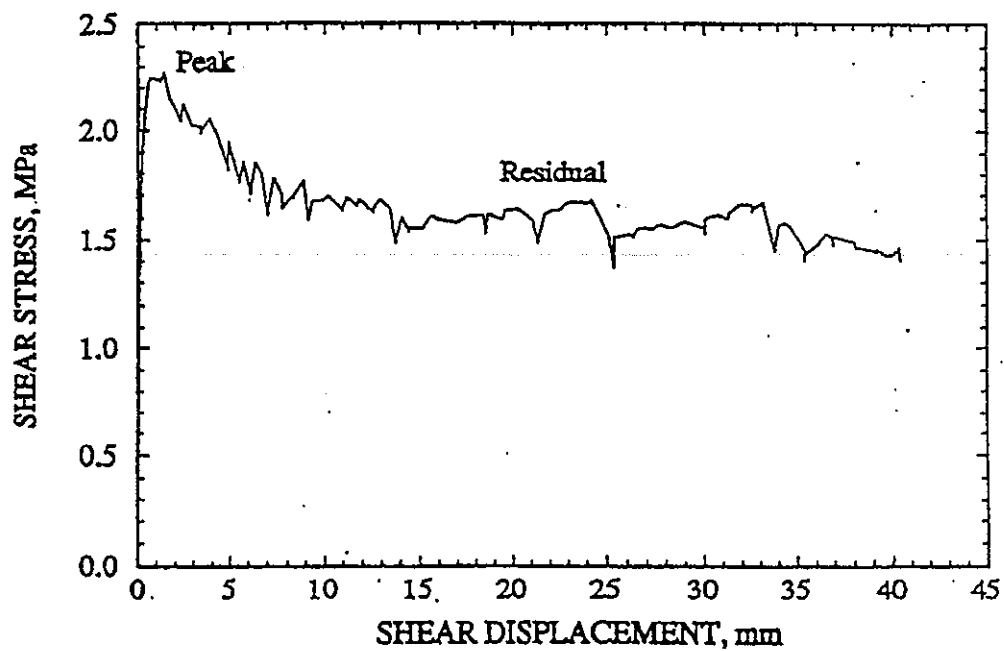


図3-43 せん断変位 u とせん断応力 τ の関係 (実験結果)

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・熱応力による载荷と言った課程を辿る。その場合の解析としては、弾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スー
- 2) 圧密降伏応力付近での負のダイレイタンスー
- 3) セメンテ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る。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3-44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、 $P=(\sigma_1+2\sigma_3)$ 、 $K=E/3/(1-2\nu)$ 、 $K=(1+e)P/\kappa$ 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3-16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方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 $f=33$ 、 $e=0.67$ 、 $\lambda=1.37$ 、 $p_c=1.02\times 10^8 \text{ g/cm}^2$ 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。

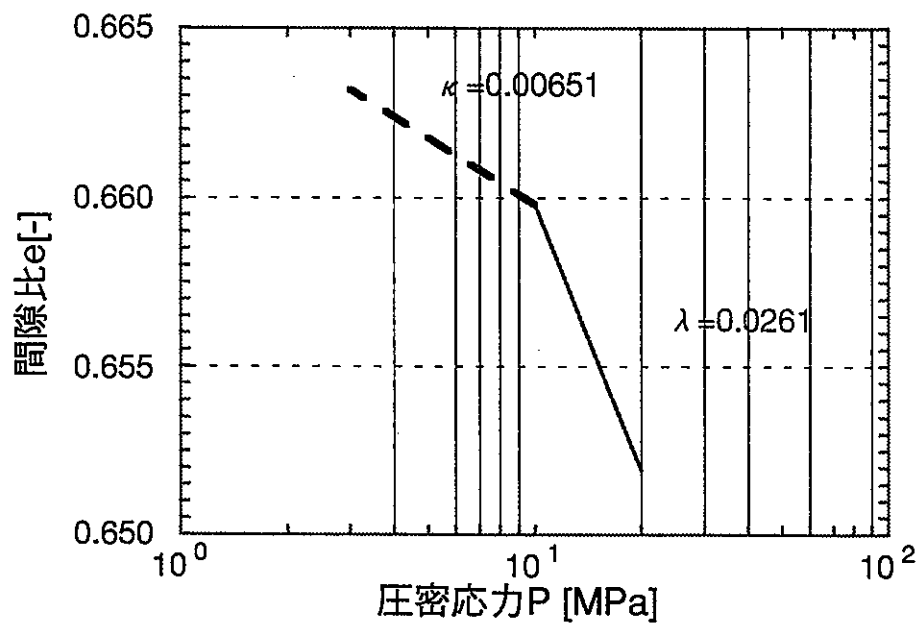


図3-44 圧密圧力と排水量の関係

表3-16 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3-17 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
ρ_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、掘削前に行な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3-45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℃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3-46に示す。同図はヤング率を表3-17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3-47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、孔径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。

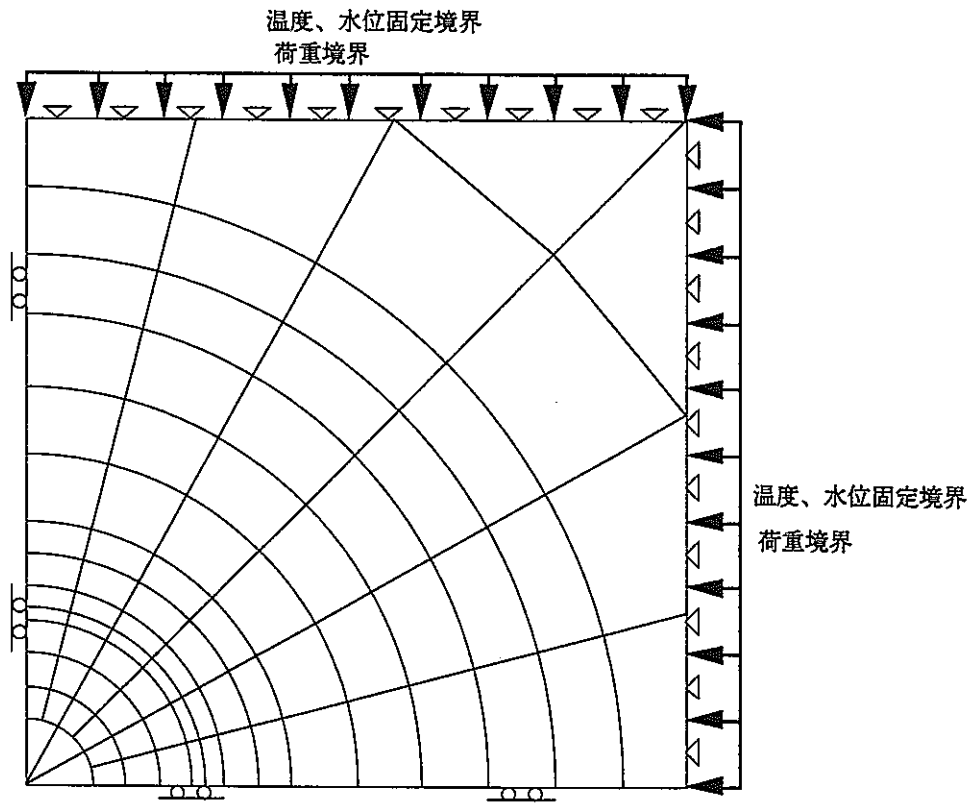


図3-45 掘削前のメッシュ図と境界条件

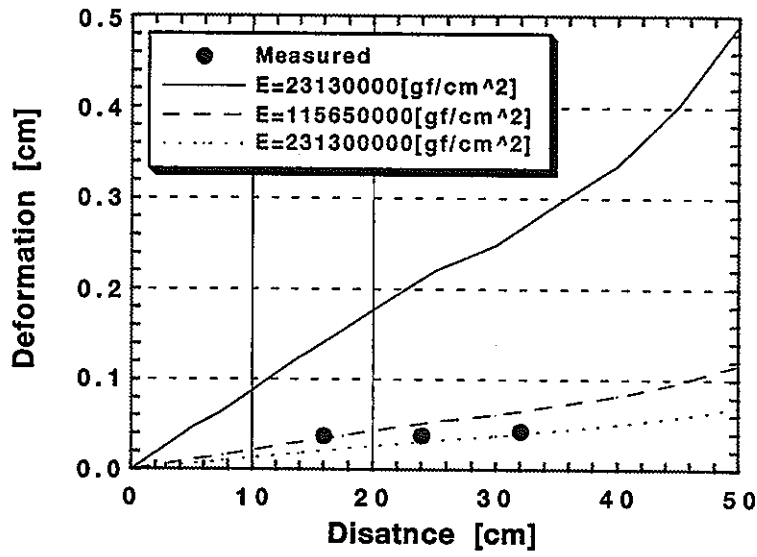


図3-46 変位の比較図

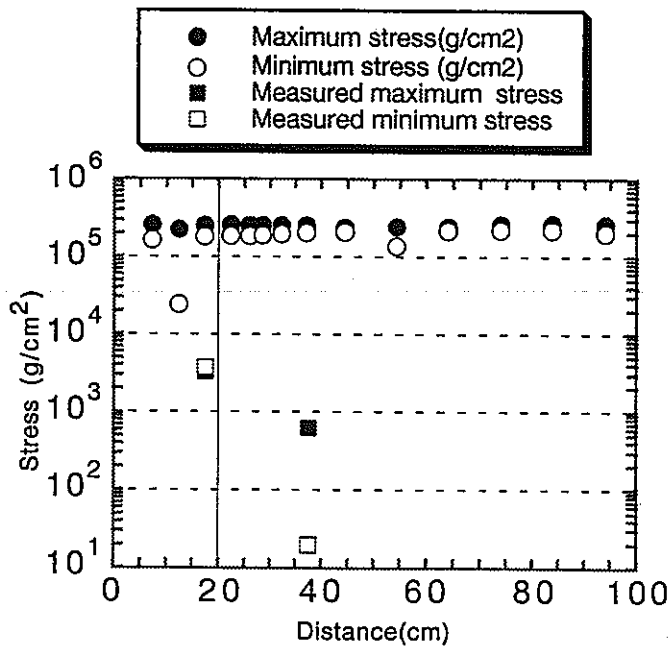


図3-47 応力分布の比較図

図3-48～50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/cm²と20kgf/cm²の場合である。図から分かるとおり、模擬処分孔周辺と70kgf/cm²を載荷した軸方向に塑性域が発生している。図3-49は載荷荷重が70kgf/cm²と70kgf/cm²の場合である。この結果では、模擬処分孔周辺部だけに塑性域が発生している。図3-50は載荷荷重が150kgf/cm²と20kgf/cm²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/cm²であることから、それより10kgf/cm²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3-50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がある。

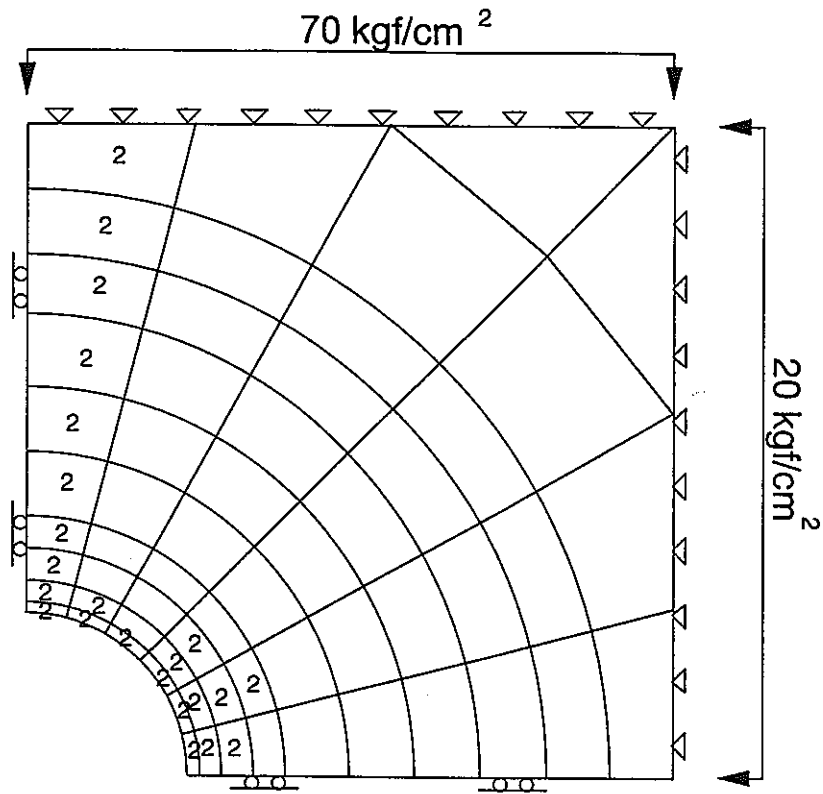


図3-48 載荷荷重が 70 kgf/cm^2 と 20 kgf/cm^2 の場合

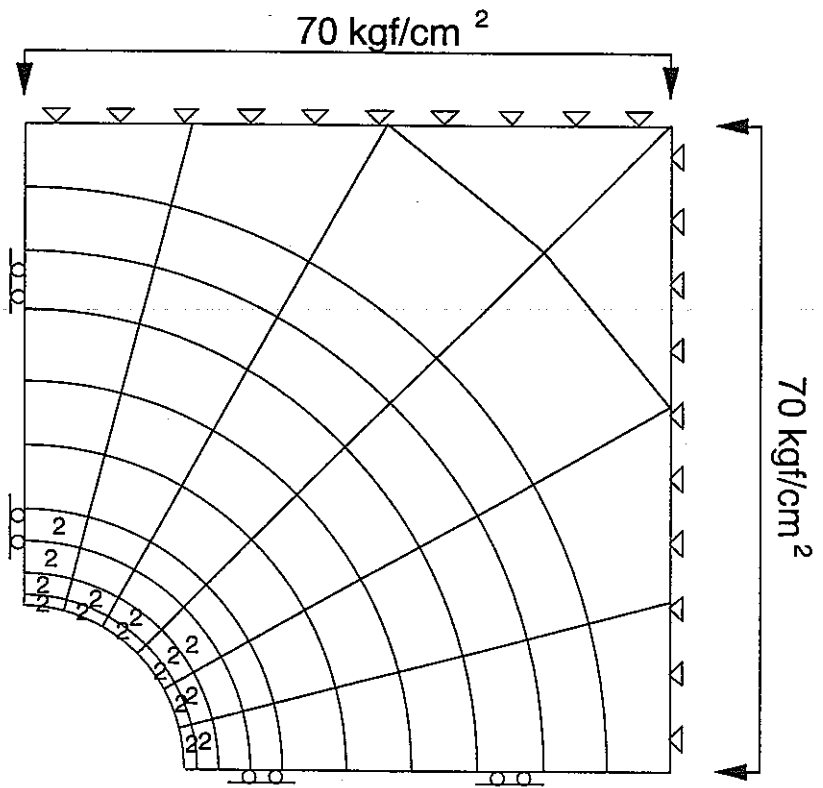


図3-49 載荷荷重が 70 kgf/cm^2 と 70 kgf/cm^2 の場合

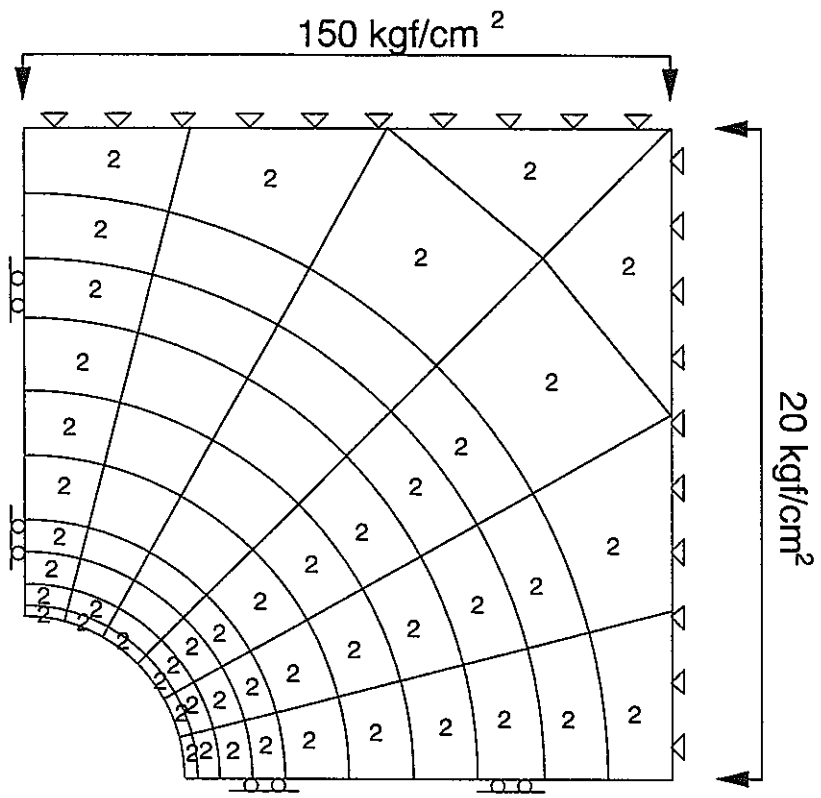


図3-50 載荷荷重が 150kgf/cm^2 と 20kgf/cm^2 の場合

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、ベントナイト緩衝材の熱-水-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。

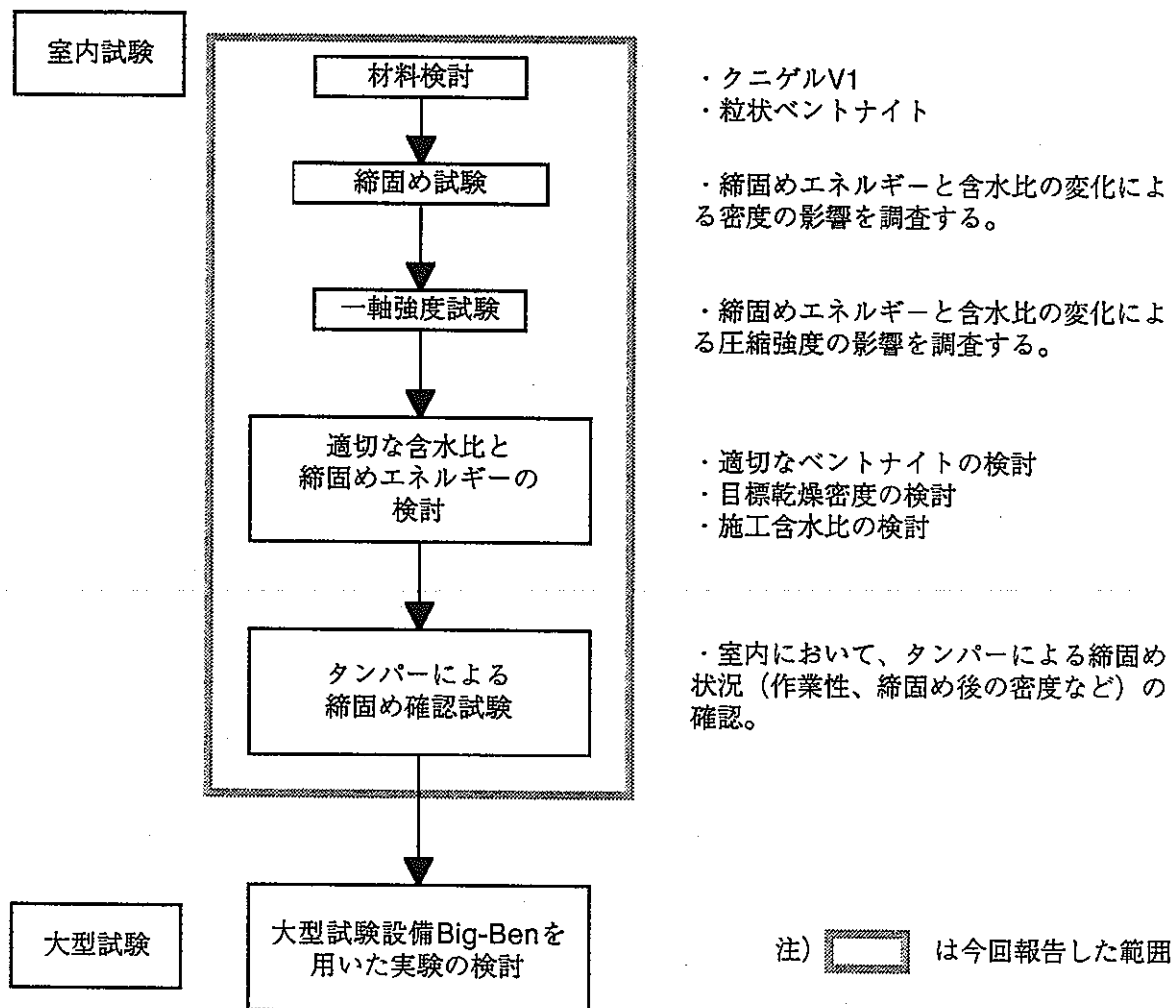


図4-1 試験フロー

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 T721）に準拠し、突き固めエネルギーを標準エネルギー E_c 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および粒状ベ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 $E_c=5.63\text{kgf}\cdot\text{cm}/\text{cm}^3$ 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	粒状ベントナイト	10%
4	粒状ベントナイト	12%
5	粒状ベントナイト	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。

- ・ミキサーによる攪拌・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0.06m³の2軸強制ミキサーに、ベントナイト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分間攪拌・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定、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0.06m³）を使用したが生試料混合終了後、ミキサーから取り出し、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。

粒状ベントナイトの場合、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と粒状ベ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ベントナイト単体とクニゲルV1の間にある。

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。

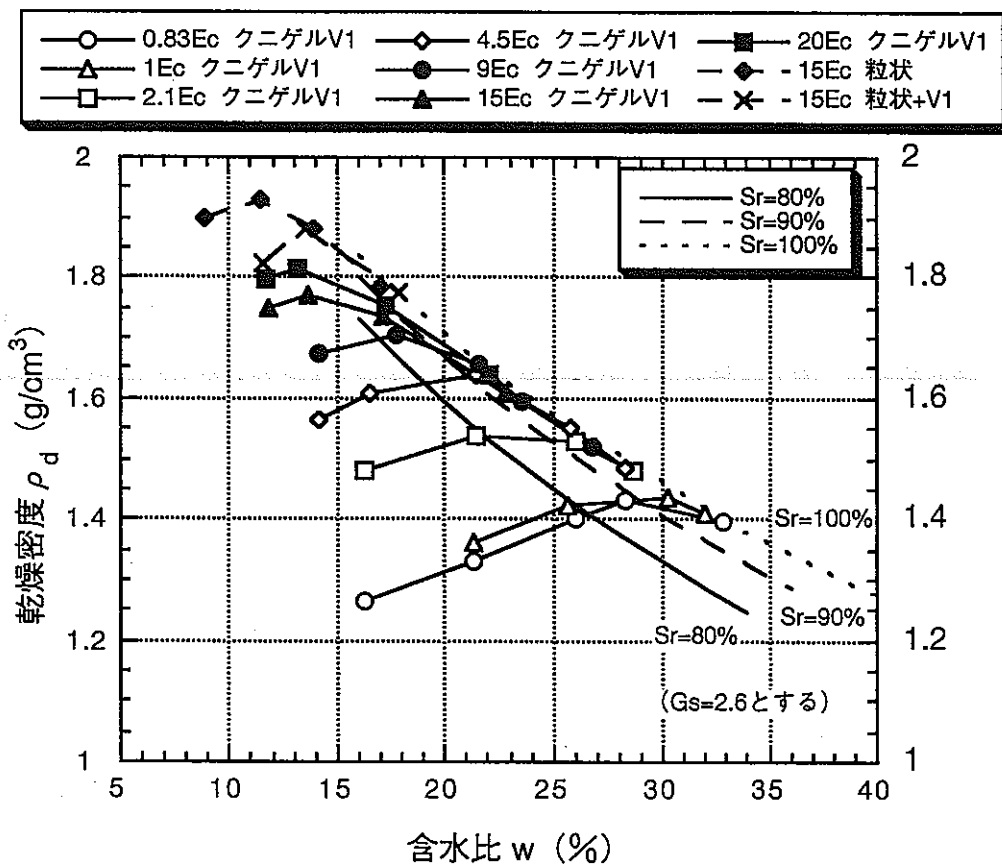


図4-2 締固め曲線

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。

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

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

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

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

になっている。

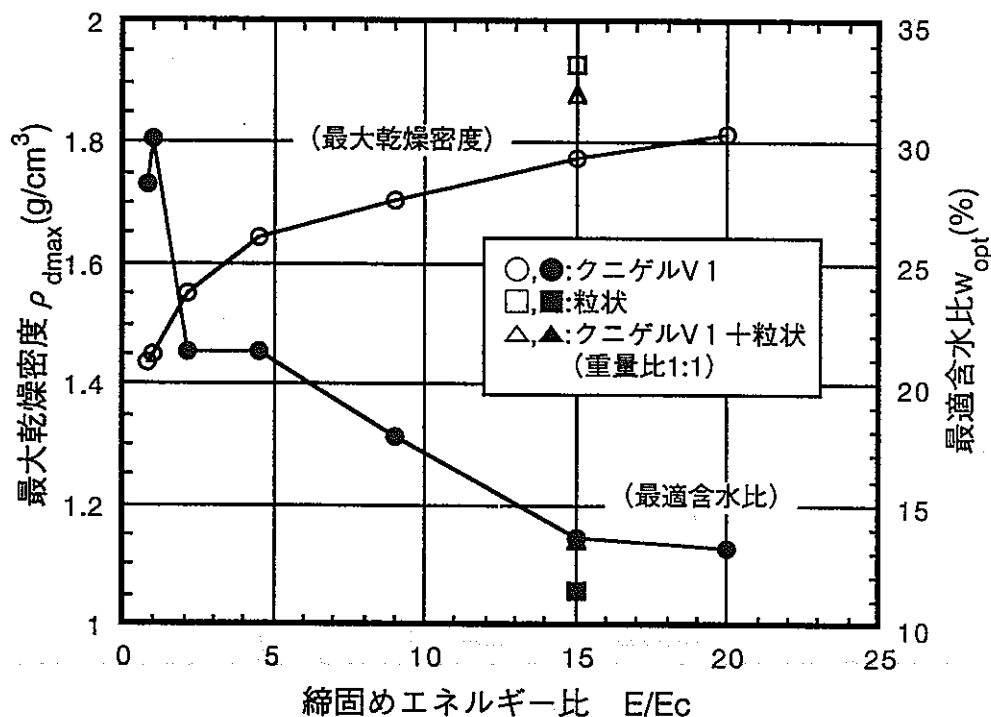


図4-3 締固めエネルギーEと最大乾燥密度 $\rho_{d \max}$ 、最適含水比の関係

(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 は急に大となり、 $\rho_d=1.7\text{g/cm}^3$ 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 $E=(0.8\sim 2.1)Ec$ 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 ($E=15\text{Ec}$) において、クニゲルV1より粒状ベントナイト、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。

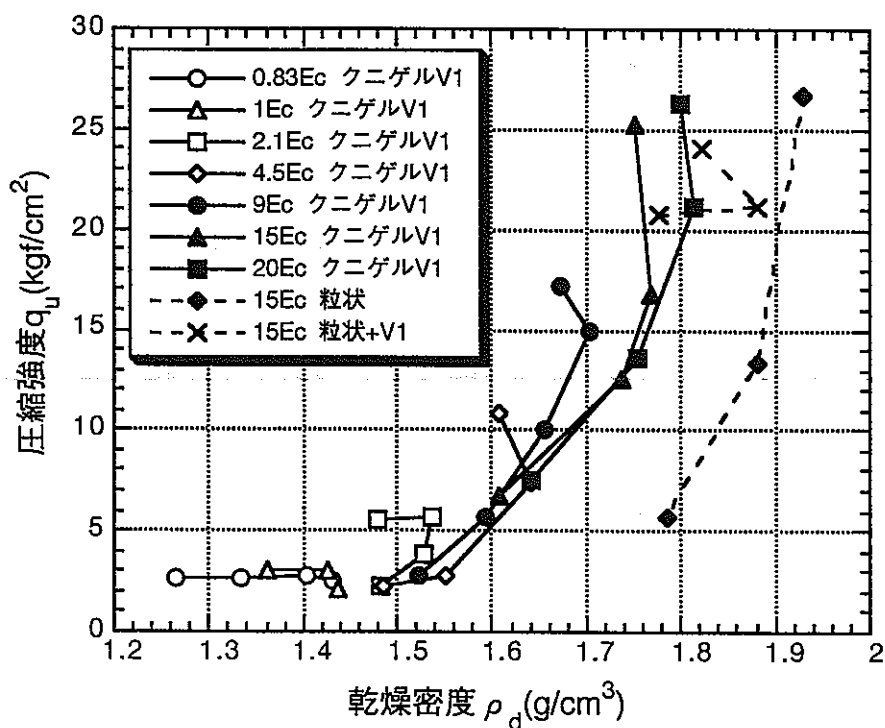


図4-4 乾燥密度と一軸圧縮強度の関係

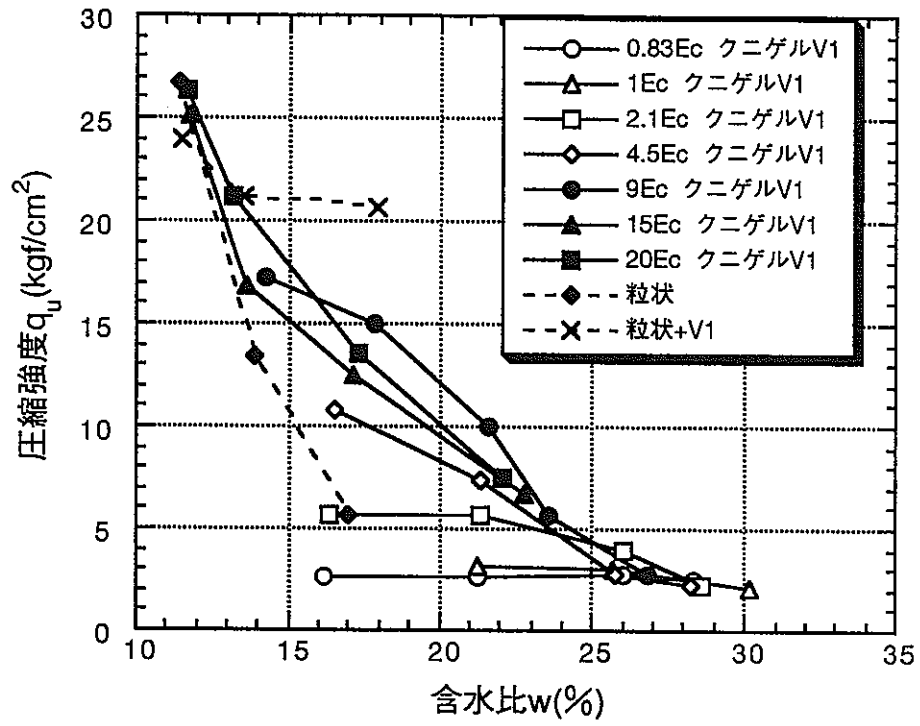


図4-5 含水比と一軸圧縮強度の関係

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	n=10 n=10	
標準偏差 σ_{n-1} (%)								
1バッチ内(30kg)の σ_{n-1}		0.13	0.23	0.16	—	0.20		
全試料(300kg)の σ_{n-1}		0.46	0.52	0.39	—	0.46		
施工性		・転圧しても粉体のままの状態が固まらない。 ・施工中の粉塵発生は多い。	・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。	・粉体のままの状態が固まらない。 ・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。	・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 Cutter-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。
	機械コアリング (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、 $\sigma_{n-1}=0.13\sim 0.23\%$ 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 $\sigma_{n-1}=0.39\sim 0.52\%$ 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。
- ・ $w=14\%$ （粒状ベントナイトのみ）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と粒状ベントナイトともに、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 $t=15 \text{分} / 0.35 \text{m}^2 = 42 \text{分/m}^2$ である。

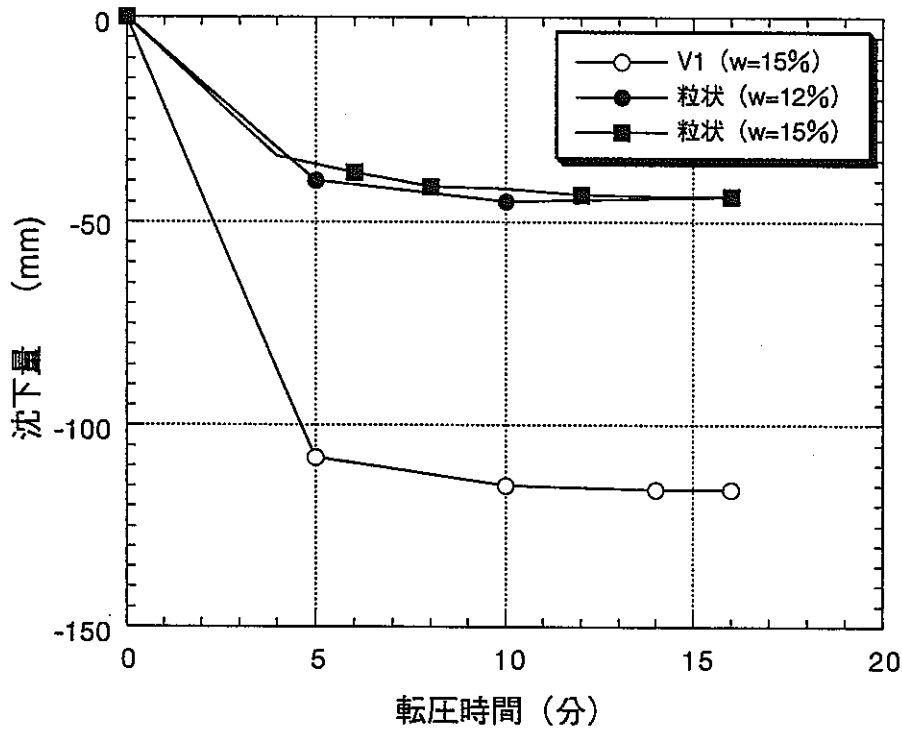


図4-6 転圧時間と沈下量の関係

(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、粒状ベントナイトでは、 $w=12\%$ の場合 $\rho_d=1.66\text{g/cm}^3$ 、 $w=14\%$ の場合 $\rho_d=1.76\sim 1.85\text{g/cm}^3$ 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より粒状ベ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 $w=14\%$ 程度の粒状ベ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の穴をあけた後、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。