

地層処分システムにおける熱一水一応力
連成モデルの開発(IV)
(平成6年度)

(動力炉・核燃料開発事業団 委託研究内容報告書)

概 要 集

1995年2月

株式会社 間 組

地層処分システムにおける熱一水一応力
連成モデルの開発(IV)
(平成6年度)

(動力炉・核燃料開発事業団 委託研究内容報告書)

概 要 集

1995年2月

株式会社 間 組

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

本資料についての問合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

PNC TJ1412 95-001
1995年 2月

地層処分システムにおける熱一水一応力連成モデルの検討 (IV)

千々松 正和*, Tran Duc Phi Oanh *, 雨宮 清**

要 旨

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

本研究では、人工バリアの熱一水一応力連成モデル、コードを開発することを目的に、緩衝材中の水分移動による膨潤圧力発生現象のメカニズムを検討し、これを考慮した解析コードの開発とその妥当性の評価を行った。

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

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

契約番号：060D 0171

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 間野 正

* : 株式会社間組技術研究所技術研究部

** : 株式会社間組技術本部原子力部

PNC TJ1412 95-001
FEBRUARY, 1995

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

Masakazu Chijimatsu*
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, butter 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 contract with Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation (PNC).

PNC Liaison : Tadashi Mano, 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 業務受託の範囲	1-1
1.3 業務受託の内容	1-2
1.3.1 熱-水-応力連成モデル、コードの改良・開発	1-2
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 有限要素法定式の誘導	2-1
2.3 要素試験の解析	2-2
2.3.1 膨潤圧の定義	2-2
2.3.2 ベントナイト100%のケース	2-3
2.3.3 ベントナイト70%、ケイ砂30%のケース	2-13
2.4 緩衝材大型試験の解析	2-19
2.4.1 概要	2-19
2.4.2 パラメータの設定	2-19
2.4.3 解析条件	2-20
2.4.4 解析結果および考察	2-22
2.5 まとめ	2-29
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 BMT3	3-1
3.1.2 TC3	3-17
3.1.3 TC5	3-22
3.2 COUPLE	3-30

3.2.1 概要	3-30
3.2.2 COUPLEの解析	3-30
3.2.3 試験の概要	3-36
3.2.4 試験結果と考察	3-39
3.2.5 まとめ	3-40
3.3 釜石原位置試験の予備解析	3-44
3.3.1 概要	3-44
3.3.2 解析ケース	3-44
3.3.3 解析結果および考察	3-47
 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 使用材料	4-2
4.2.2 試験方法	4-4
4.3 試験結果	4-8
4.3.1 養生時間における締固め特性試験	4-8
4.3.2 搅拌条件による材料の品質特性試験	4-11
4.3.3 砂の粒度分布条件による締固め特性試験	4-12
4.3.4 ペントナイト砂比による締固め特性試験	4-13
4.4 まとめ	4-15

参考文献

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おいて、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、水の浸入による伝熱・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・確証が必要である。

このため、本研究では、緩衝材の温度勾配下の水分移動及び膨潤圧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－応力連成モデルの開発・確証に関する国際共同研究「DECOVALEX」の例題解析及び熱－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実施する。更に、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及び品質確認の検討を実施する。

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は、温度勾配による水分移動メカニズムを考慮した熱-水-応力連成モデルコードの開発の必要性が示唆された。このため、昨年度までは緩衝材中の水分移動メカニズムの検討を行なうとともに膨潤圧力を含めた応力のモデル化の検討を行なった。今年度は、昨年度までに実施された膨潤応力に関する要素試験の結果を用い、膨潤応力をも考慮した連成現象のモデル化を行い、熱-水-応力連成解析コードTHAMESの改良・整備を行う。そして、熱-水-応力連成試験設備(COUPLE)での試験結果を踏まえ、岩盤中の緩み域を含めたニアフィールドの連成現象のモデル化を行い、熱-水-応力連成解析コードTHAMESの改良・開発を行う。

1.3.2 連成モデル、コードの妥当性の評価

昨年度に引き続き熱-水-応力連成解析モデルの開発・確証に関する国際共同研究(DECOVALEX)の例題解析を行ない、他の連成解析コードを用いた解析結果と比較検討する。また、熱-水-応力連成試験設備(COUPLE)の試験についても解析を行い、それらの試験結果と比較検討する。以上の比較検討を通じて、THAMESの検証及び熱-水-応力連成解析コードとしての妥当性の評価を行う。

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

種々の処分方式における熱-水-応力連成現象の把握のための原位置における熱-水-応力連成試験の設計検討として緩衝材の施工方法及び品質確認手法の検討等を行なう。

2. 熱一水一応力連成モデル、コードの改良・開発

2.1 概要

昨年度までに、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のメカニズム及び膨潤応力のメカニズムについて検討を実施してきた。本年度は昨年度までに実施された膨潤応力に関する要素試験の結果を用い、浸潤に伴う膨潤圧力発生のメカニズムについて検討を行ない、膨潤応力をも考慮した連成現象のモデル化を行ない、大型緩衝材について解析を行なう。

2.2 有限要素法定式の誘導

膨潤圧を π とし、引張りを正とすると、応力 σ_{ij} は次式で得られる。

$$\begin{aligned}\sigma_{ij} &= C_{ijkl} \varepsilon_{kl} - \pi \delta_{ij} \\ &= \sigma'_{ij} - \pi \delta_{ij}\end{aligned}\quad (2-1)$$

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、釣り合い式は次式のようになる。

$$\sigma_{ij,j} = \left\{ C_{ijkl} \varepsilon_{kl} - \pi \delta_{ij} \right\}_j = \left\{ C_{ijkl} \varepsilon_{kl} \right\}_j - \left\{ \pi \delta_{ij} \right\}_j = 0 \quad (2-2)$$

これを有限要素法で離散化する。重み関数を N_i とすると次式を得る。

$$\int_V N_i \left\{ C_{ijkl} \varepsilon_{kl} \right\}_j dV - \int_V N_i \left\{ \pi \delta_{ij} \right\}_j dV = 0 \quad (2-3)$$

部分積分を用いると、次のようになる。

$$-\int_V N_{I,j} C_{ijkl} \varepsilon_{kl} dV + \int_V \{N_I C_{ijkl} \varepsilon_{kl}\}_j dV + \int_V N_{I,j} \pi \delta_{ij} dV - \int_V \{N_I \pi \delta_{ij}\}_j dV = 0 \quad (2-4)$$

ガウスの定理を用いて、最終的に次式となる。

$$-\int_V N_{I,j} C_{ijkl} \varepsilon_{kl} dV + \int_V N_{I,j} \pi \delta_{ij} dV = -\int_S N_I [C_{ijkl} \varepsilon_{kl} - \pi \delta_{ij}] dS \quad (2-5)$$

ここでSは界面積を表す。上式において右辺が応力境界条件となる。

2.3 要素試験の解析

2.3.1 膨潤圧の定義

中野らによると、初期体積含水率 (θ_0) のペントナイトの水分量が増加し θ_1 ($\theta_1 > \theta_0$) に変化したときに発生する膨潤圧は π (θ_1) は次式により表わされる¹⁾。

$$\pi(\theta_1) = \Delta\psi = \psi(\theta_1) - \psi(\theta_0) = \int_{\theta_0}^{\theta_1} \frac{\partial\psi}{\partial\theta} d\theta \quad (2-6)$$

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。

この場合には、最終的な有限要素方程式は次式のようになる。

$$-\int_V N_{I,j} C_{ijkl} \varepsilon_{kl} dV + \int_V N_I \frac{\partial\phi}{\partial\theta} \theta \delta_{ij} dV = -\int_S N_I [C_{ijkl} \varepsilon_{kl} - \frac{\partial\phi}{\partial\theta} \theta \delta_{ij}] dS \quad (2-7)$$

この式を用いて、浸潤とともに変化する膨潤圧の解析を行なう。

2.3.2 ベントナイト100%のケース

(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2-1に示す。ここでは、表2-1に示す3ケースについて検討を行なった。

ケース1、2は弾性係数は一定とし、異なる不飽和水分特性（体積含水率 θ (cm^3/cm^3) と化学ポテンシャル ψ (gf/cm^2) の関係）を用いた場合の膨潤応力の発生のメカニズムの差について検討する。用いた不飽和水分特性は乾燥密度 $1.8\text{g}/\text{cm}^3$ のベントナイト試料についての動燃殿の実験結果を、van Genuchten式²⁾、対数型の式でフィッティングしたものである。van Genuchten式、対数型の式はそれぞれ次のようになる。ここで、 α 、 n 、 b 、 c は実験結果をフィッティングしたときに得られた定数であり、 θ_s 、 θ_r はそれぞれ飽和体積含水率、最小体積含水率である。

・van Genuchten式

$$\psi = \frac{1}{\alpha} \left\{ \left(\frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} \right)^{\frac{n}{1-n}} - 1 \right\}^{\frac{1}{n}} \quad (2-8)$$

$$\alpha = 4.11 \times 10^6 \ (\text{cm}^2/\text{gf}) \ , \ n = 2.0 \ , \ \theta_s = 0.33 \ (\text{cm}^3/\text{cm}^3) \ , \ \theta_r = 0.03 \ (\text{cm}^3/\text{cm}^3)$$

・対数型の式

$$\psi = b + c \log \theta \quad (2-9)$$

$$b = 9.58 \times 10^5 \ (\text{gf}/\text{cm}^2) \ , \ c = 2.00 \times 10^6 \ (\text{gf}/\text{cm}^2)$$

また、ケース3では、動燃殿が実施された実験結果をもとに弾性係数が飽和度の増加に伴い線形的に低下するという条件を与え解析を行なった。図2-2に用いた体積含水率 θ (cm^3/cm^3) と化学ポテンシャル ψ (gf/cm^2) の関係を示す。また、図2-3にケース3で用いた体積含水率 (cm^3/cm^3) と弾性係数 (gf/cm^2) の関係を示す。

表2-1 解析ケース

ケース	弾性係数(MPa)	体積含水率 θ と化学ポテンシャル ψ の関係
1	120	van Genuchten式
2	120	対数型の式
3	1140-3091 θ	van Genuchten式

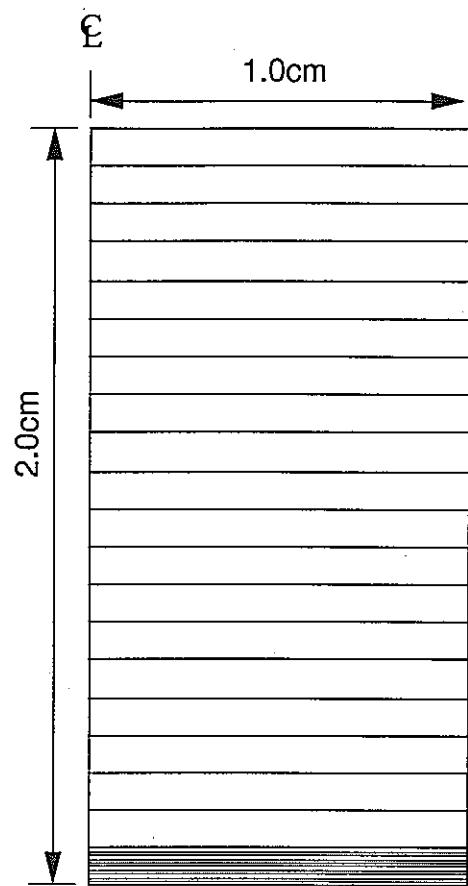


図2-1 解析モデル図

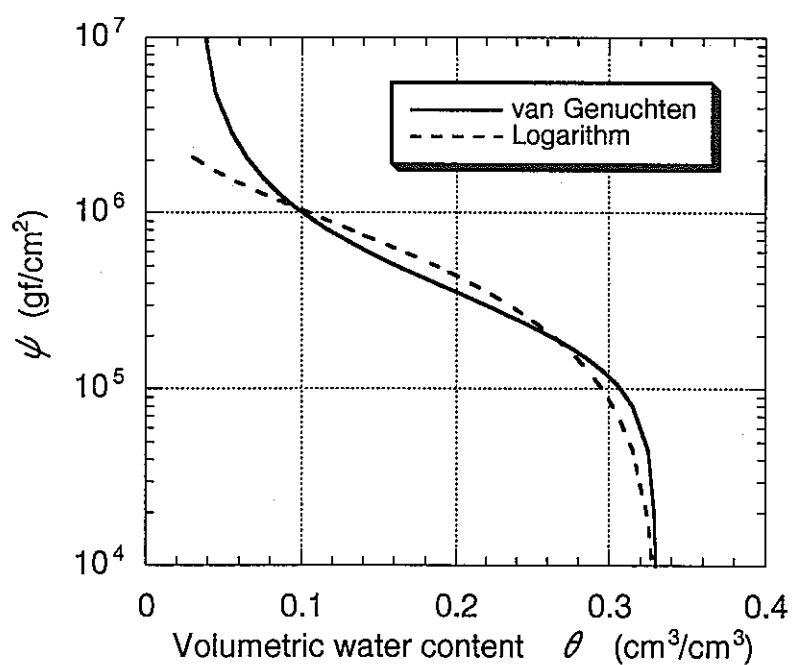


図2-2 不飽和水分特性（ベントナイト100%）

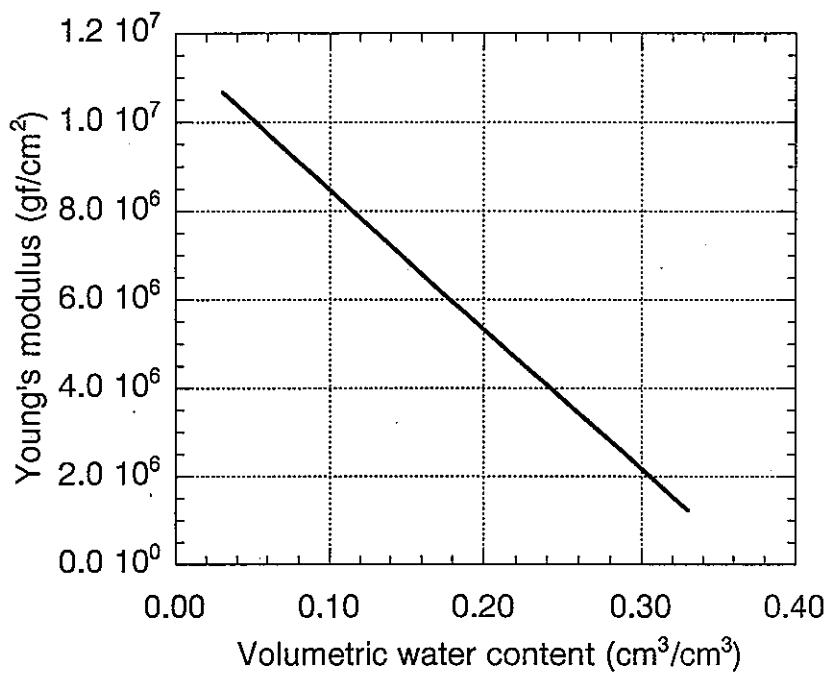


図2-3 体積含水率と弾性係数の関係（ベントナイト100%）

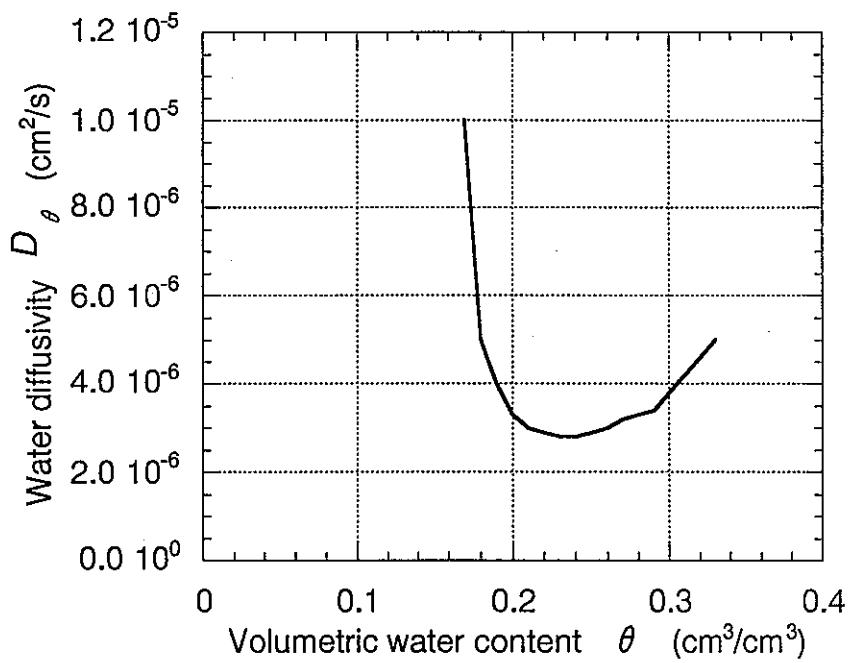


図2-4 体積含水率と水分拡散係数の関係（ベントナイト100%）

(2) その他のパラメータ

ポアソン比は0.4とした。また、本節では不飽和透水係数を用いず、水分拡散係数 D_s (cm^2/s) のみを用いて解析を実施した。図2-4に用いた水分拡散係数を示す。また、初期の体積含水率は16%とした。

(3) 解析結果

図2-5～9にケース1の解析結果を示す。図の凡例は供試体下端部からの高さを示す。

図2-5は各節点における化学ポテンシャルの経時変化である。これらより、供試体下部から水が順次浸潤している様子が分かる。図2-6は、式(2-6)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。化学ポテンシャルの変化と膨潤圧の発生度合いは同傾向を示しており、膨潤圧が式(2-6)の定義のもと正確に計算されていることが分かる。また、初期の化学ポテンシャル値の絶対値が最終的に発生した膨潤圧の値になっている。図2-7は各節点における鉛直変位の経時変化である。これらより、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2-8は式(2-1)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2-9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。これらより、浸潤に伴い発生する膨潤圧は不飽和水分特性に大きく依存していることが分かる。

図2-10は弾性係数の変化を考慮したケース3の変位量の解析結果である。式(2-6)の定義により発生する膨潤圧は弾性係数が変化しない場合と全く同じである。しかし、初期の弾性係数が大きいため生じる変位はかなり小さくなっている。特に上部の節点の上方向への変位が小さくなっている。これは、浸潤面より上側では飽和度が高くなっていないため、弾性係数が大きいままであるためである。

図2-11にペントナイト100%の場合についての膨潤応力の実験結果を示す。実験結果は膨潤圧セルを用いて計測したものとオートグラフを用いて計測したものの2種類である。計測方法により初期の状況が異なっているが定常となった時の値は同じである。また、図2-12はケース1～3の応力の解析結果を実験結果と同タイムスケールで示したものである。実験結果と解析結果を比較して見ると最終的な大きさで10倍以上の違いがある。これは、供試体内部において膨潤圧が発生したときに拘束境界面に作用する応力を膨潤応力と定義すると、式(2-6)で定義した膨潤圧すべてがここで定義した膨潤応力に寄与するわけではないためであると考えられる。また、発生状況を見てみると、実験では解析に比べ初期の段階から膨潤応力が測定され一定値に落ちているが、解析ではもっと緩やかに発生している。図2-13、14に実験結果と解析結果の比の経時変化を示す。図2-13は膨潤圧セルの場合、図2-14はオートグラフ

の場合である。両図とも、初期の200時間程度までは急激に変化しており、それ以後はほぼ一定となっている。この200時間というのは図2-5の化学ポテンシャルの経時変化の図と比べて見ると、供試体の上端面に水が浸潤し始めた時間であると考えられる。すなわち、まさに水が浸潤を始めた直後においては式(2-6)で定義した膨潤圧が膨潤応力に寄与する割合は大きく、水が徐々に浸潤していき供試体の上端面に水が到達し始めるころまではその割合は低下していき、その後はほぼ一定になっていると考えられる。したがって、今回定義した膨潤圧が、膨潤応力に寄与する割合は何らかの物理量(含水量等)の関数であると考えられる。膨潤応力の経時変化を問題にするのであればその点について今後検討を進めていく必要があるものと思われる。

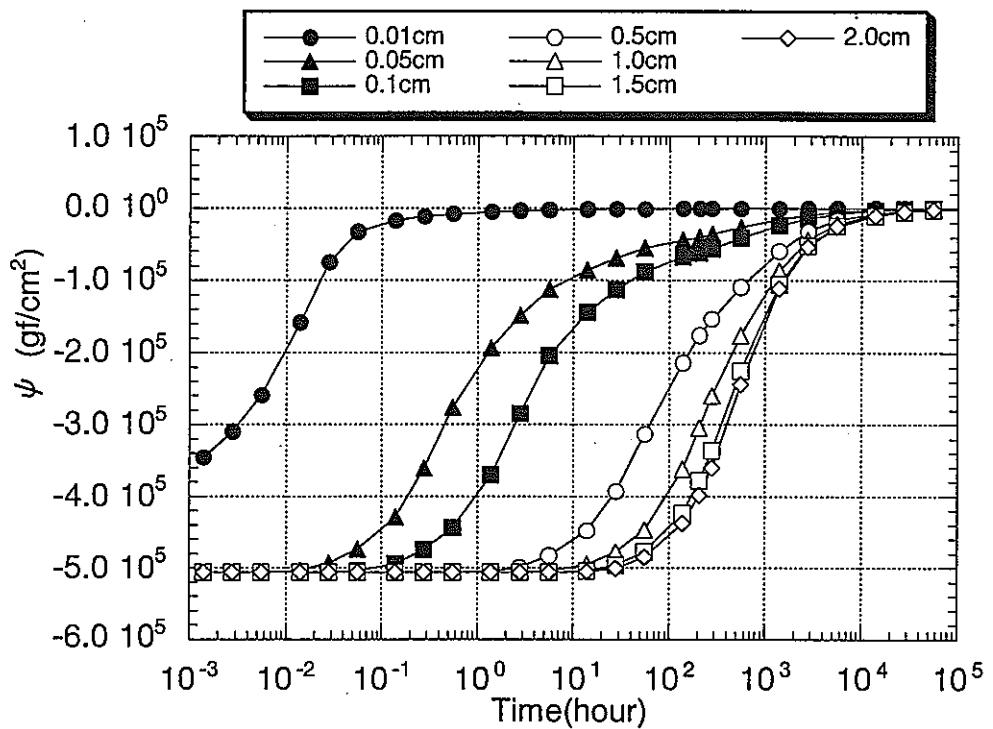


図2-5 化学ポテンシャルの経時変化（ケース1）
(ペントナイト100%)

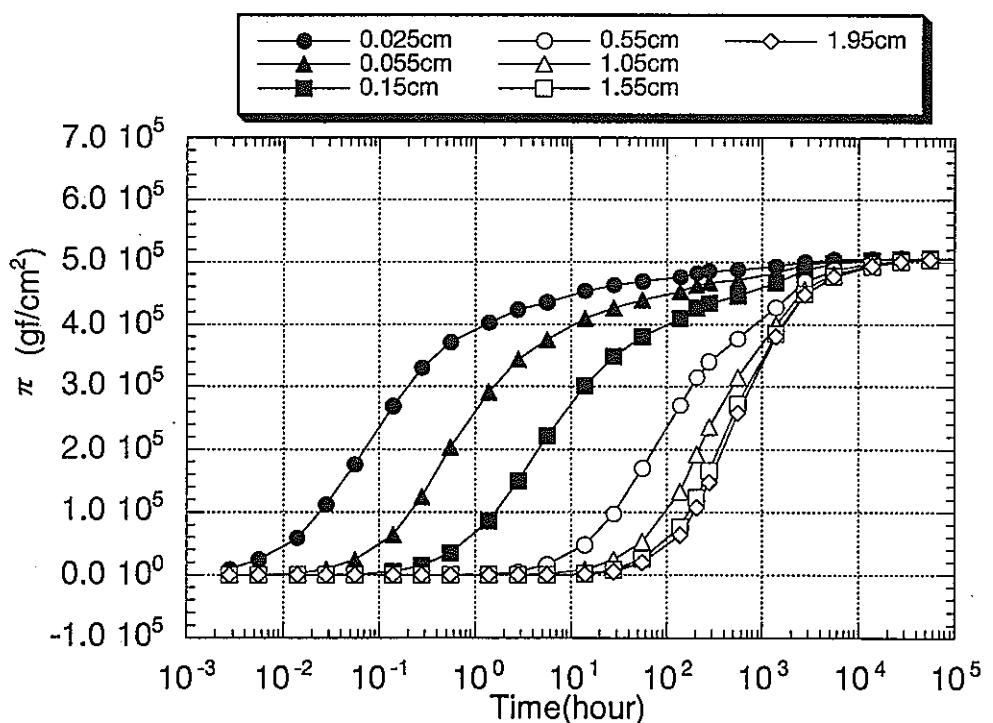


図2-6 膨潤圧の経時変化（ケース1）
(ペントナイト100%)

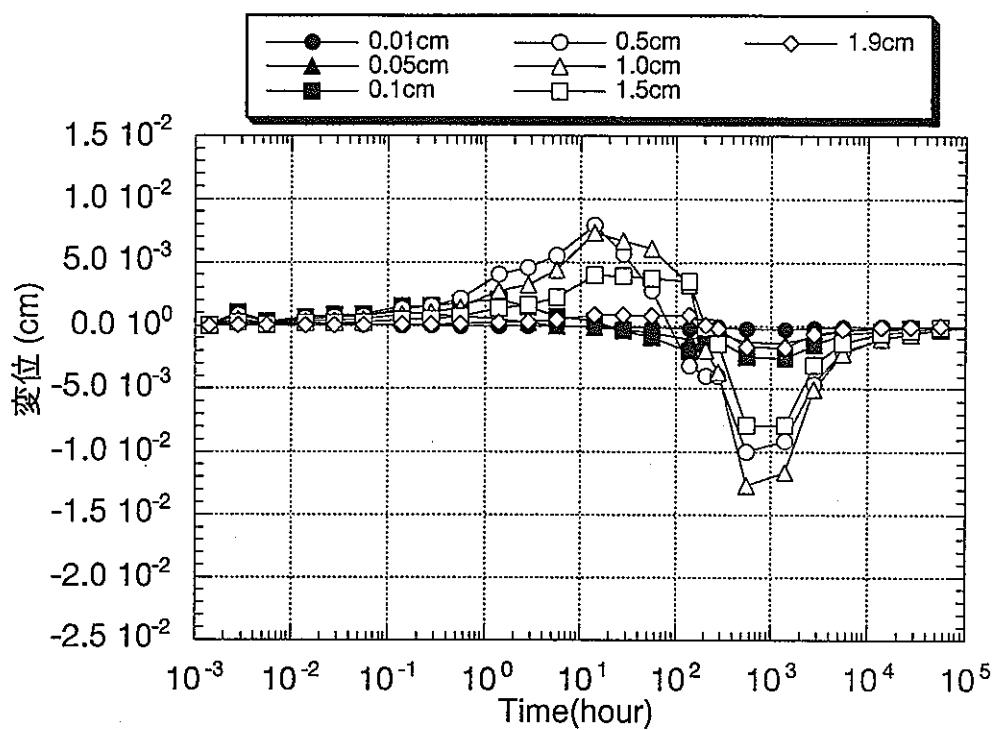


図2-7 変位の経時変化（ケース1）

(ペントナイト100%)

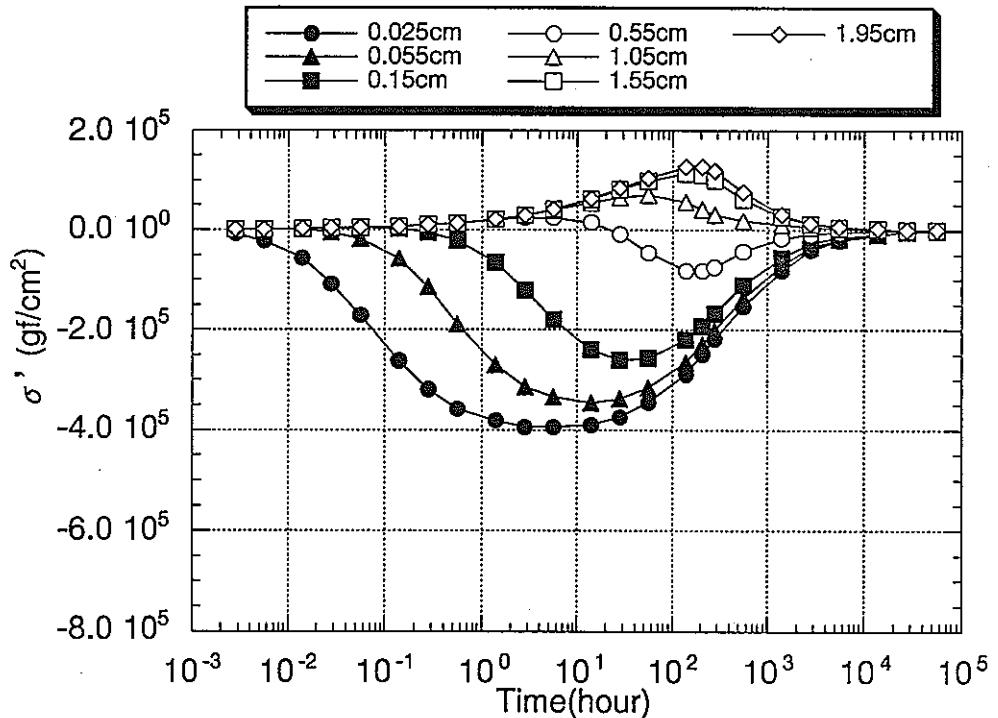


図2-8 σ' の経時変化（ケース1）

(ペントナイト100%)

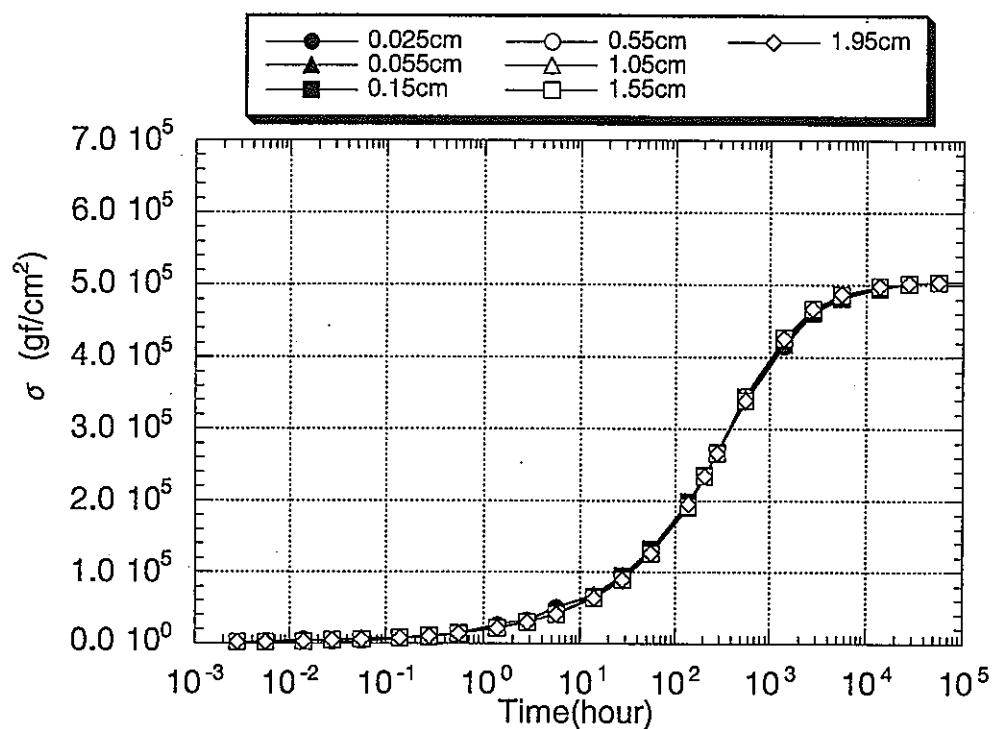


図2-9 応力の経時変化（ケース1）

(ベントナイト100%)

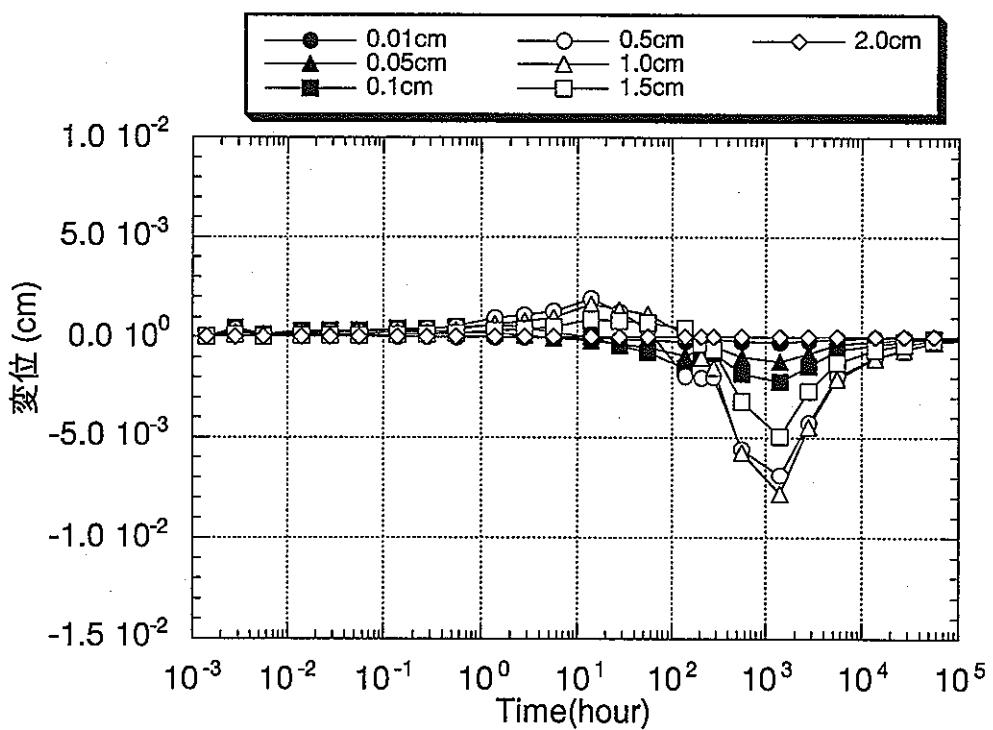


図2-10 変位の経時変化（ケース3）

(ベントナイト100%)

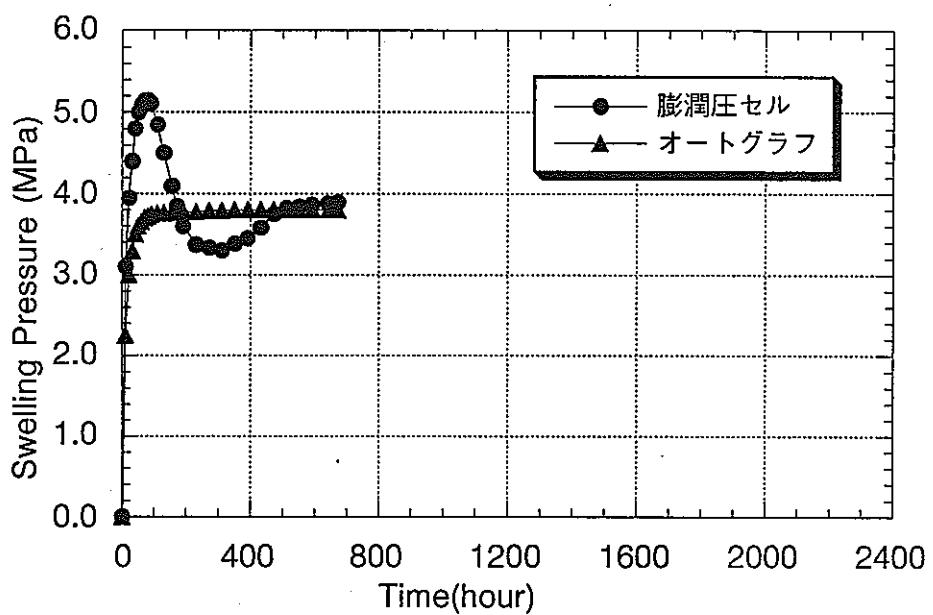


図2-11 膨潤応力の実験結果

(ベントナイト100%)

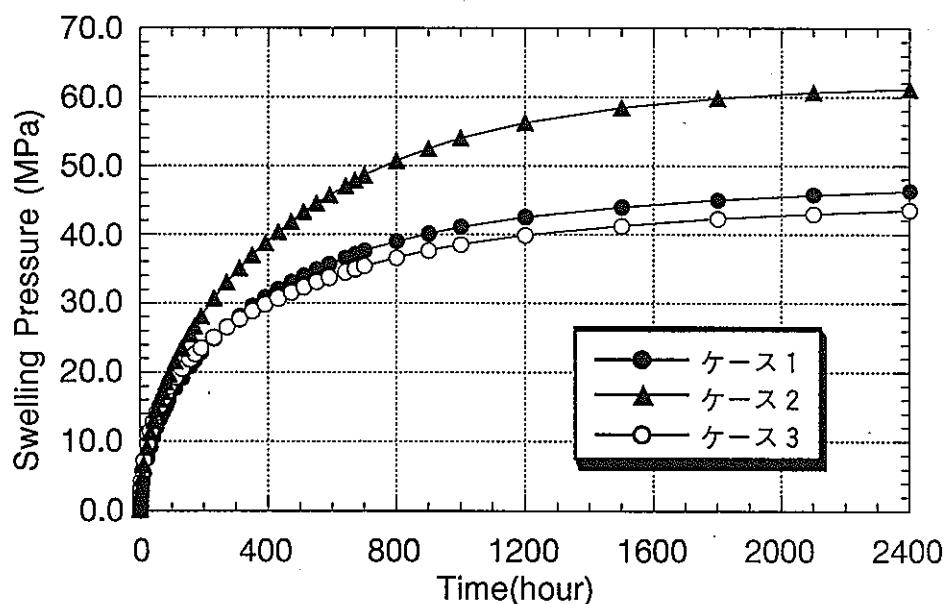


図2-12 膨潤応力の解析結果

(ベントナイト100%)

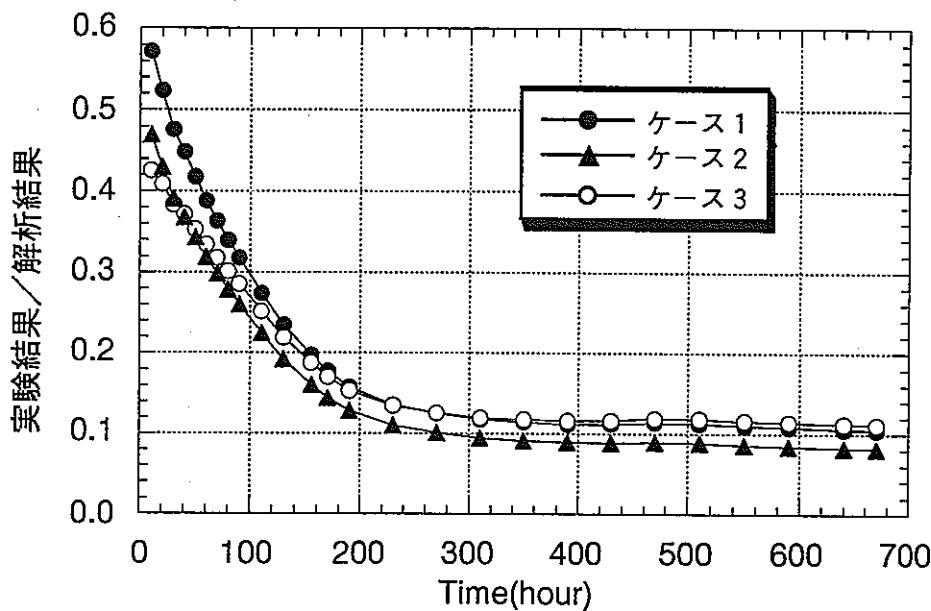


図2-13 膨潤応力の実験結果と解析結果の比の経時変化（膨潤圧セルの場合）
(ベントナイト100%)

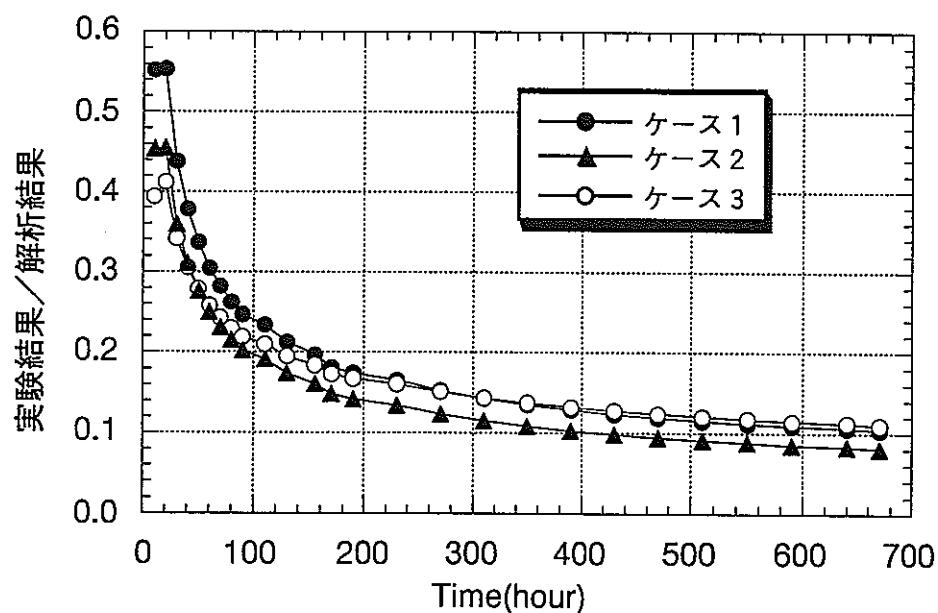


図2-14 膨潤応力の実験結果と解析結果の比の経時変化（オートグラフの場合）
(ベントナイト100%)

2.3.3 ベントナイト70%、ケイ砂30%のケース

(1) 解析条件

本ケースでも前節で用いた解析モデルで解析を行なった。解析に用いたパラメータは表2-2の通りである。また、本ケースは前節と異なり不飽和透水係数を用いて解析を行なった。図2-15に用いた水分拡散係数、比透水係数を、図2-16に不飽和水分特性を示す。

表2-2 解析に用いたパラメータ（ベントナイト70%、ケイ砂30%）

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

(2) 解析結果

図2-17に各節点における化学ボテンシャルの経時変化を示す。図の凡例は供試体下端部からの高さを示す。同図より、供試体下部から水が順次浸潤している様子が分かる。図2-18は、式(2-6)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2-17と図2-18は全く同傾向を示しており、膨潤圧が式(2-6)の定義のもと正確に計算されていることが分かる。図2-19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2-20は式(2-1)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っ張り力が働いているが、最終的には σ' は0になる。図2-21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。

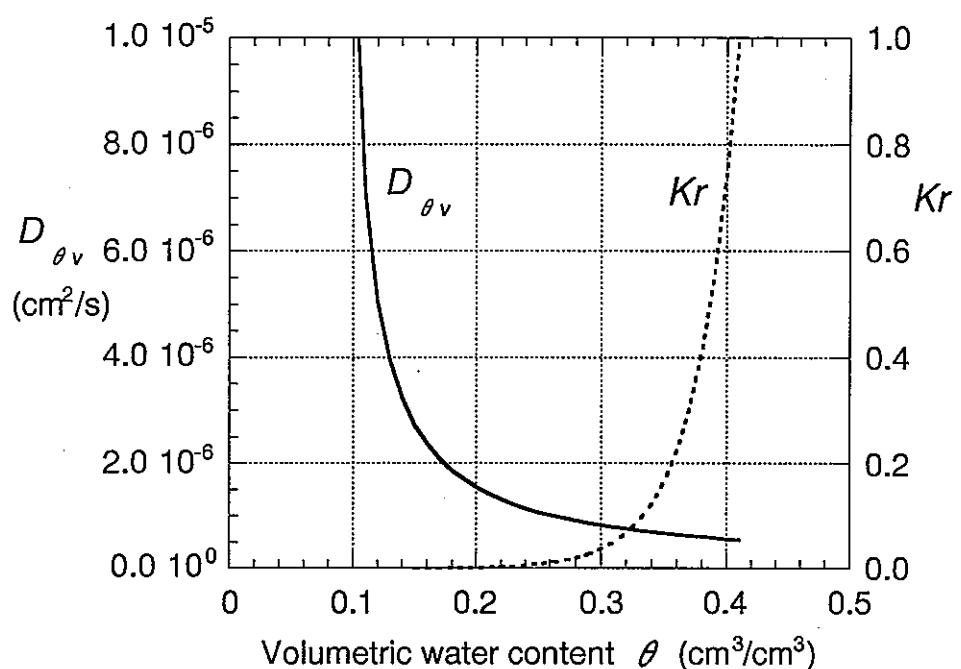


図2-15 水分拡散係数、比透水係数と体積含水率の関係

(ベントナイト70%、ケイ砂30%)

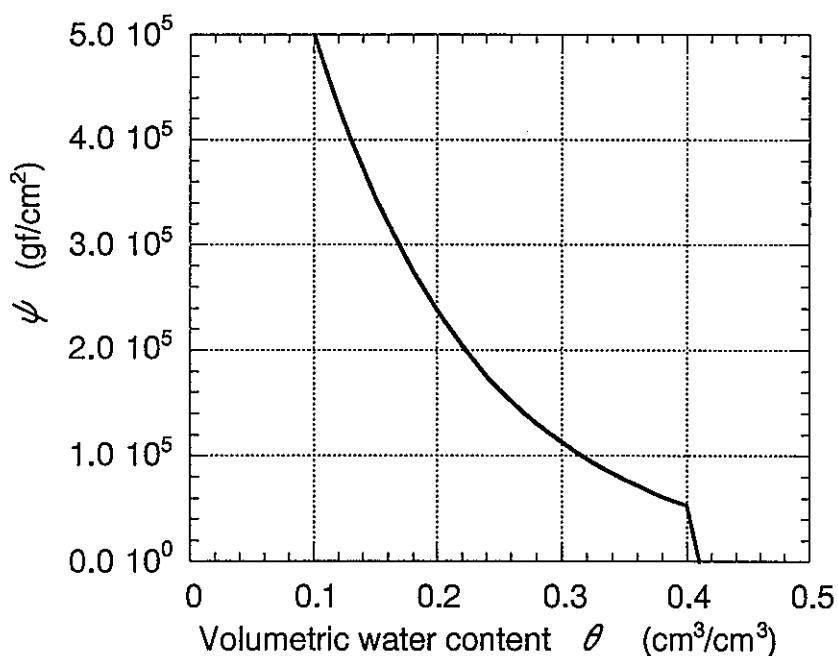


図2-16 不飽和水分特性

(ベントナイト70%、ケイ砂30%)

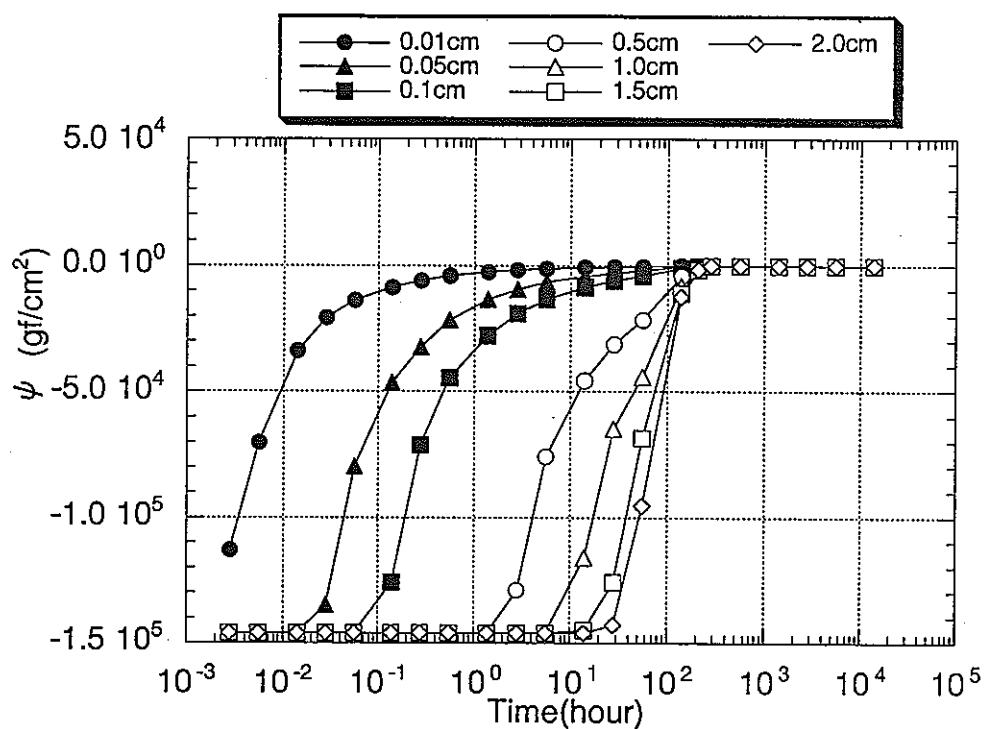


図2-17 化学ポテンシャルの経時変化

(ベントナイト70%、ケイ砂30%)

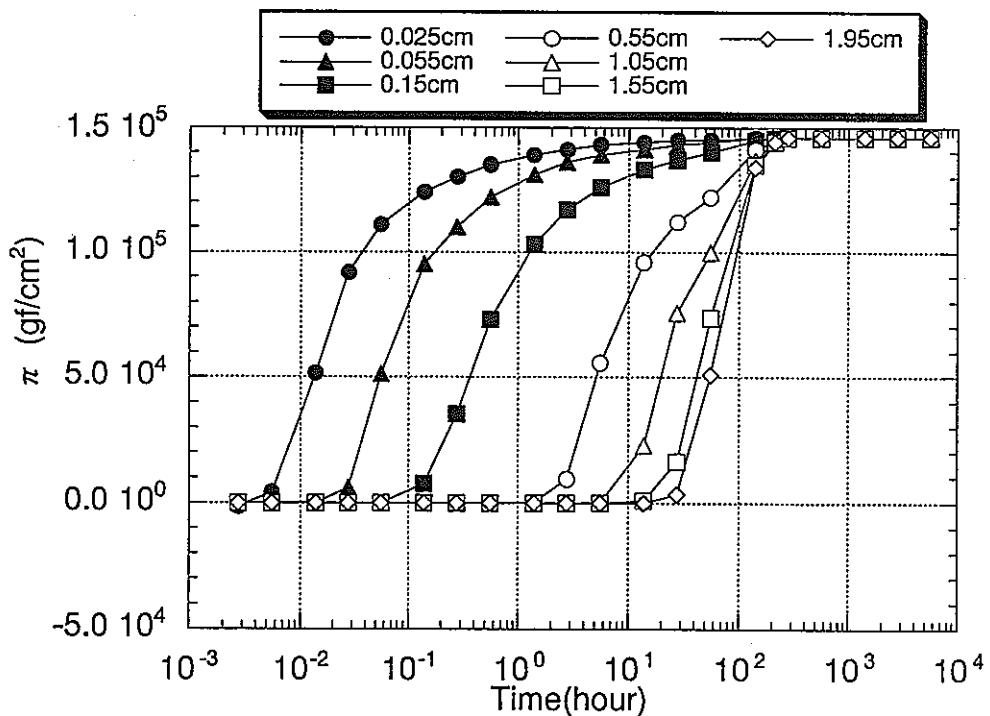


図2-18 膨潤圧の経時変化

(ベントナイト70%、ケイ砂30%)

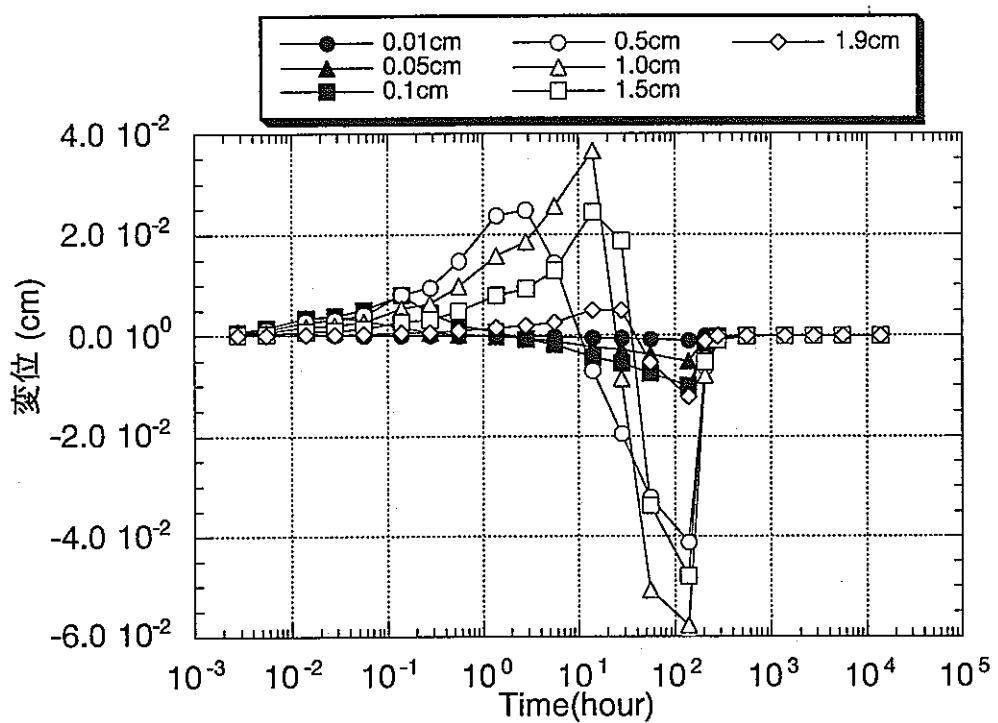


図2-19 変位の経時変化

(ベントナイト70%、ケイ砂30%)

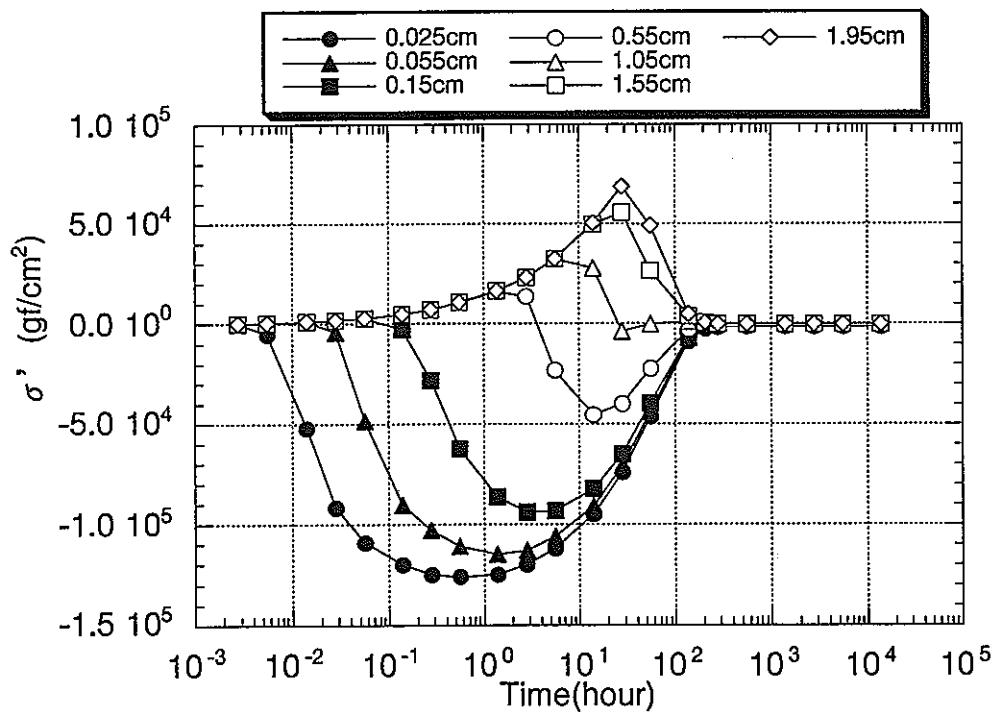


図2-20 σ' の経時変化

(ベントナイト70%、ケイ砂30%)

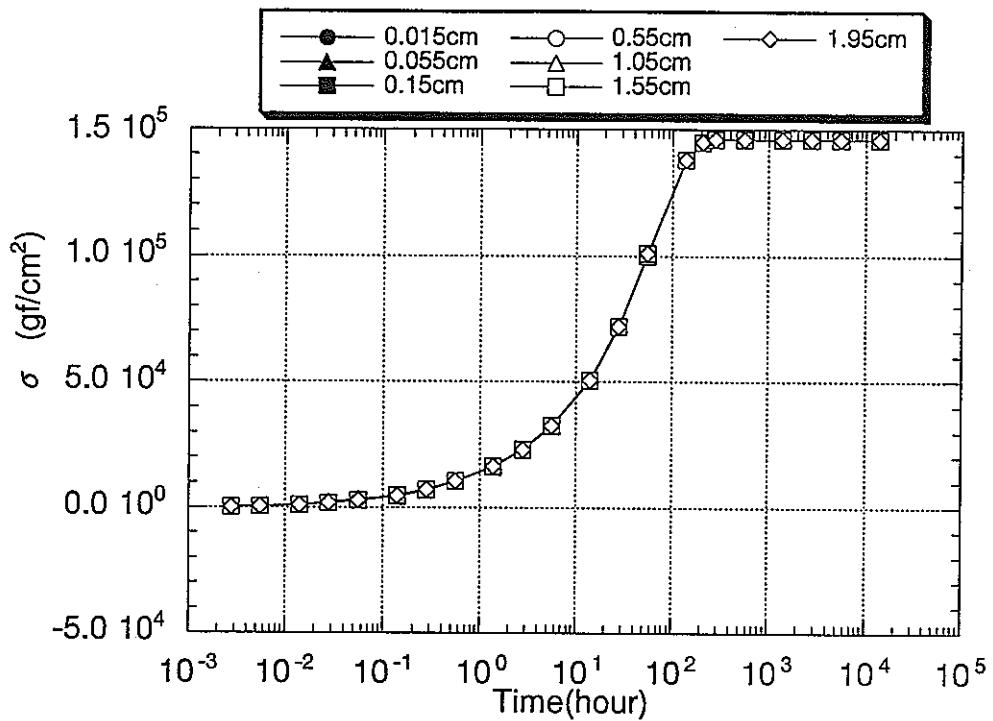


図2-21 応力の経時変化

(ベントナイト70%、ケイ砂30%)

(3) 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³⁾。

- 1) 層状体外のマクロ間隙による影響
- 2) 粘土の配向による影響
- 3) 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されると考える。

$$\pi' = F\pi \quad (2-10)$$

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2-22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。

$$F = 0.027$$

(2-11)

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。

次節における、大型緩衝材試験の解析では式 (2-11) における F の値を用いて解析を行なった。

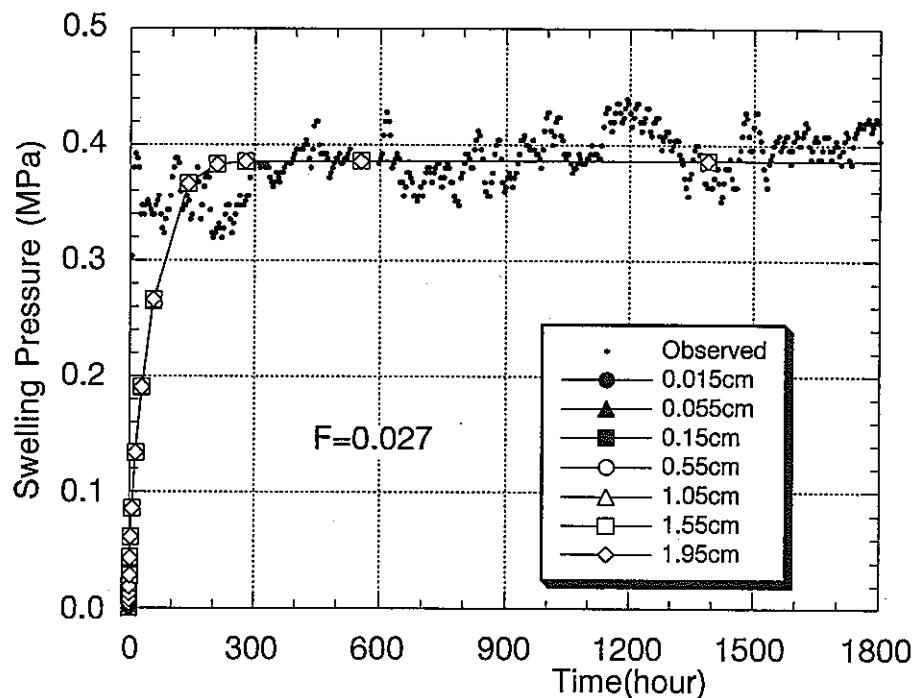


図2-22 膨潤応力の実験結果と解析結果の比較

(ベントナイト70%、ケイ砂30%)

2.4 緩衝材大型試験の解析

2.4.1 概要

前述の結果を踏まえ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う。

2.4.2 パラメータの設定

(1) 温度勾配による水分移動に関する係数

温度勾配による水分移動に関する係数 D_T については、以下の値を用いた。これらは平成4年度に実施した要素試験の解析から求めた値である。しかし、その要素試験はペントナイト100%の場合であるので、今回ペントナイト70%の場合の解析に用いるに際し、 D_{T_0} の値は補正を行なっている。

$$D_{T_0} = 4.05 \times 10^{-6} \text{ cm}^2/\text{s}^\circ\text{C} \quad (2-12)$$

$$\alpha = 1.8 \quad (2-13)$$

$$T_0 = 25^\circ\text{C} \quad (2-14)$$

(2) 水分拡散係数及び不飽和透水係数

緩衝材の水分拡散係数及び不飽和透水係数については、図2-15に示すものを用いた。

(3) 不飽和水分特性

緩衝材の不飽和水分特性については、図2-16に示すものを用いた。

(4) 緩衝材の熱伝導係数 K_{Tm} 、比熱 $(\rho C_v)_m$

緩衝材の熱伝導係数 K_{Tm} 、比熱 $(\rho C_v)_m$ に関しては動燃事業団殿の実験結果をもとに、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以下のように設定する。

$$K_{Tm} = 0.33 + 3.1\theta \quad (\text{kcal}/\text{m}/\text{hr}/^\circ\text{C}) \quad (2-15)$$

$$(\rho C_v)_m = \frac{\gamma_d \times 0.2 + \theta}{\gamma_t} \quad (kcal/kg/\text{°C}) \quad (2-16)$$

ここで、 γ_d は乾燥密度、 γ_t は湿潤密度である。

(5) その他のパラメータ

その他のパラメータについては表2-3に示す値を用いる。

表2-3 解析に用いたパラメーター一覧

パラメータ	コンクリート	緩衝材	ホバーバック	ガラスビーズ	空気層
弾性係数(gf/cm^2)	2.50×10^8	2.70×10^5	2.00×10^9	8.20×10^8	8.30×10^2
ポアソン比	0.167	0.300	0.300	0.300	0.450
密度(g/cm^3)	2.30	1.87	7.80	1.60	1.00×10^{-3}
飽和透水係数(cm/s)	1.00×10^{-12}	4.00×10^{-11}	1.00×10^{-20}	2.50×10^{-2}	3.30×10^1
比熱 ($\text{kJ/kg}\cdot\text{°C}$)	0.75	-	0.46	0.84	1.00
熱伝導係数($\text{W/m}\cdot\text{°C}$)	1.88	-	53.0	0.255	0.0729
熱膨張係数($1/\text{°C}$)	1.00×10^{-5}	1.00×10^{-5}	1.64×10^{-6}	1.00×10^{-5}	3.60×10^{-3}

2.4.3 解析条件

解析条件の概要を図2-23に示す。解析は、ヒーター中心を軸にした軸対称問題として行なう。

発熱は図2-23の発熱部と書いたガラスビーズ部分から均一に発熱するものとする。緩衝材への

注水は注水孔に当たる節点の水圧を固定することにより注入状態を表現する。注水圧力は、

0.5kgf/cm²であり、緩衝材中の温度分布状況および水分移動状況について実験値と比較検討をする。温度の境界条件として前年度までは熱伝達境界を用いてきた。しかし、今年度は底部のみ熱伝達境界とし、側部及び上部は温度固定境界とした。固定温度は各解析ステップにおいて、実測の温度データをそれぞれ用いた。

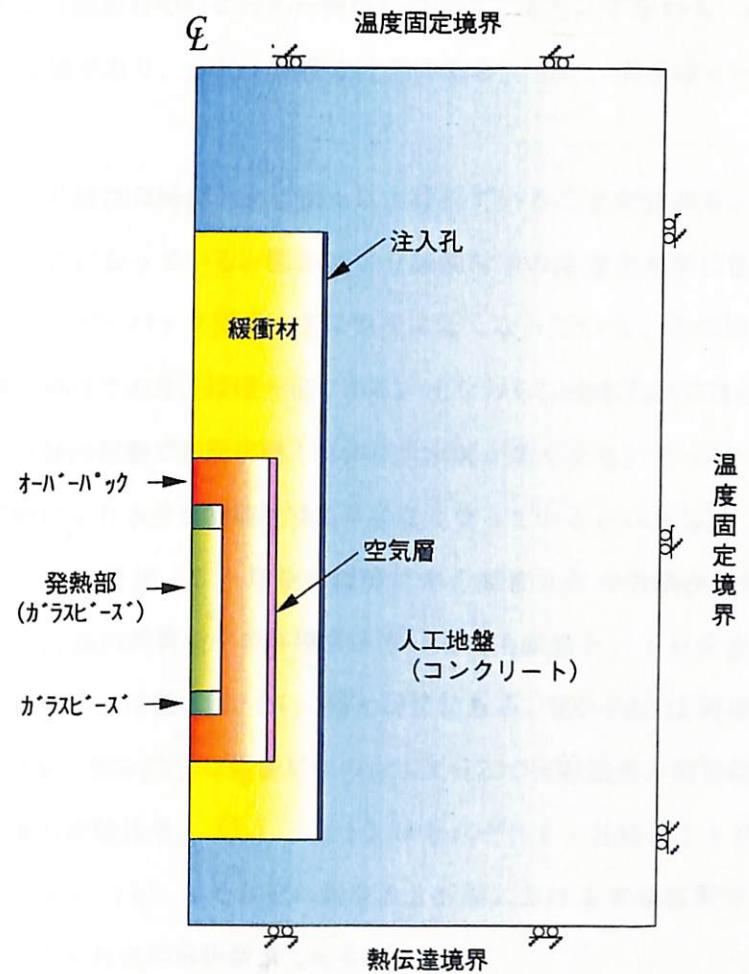


図2-23 解析条件の概要図

2.4.4 解析結果および考察

図2-24に緩衝材中の温度分布、図2-25に緩衝材中の体積含水率分布の経時変化の解析結果を示す。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2-24より温度は時間と共に徐々に上昇していることが分かる。そして、5、6ヶ月後においてほぼ定常になっている。図2-25より緩衝材中の体積含水率は注水孔側では徐々に高くなっている。オーバーパック側では逆に徐々に低くなっている。その境目はヒーターから約12cm程度の距離の地点であり、ほぼ一定である。すなわち、注水孔側では注水による浸潤と温度勾配による水分移動の影響で初期状態より体積含水率が高くなり、オーバーパック側では温度勾配による水分移動により水分が初期状態より少なくなっているといえる。

図2-26に1ヶ月後、5ヶ月後の緩衝材中の温度分布の実験値と解析結果を示す。また、図2-27に5ヶ月後の緩衝材中の体積含水率分布の実験値と、1ヶ月後、5ヶ月後の体積含水率の解析結果を示す。位置は図2-24、25と同じである。図2-28には領域全体の温度分布の実験結果と解析結果を、図2-29には緩衝材中の含水比分布の実験結果と解析結果を示す。図2-28の(a)は5ヶ月後の実験結果、(b)、(c)はそれぞれ5ヶ月後、1ヶ月後の解析結果である。また図2-29の(a)、(b)はそれぞれ異なる2断面における実験結果で、(c)、(d)はそれぞれ5ヶ月後、1ヶ月後の解析結果である。

図2-26より1ヶ月後においても5ヶ月後においても、温度勾配は解析値の方が若干急になっており、値も解析値は実験値より低くなっている。すなわち、解析の方が熱が伝導しにくいといえる。この要因としては、熱伝導係数等のパラメータの設定値、境界条件の設定、異なる熱伝導のメカニズム等が考えられる。これらについては今後の検討課題として上げられる。図2-28において5ヶ月後の実験結果と解析結果を見てみると、解析結果は実験結果ほど温度が広がっていないことが分かる。しかし、分布の傾向は良く似ているといえる。

次に緩衝材中の水分移動状況について見てみる。図2-27より5ヶ月後の実験値との比較では、実験値のある範囲では体積含水率の分布は解析値と良く一致している。実験値のある範囲の外側部分の状況は良く分からぬが、本解析では実験値をかなり良く再現できたものと考えられる。図2-29より(b)、(c)を比較してみると、15、20、25%のラインは良く一致している。しかし、測定可能な位置は限られており、緩衝材上部、下部においての実験値と解析値の比較は出来ていない。また、1ヶ月後においては実測が出来ないため、解析との比較も出来ない。解析に

おいて定常状態では不飽和水分特性によらず水分分布が同じになると考えられるため、定常状態における実験値と解析値の水分分布の比較のみでは緩衝材の不飽和水分特性を性格に把握することは不可能であると推察される。5ヶ月後では、水分移動はほぼ定常に近づいていると考えられるため、緩衝材の不飽和水分特性をより詳細に検討するためには、水分分布の経時変化の計測が必要であると思われる。

また、図2-30に5ヶ月後の変形図を示す。青の点線がもとのメッシュ図で黒の実線が変形後である。変形量は100倍にしている。変形は主に緩衝材で生じており、膨潤圧の発生に伴い変形が生じているといえる。変形は、オーバーパックの側方で最も大きくなっており上下方向一様である。緩衝材の上下部分においてはオーバーパックの側方部分より変形量は小さくなっている。これは、オーバーパックの側方部分の方が温度勾配により内側からの水分移動が大きいためと思われる。

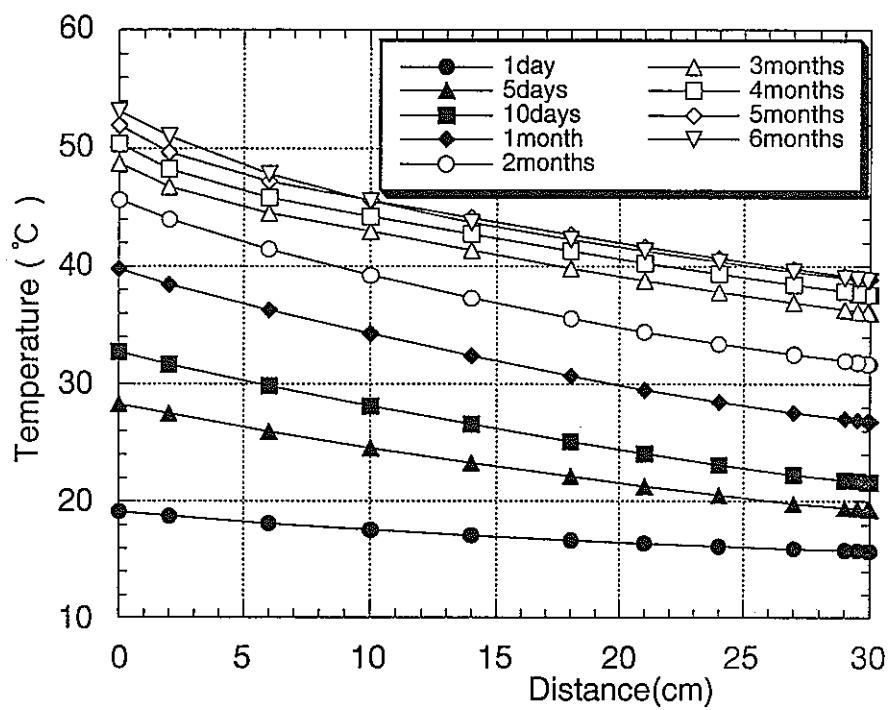


図2-24 緩衝材中の温度分布の経時変化

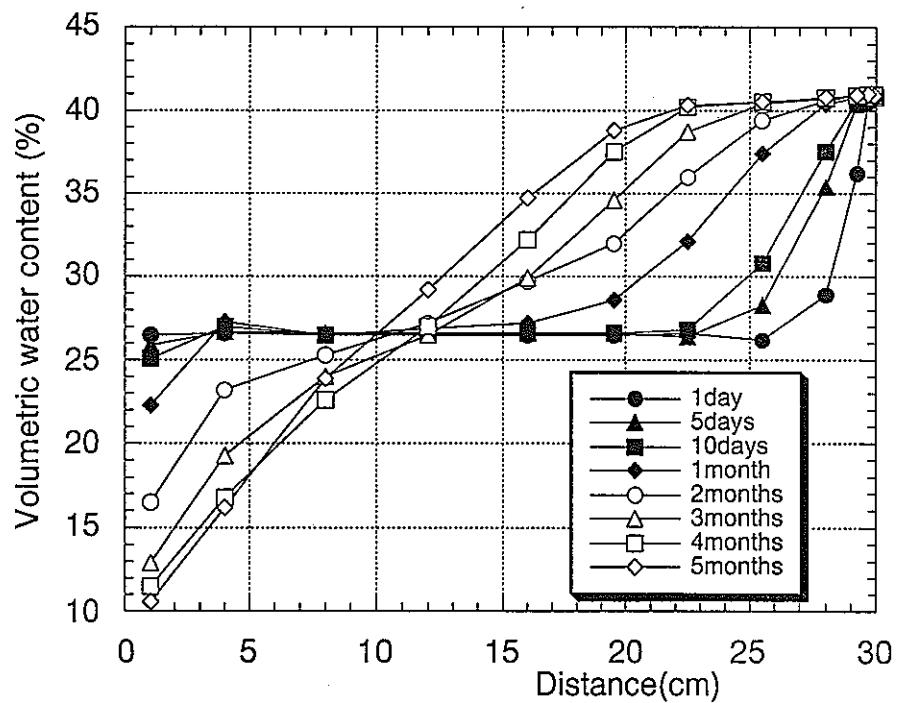


図2-25 緩衝材中の体積含水率分布の経時変化

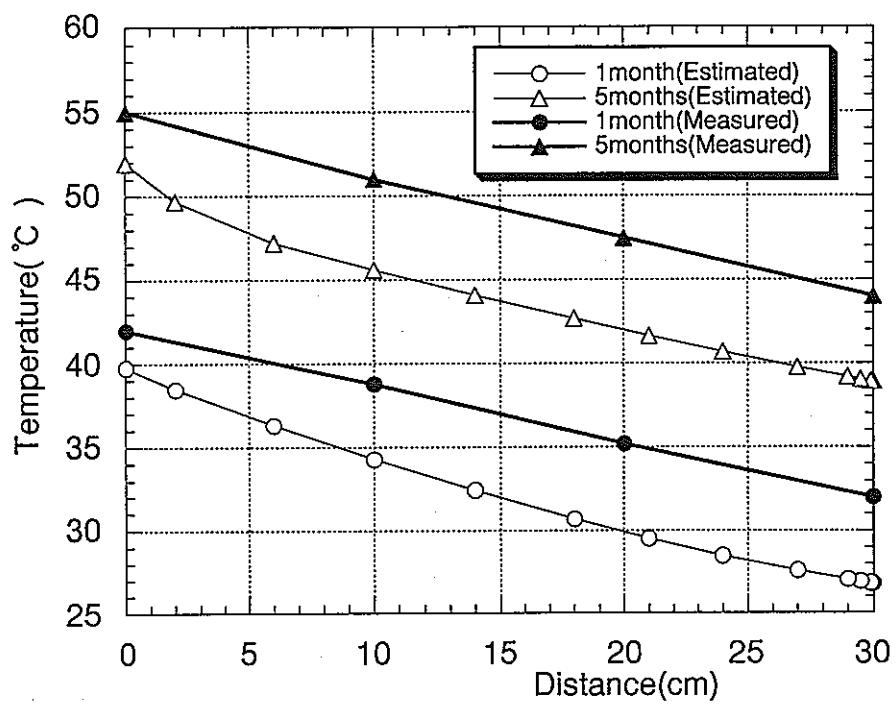


図2-26 緩衝材中の温度分布

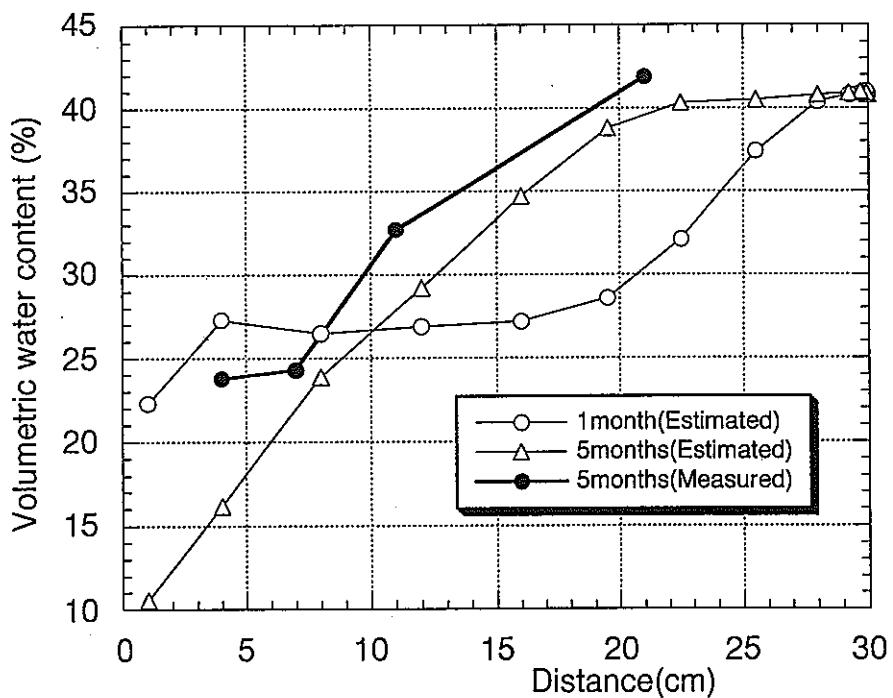


図2-27 緩衝材中の体積含水率分布

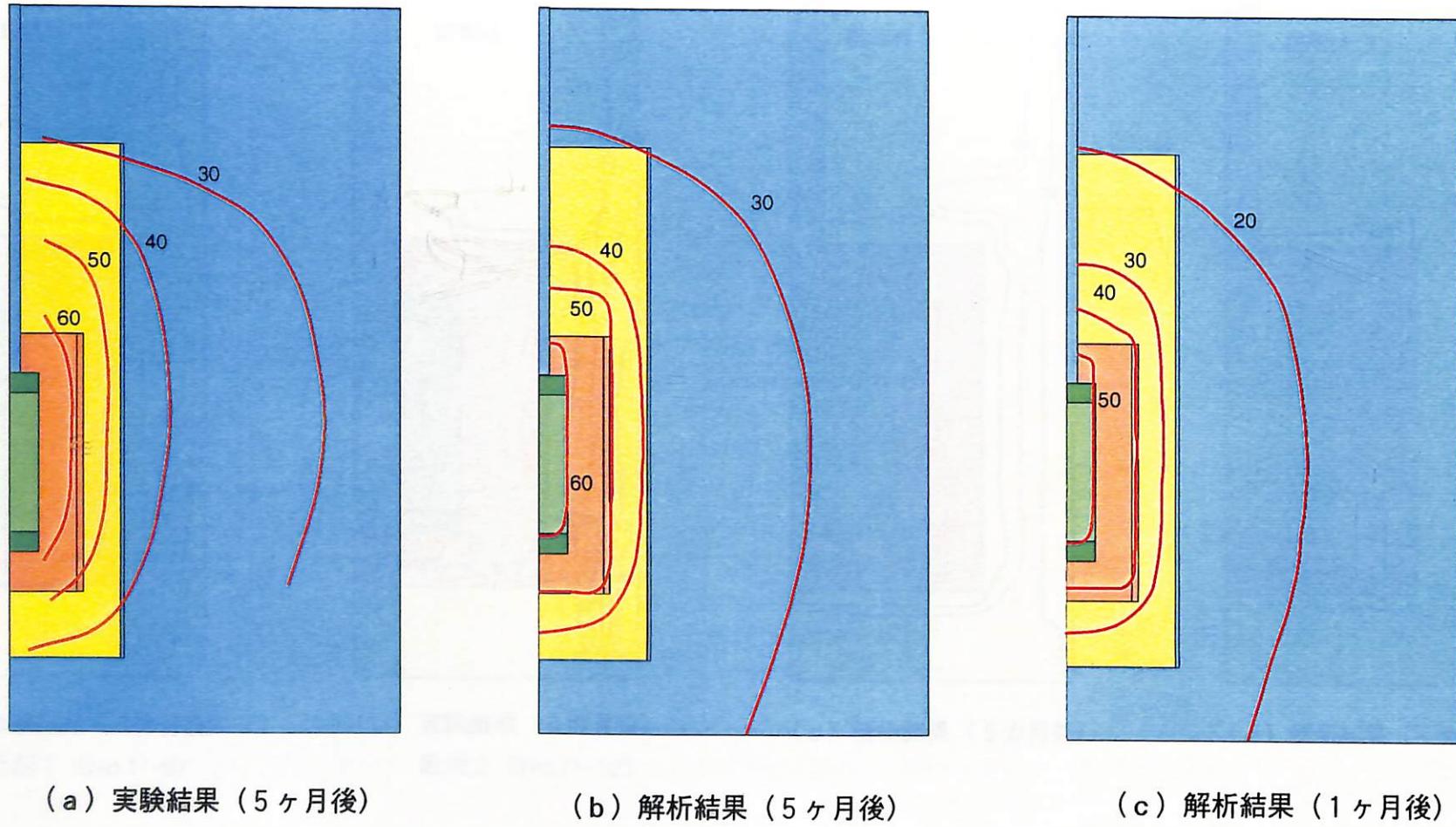


図2-28 温度分布（°C）の実験結果と解析結果の比較

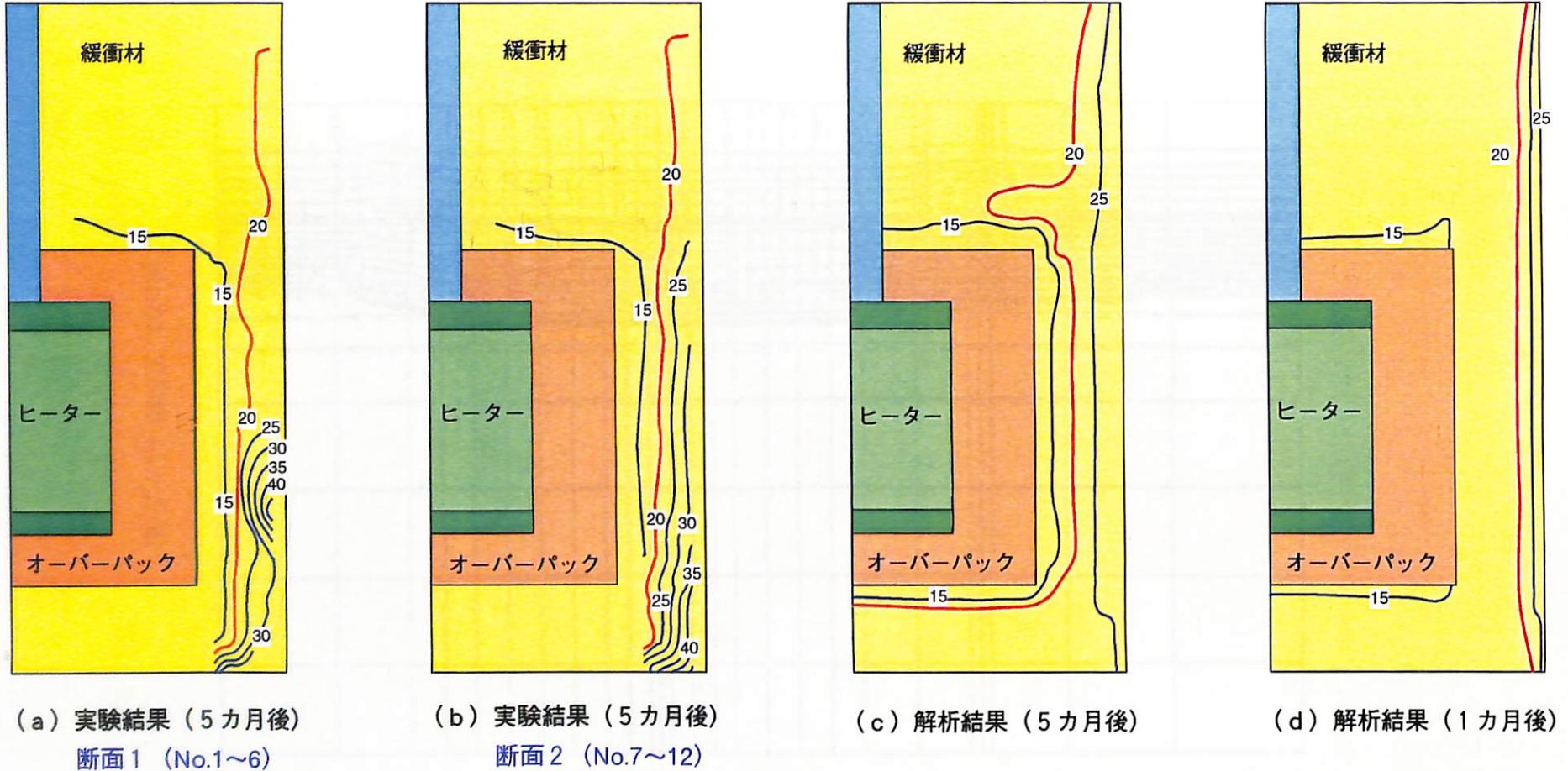


図2-29 緩衝材の鉛直断面での含水比分布(%)の実験結果と解析結果の比較

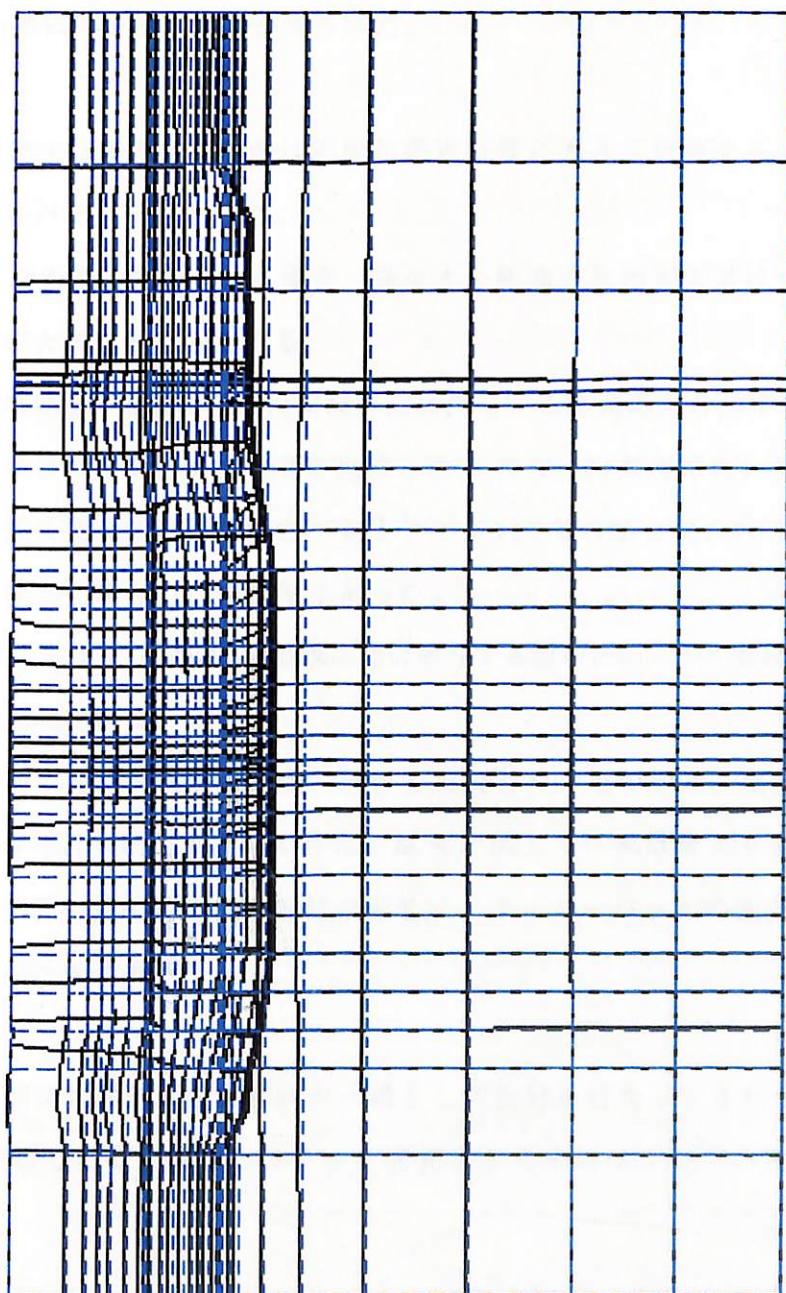


図2-30 変形図（5ヶ月後）

2.5 まとめ

本章では、熱-水-応力連成モデルの改良を目的とし、緩衝材大型試験中で起こっている現象の把握のために、中野らの提案する膨潤圧の定義に基づき膨潤圧を考慮した連成解析を実施した。その結果以下の様な知見が得られた。

- 1) 中野らの提案する膨潤圧の定義は不飽和浸透特性に大きく依存する。また、初期の含水量も重要なパラメータとなる。
- 2) 弹性係数を含水量の関数とした場合、発生する膨潤応力の大きさはさほど変わらないが、変形量が大きく異なってくる。
- 3) 供試体内部に発生する膨潤圧は拘束境界面に作用する膨潤応力と必ずしも一致しない。
今回、要素試験の結果と解析結果を比較したところ、拘束境界面に作用する膨潤応力は供試体内部に発生する膨潤圧のベントナイト100%の場合で1/10、ベントナイト70%、ケイ砂30%の場合で1/40程度であった。
- 4) 供試体内部に発生する膨潤圧が膨潤応力に寄与する割合は何らかの物理量（含水量等）の関数であると推察される。
- 5) 膨潤圧を考慮して大型緩衝材試験の解析を実施した。その結果、水分移動に関しては5ヶ月後ではほぼ実験値を再現できた。温度に関しては実験値より低い値が計算された。また膨潤圧の発生に伴う緩衝材の変形は、オーバーパックの側方で最も大きくなつており上下方向一様であった。

以上、モデルの開発に関する試行錯誤の一環として検討を行なってきたが、さらに正確かつ詳細に現象を把握し、より適切なモデルを開発するためには、以下の様な課題がある様に思われる

- a) 不飽和水分特性のより詳細な把握
- b) 膨潤メカニズムの経時的変化の検討
- c) ケイ砂混入ベントナイトの不均一性の把握

3. 連成モデル、コードの妥当性の評価

3.1 DECOVALEX

3.1.1 BMT3

(1) 解析条件

今回実施した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図3-1に示すものである。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。

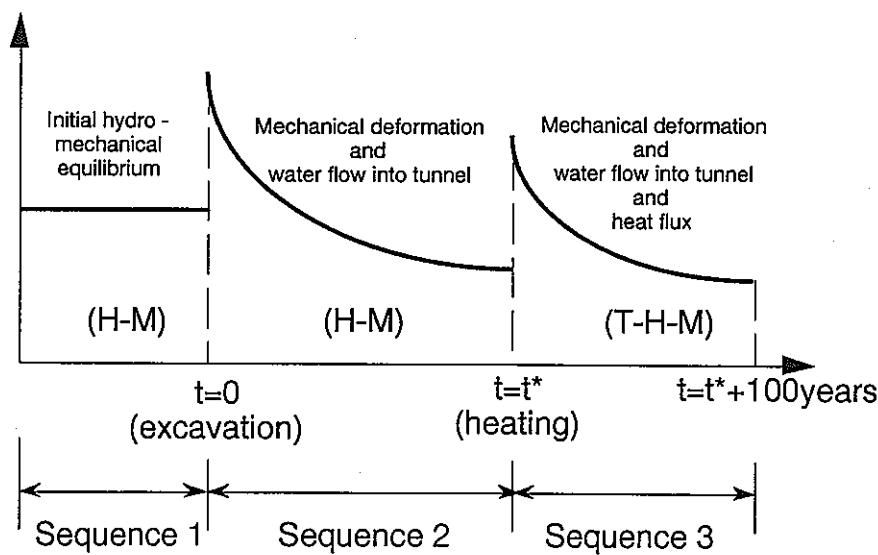


図3-1 載荷プロセス

(a) 幾何学的条件

BMT3は、図3-2に示す様に、処分トンネル周辺の50m×50mの領域の解析である。解析では、トンネルの掘削およびキャニスター設置による加熱が経時に設定されている。トンネルは、地下500mの地点にあり、その大きさは図3-2のb)に示すように高さ5m、幅5mの馬蹄形である。キャニスターはトンネルの下2.5mのところに、長さ5mのものが埋設される。

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

(b) 力学的条件

図3-4に、与えられた力学的条件を示す。土被りはトンネル底面で、500mを想定しており、初期地圧は等方にかかる。境界条件は、下端は垂直方向、左右端は水平方向の変位を規定したスライド境界であり、上端は荷重境界になっている。

この初期地圧と境界条件下において、掘削を行なう。

(c) 水理学的条件

図3-5に、与えられた水理学的条件を示す。ここでは、地下水水面は地表面にあると仮定しており、上端境界にはそれに相当する地下水圧が規定されている。その他の下端、左右端はno-flux境界である。

掘削後は、掘削面の水圧がゼロに規定される固定圧力境界になる。

(d) 热力学的条件

図3-6に、与えられた熱力学的条件を示す。初期は等温状態であり、27°Cである。下端、左右端はno-flux境界で与えられ、上端は初期温度に固定された条件となっている。

加熱は、掘削後、状態が定常に達した後、キャニスター部から発熱する。発熱量は $Q_o = 470 \text{ W/m}^3$ であり、減衰定数 β は 0.02 1/year である。また、トンネル壁面は熱伝達境界が設定されており、熱伝導係数は 7W/m²°C であり、トンネル内部は 27°C に固定されている。

(e) 結果の出力

図3-7に、観測点及び観測線の位置を示す。解析結果は、掘削開始直後の状態、掘削後 1 ケ

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

また、図3-8に解析に用いたメッシュ図を示す。

(f) パラメータ

亀裂以外の岩体ブロック部分のパラメータ値は表3-1のように与えられている。また、亀裂に対するパラメータは表3-2のように与えられている。

地下水の密度 ρ_f と粘性係数 μ に関しては次式で与えられる。

$$\rho_f = \rho_0 [1 - \beta(T - T_0)] \quad (3-2)$$

ここで、 $\rho_0 = 1000 \text{ kg/m}^3$ 、 $\beta = 6 \times 10^{-4} \text{ 1/}^\circ\text{C}$ 、 $T_0 = 27^\circ\text{C}$ である。

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

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

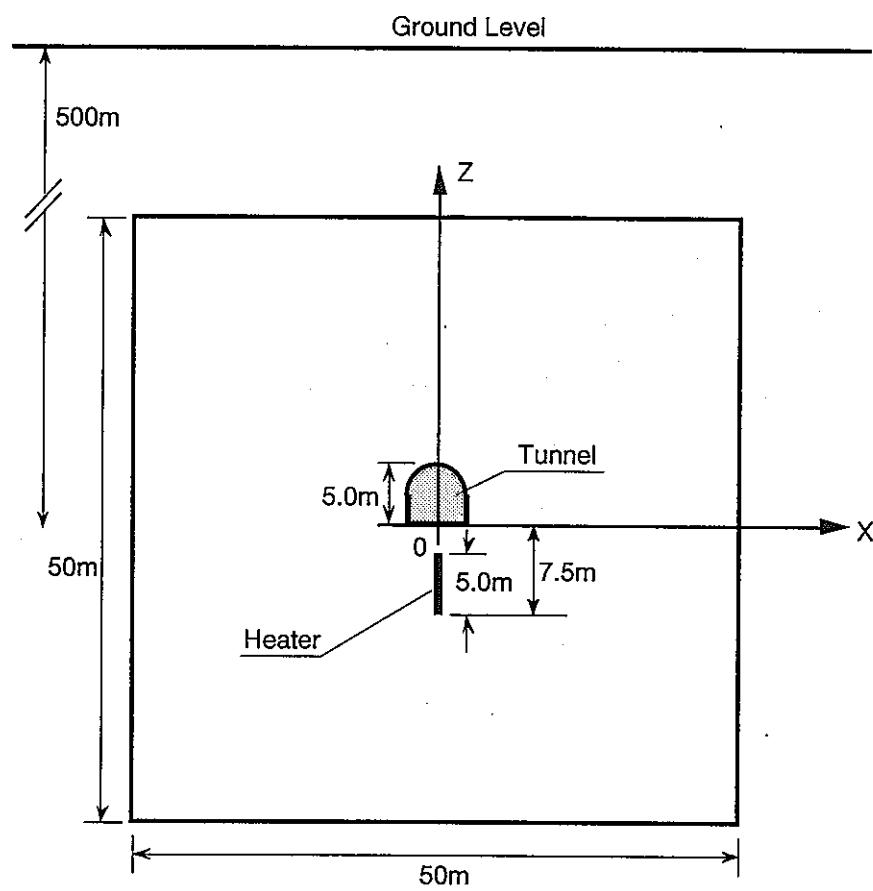
水の比熱 C_r は $C_r = 4200 \text{ J/kg, } ^\circ\text{C}$ で与えられている。

表3-1 岩体ブロック部分のパラメータ

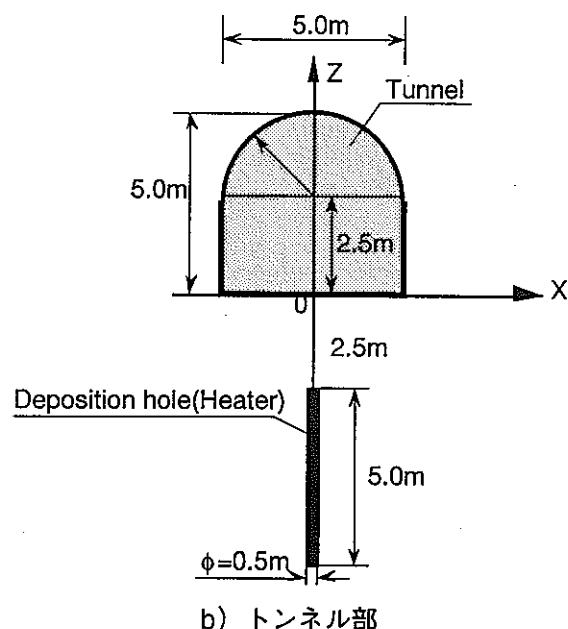
パラメータ	値	備考
ヤング率	60GPa	
ポアソン比	0.23	
密度	2670 kg/m ³	
一軸圧縮強度	200MPa	
伸張強度	10MPa	
熱伝導係数	3 W/m, °C	
比熱	900 J/kg, °C	
熱膨張係数	9.0×10^{-6} 1/ °C	
初期間隙比	10^{-4}	
初期透水係数	$k_{60} = k_{150} = 10^{-9}$ m/s	k_{60} : x軸から $\pi/3$ の方向の透水係数 k_{150} : x軸から $5\pi/6$ の方向の透水係数

表3-2 亀裂の物性

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



a) 全領域



b) トンネル部

図3-2 ニアフィールドの解析モデル図

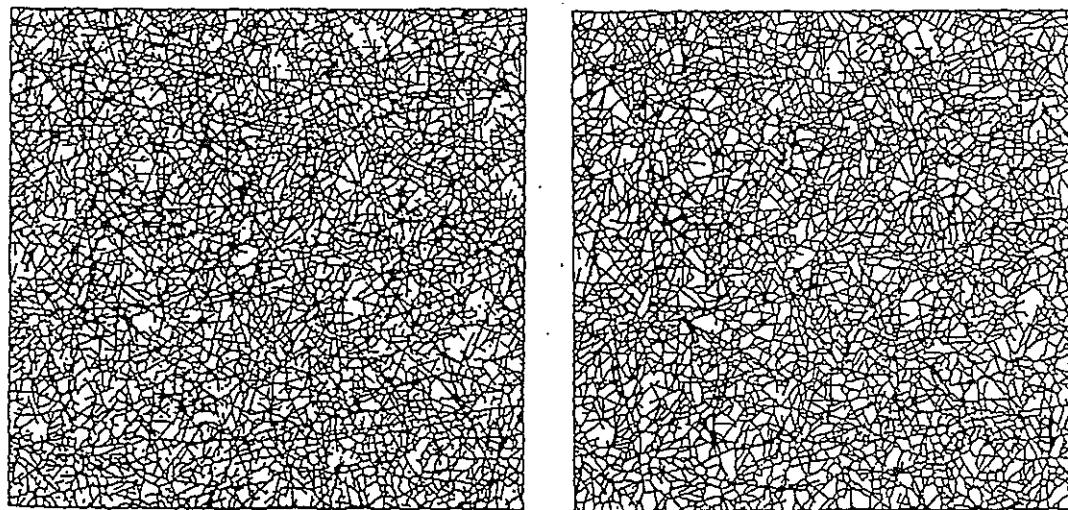


図3-3 亀裂ネットワークモデル図

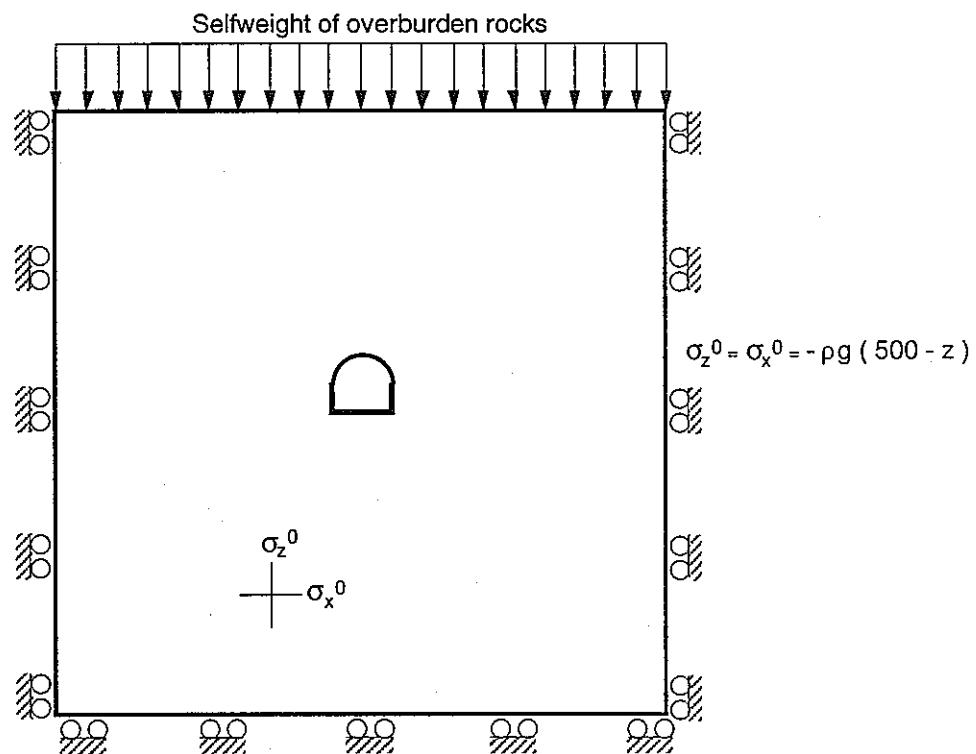


図3-4 力学的境界条件と初期条件

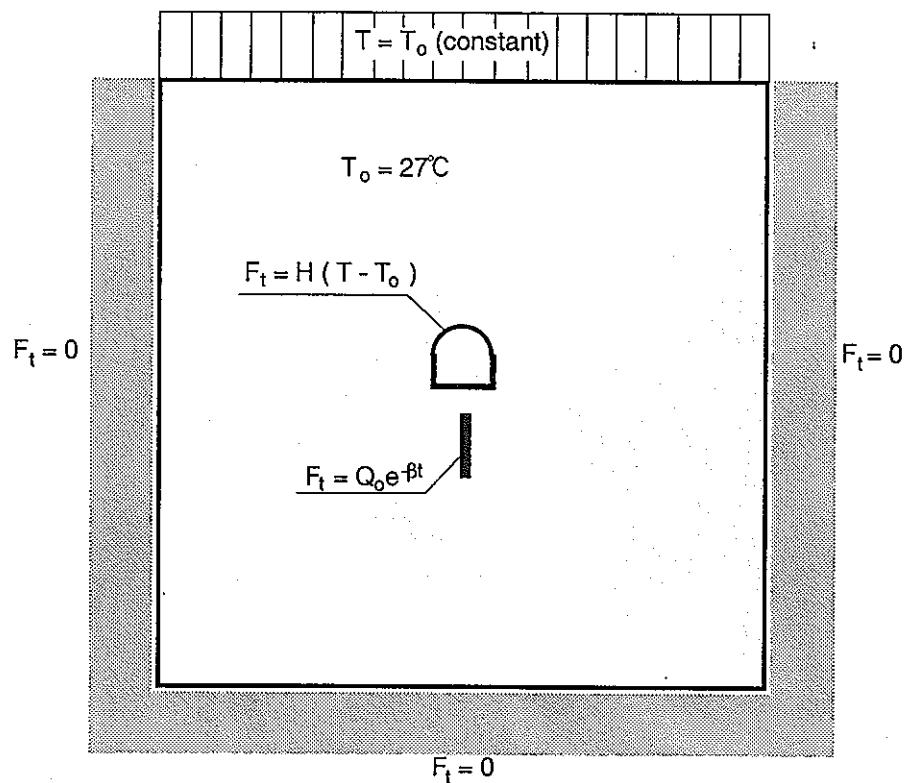


図3-5 水理学的境界条件と初期条件

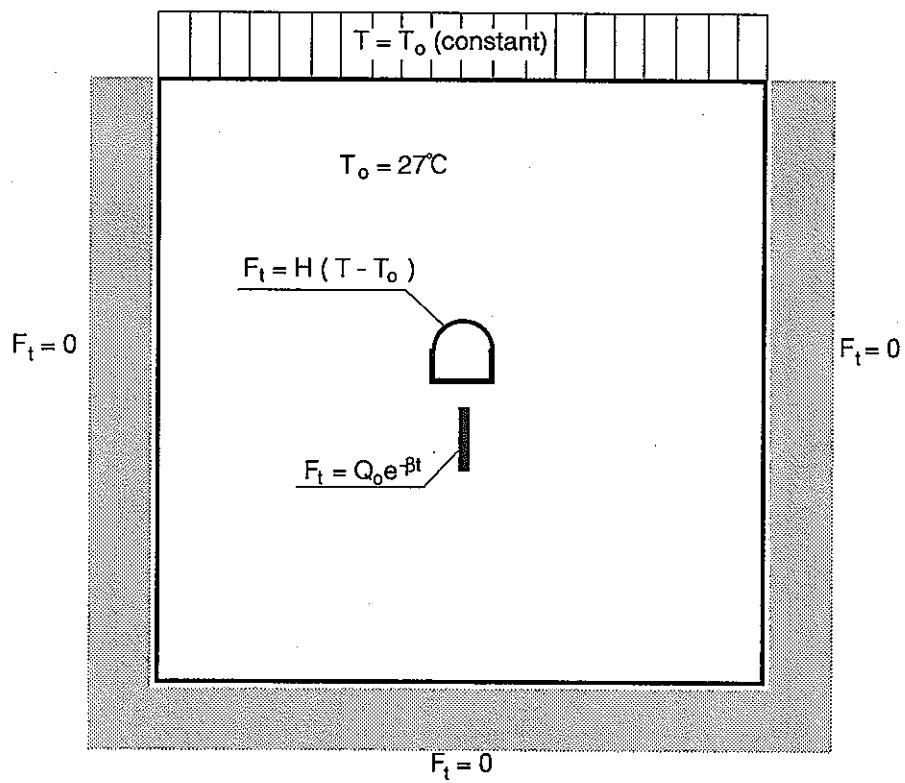


図3-6 热力学的境界条件と初期条件

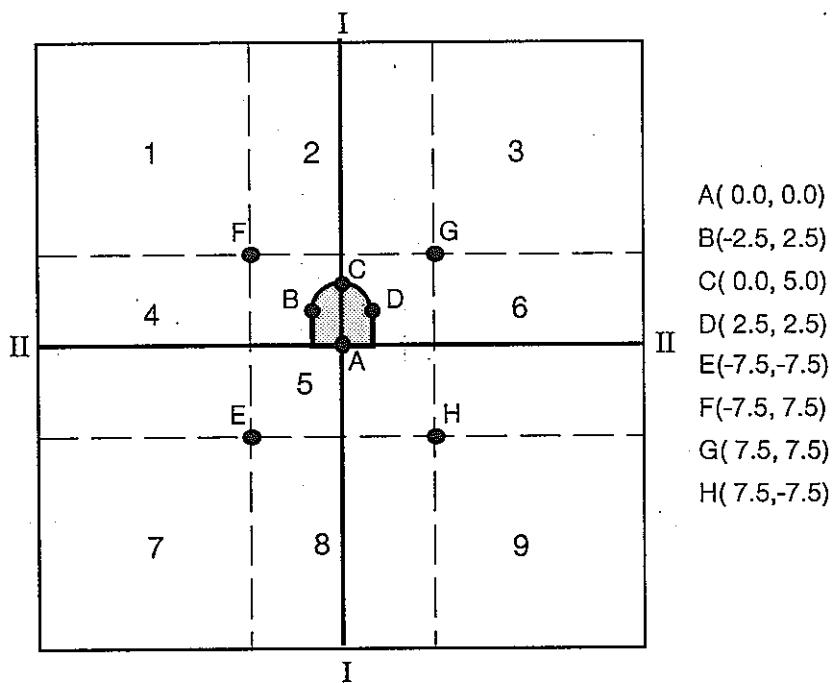


図3-7 解析結果出力ポイント

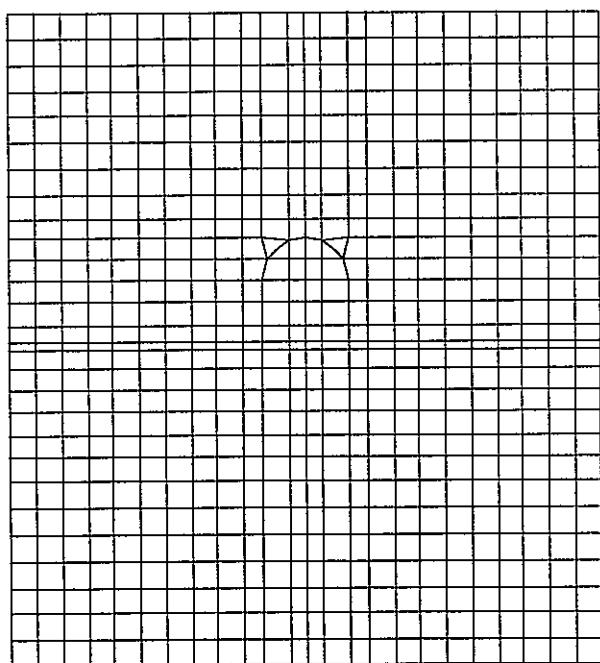


図3-8 解析に用いた有限要素メッシュ

(2) 解析結果

(a) t^* 及び t_{max} の決定

図3-9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3-10に観測線II上の水頭分布を示す。同図より $t^*=27\text{ weeks}$ 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。

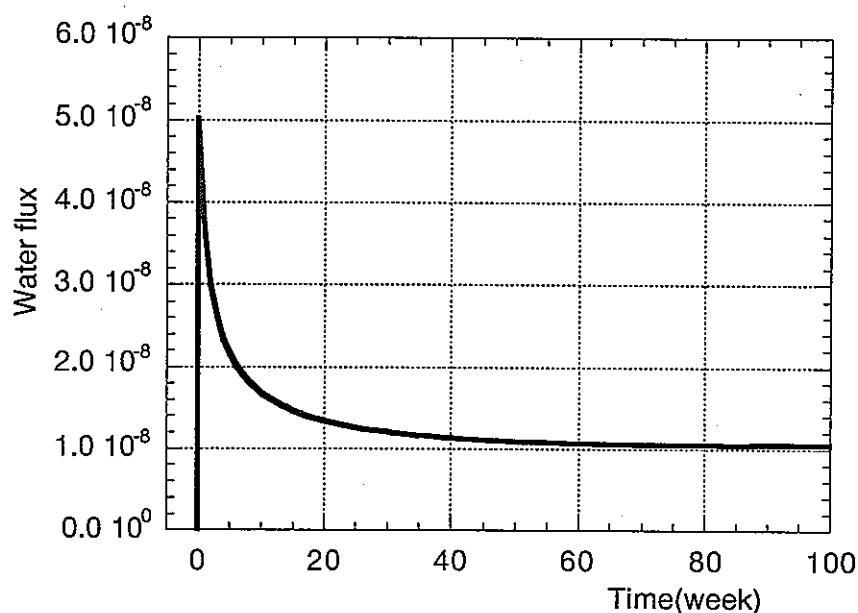


図3-9 トンネル内への流入量経時変化図

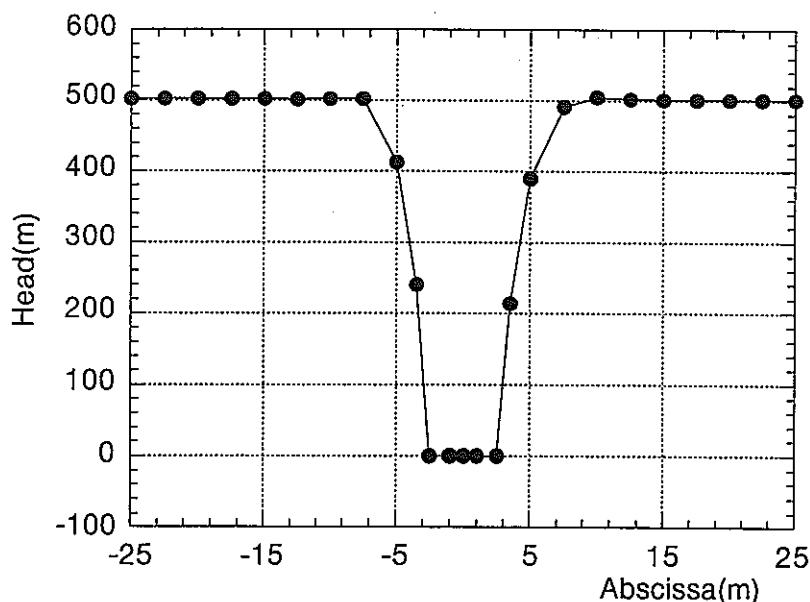


図3-10 トンネル周辺の水頭分布図

図3-11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。

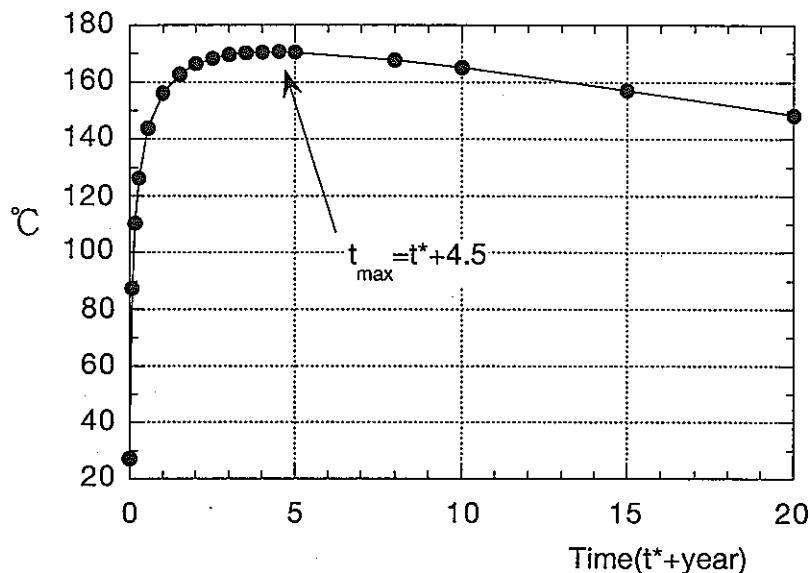


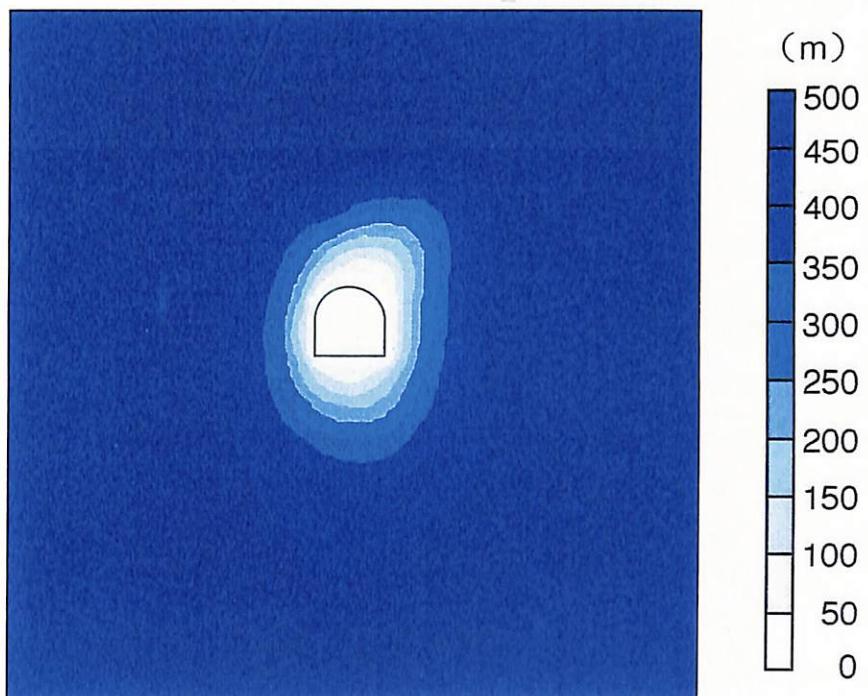
図3-11 热源中心での温度経時変化

(b) 解析結果

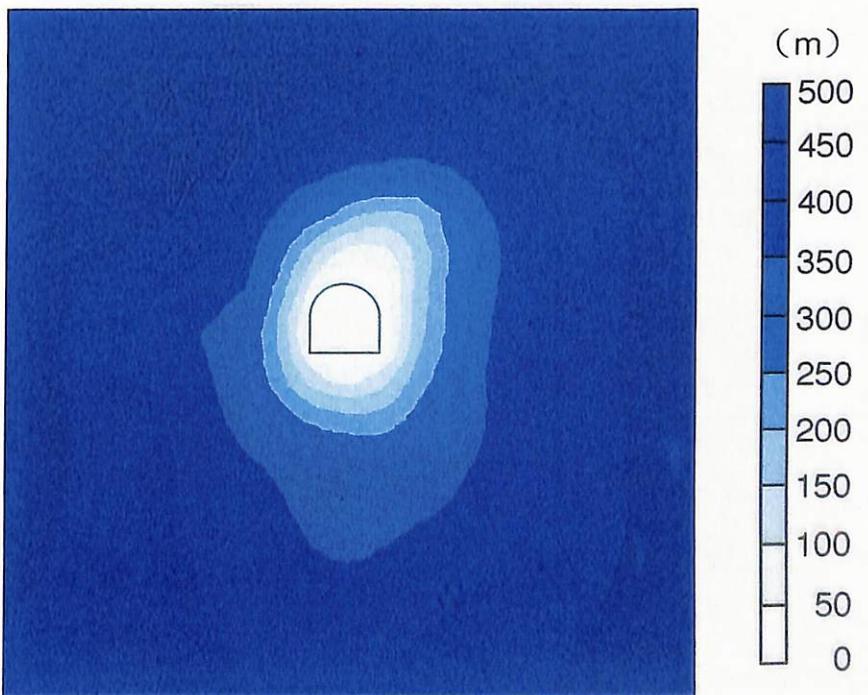
表3-3は観測線を横切る流量を示している。符号は左から右へ流れる場合と下から上へ流れの場合に正である。トンネル内への地下水の流入量は熱源が最大温度になった時点 t_{\max} で最大となっている。図3-12は水圧分布の経時変化である。非対称分布が透水係数の異方性のために生じていることが分かる。トンネル周辺の圧力は t^*+30 年まで低下し続け、その後 t^*+100 年から回復し始めている。

表3-3 観測線を横切る流量

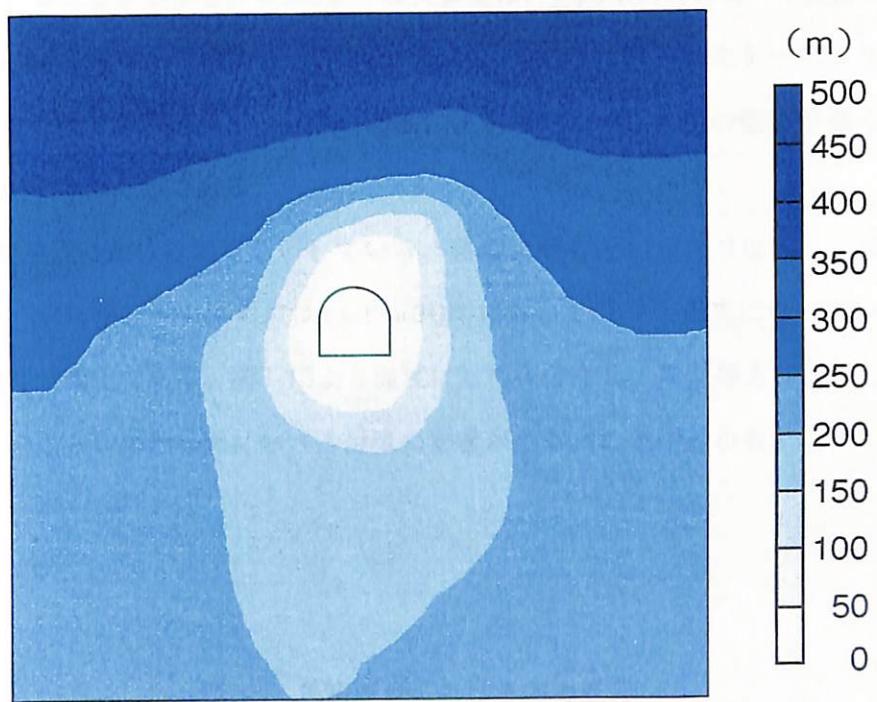
Time (year)	Monitoring segments				
	ABCD	EF	FG	GH	HE
$t=0$	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
$t=1/12$	2.30×10^{-8}	5.08×10^{-11}	-6.55×10^{-10}	2.53×10^{-11}	1.01×10^{-11}
$t=t^*$	1.22×10^{-8}	1.54×10^{-10}	-2.72×10^{-9}	-2.75×10^{-10}	1.02×10^{-10}
$t=t^*+1$	1.01×10^{-8}	1.04×10^{-9}	-2.51×10^{-9}	-1.33×10^{-9}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



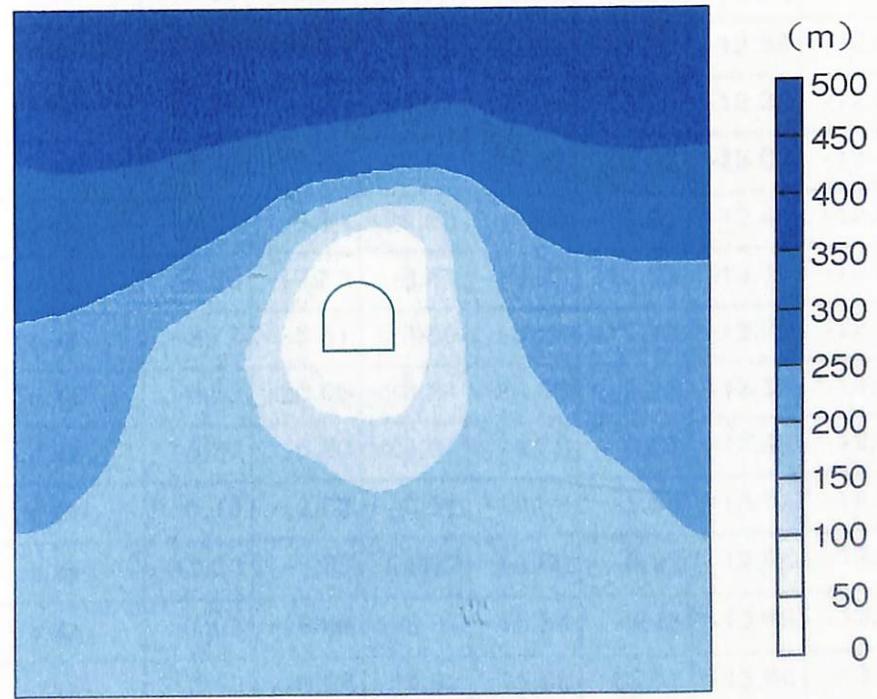
a) t^*+1 年



b) t_{\max}



c) t^*+30 年



d) t^*+100 年

図3-12 水圧分布経時変化

表3-4に各観測点での応力成分、表3-5に変位を示す。表3-4から $t=t_{\max}$ において点Aで σ_z が引っ張りになっていることがわかる。表3-5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、昨年度 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3-6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3-13は温度分布の経時変化である。図3-13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3-4 各観測点における応力成分

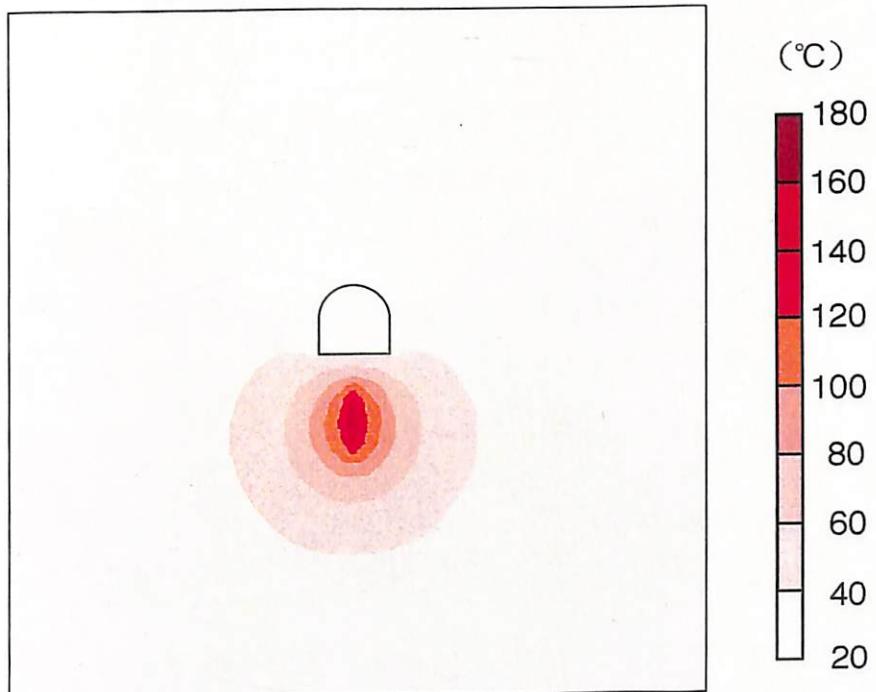
Time (year)	Stresses components (MPa)	Monitoring points							
		A	B	C	D	E	F	G	H
$t=0$	σ_{xx}	-13.11	-13.03	-12.95	-13.03	-13.29	-12.89	-12.89	-13.29
	σ_{zz}	-13.11	-13.03	-12.95	-13.03	-13.29	-12.89	-12.89	-13.29
$t=1/12$	σ_{xx}	-14.76	-4.98	-24.97	-5.09	-13.24	-12.39	-12.39	-13.22
	σ_{zz}	-3.90	-18.69	-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3-5 各観測点における変位成分

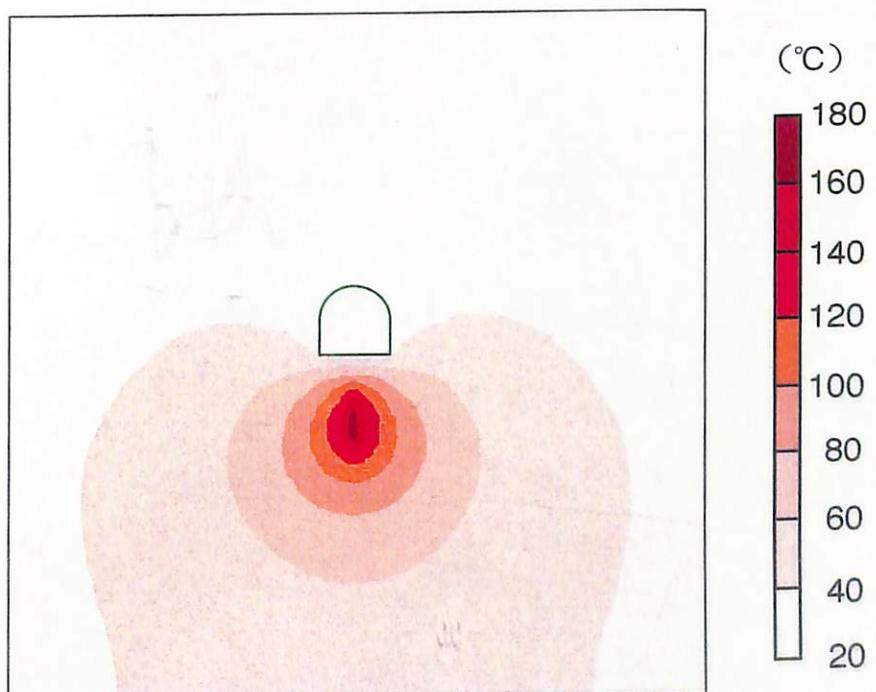
Time (year)	Displacement components (mm)	Monitoring points							
		A	B	C	D	E	F	G	H
$t=0$	U_x	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
	U_z	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
$t=1/12$	U_x	0.23	6.30	0.10	-4.81	0.85	1.57	-1.23	-0.79
	U_z	5.69	-2.21	-6.01	-2.01	0.40	-2.63	-2.35	0.25
$t=t^*$	U_x	0.23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

表3-6 各観測点における温度 (°C)

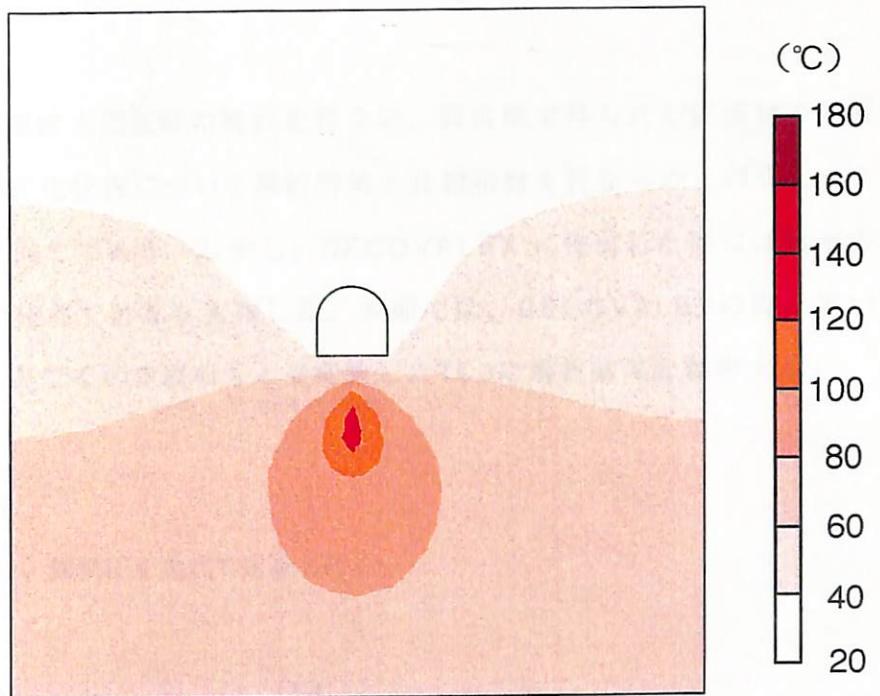
Time (year)	Monitoring points							
	A	B	C	D	E	F	G	H
$t=0$	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00
$t=1/12$	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00
$t=t^*$	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00	27.00
$t=t^*+1$	35.77	27.93	27.24	28.04	43.88	27.90	28.21	43.90
$t=t_{\max}$	37.47	28.78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



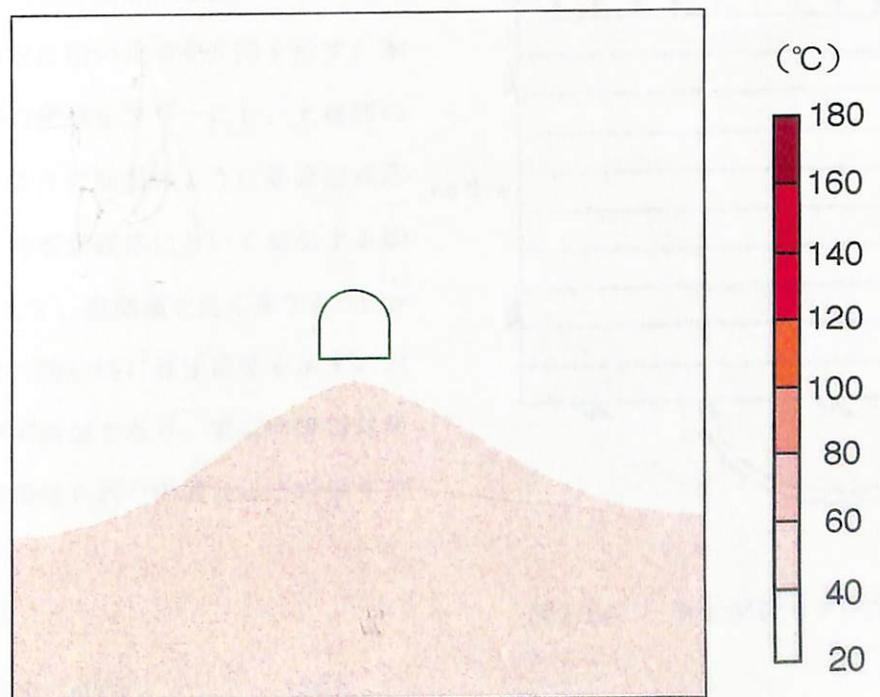
a) t^*+1 年



b) t_{\max}



c) $t^* + 30$ 年



d) $t^* + 100$ 年

図3-13 温度分布経時変化

3.1.2 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。パラメータ及び解析条件は2章と同じである。しかし、DECOVALEXに提出した際には前章の場合と異なる膨潤圧の定義で計算を実施した。本節では、DECOVALEXの際に用いていた膨潤圧の定義、及びその定義のもとで実施したTC3の解析結果を報告する。

(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。

$$\pi = \alpha \Delta \theta \quad (3-4)$$

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3-14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3-15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。

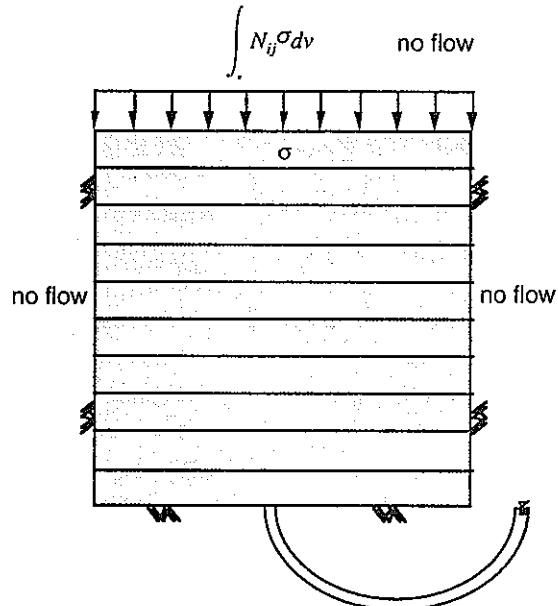


図3-14 一次元解析モデル図

$$\alpha = 17000 \text{ (gf/cm}^2\text{)} \quad (3-5)$$

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。

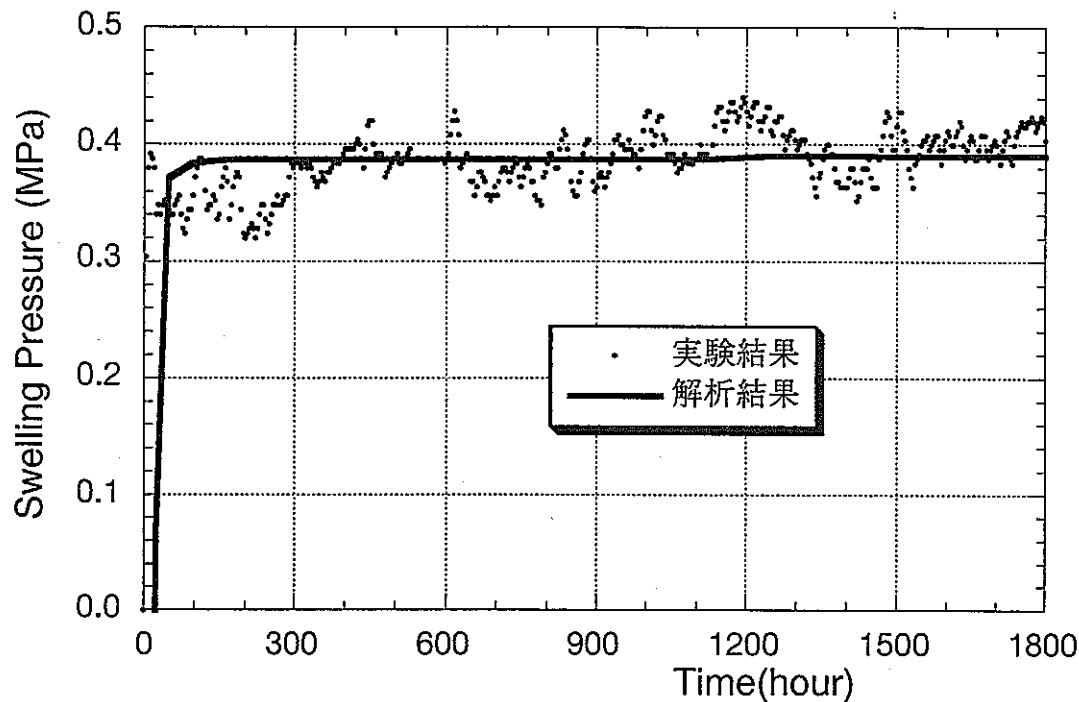


図3-15 一次元解析結果

(3) TC3の解析結果および考察

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

図3-16は緩衝材中の温度分布、図3-17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3-18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3-19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。

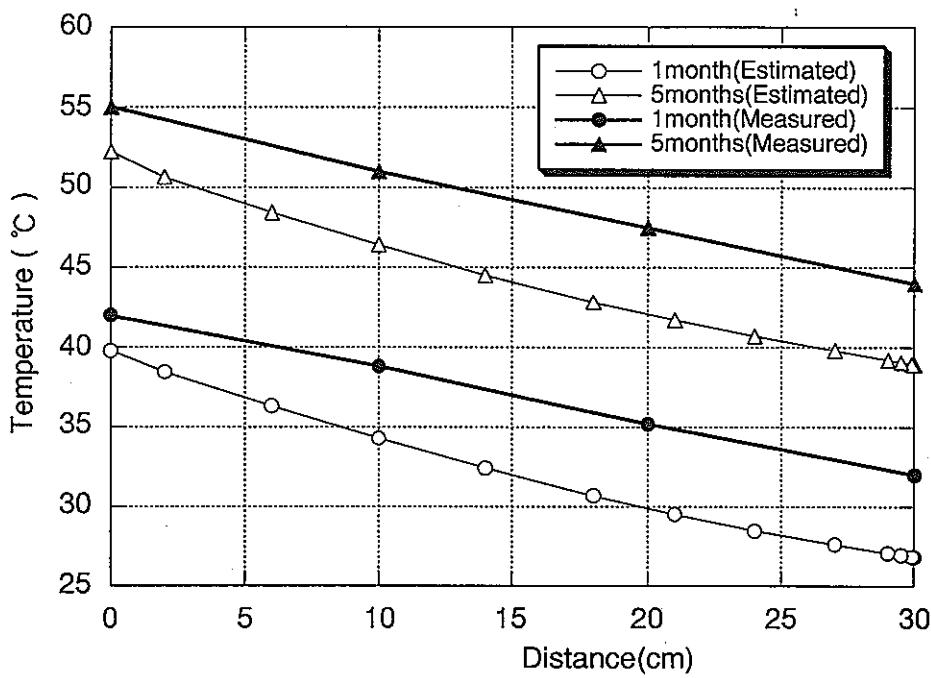


図3-16 緩衝材中の温度分布

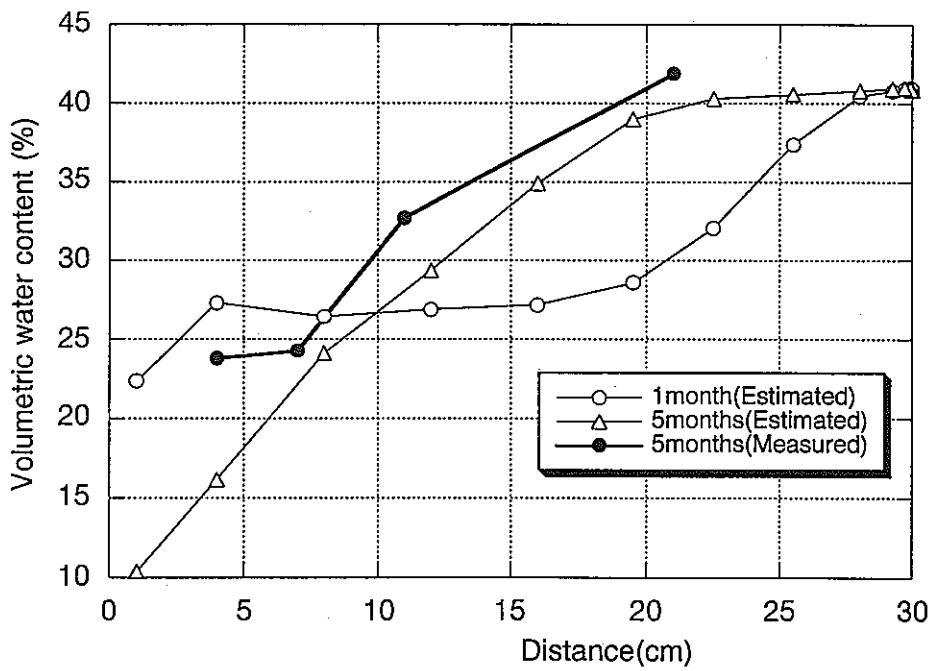
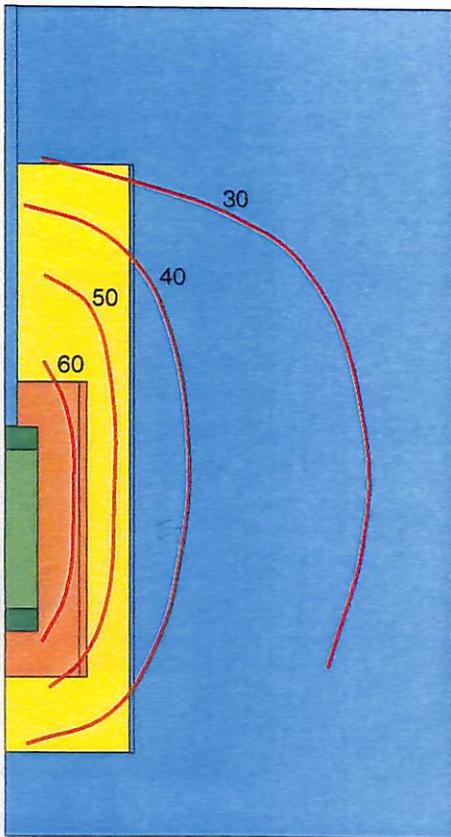
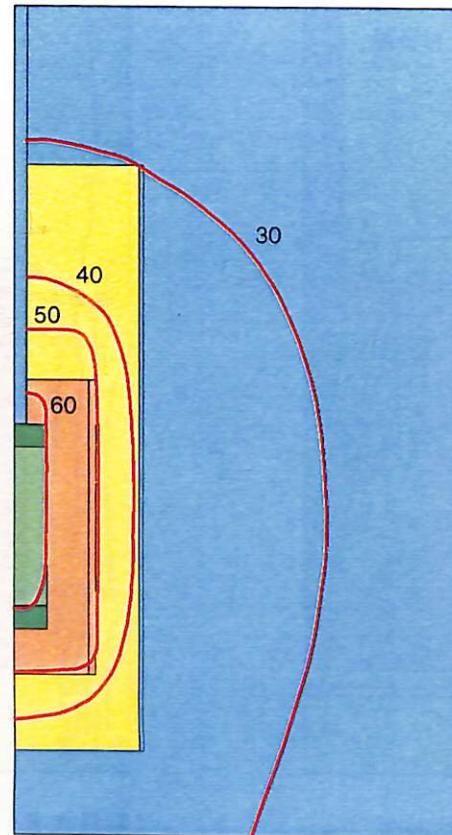


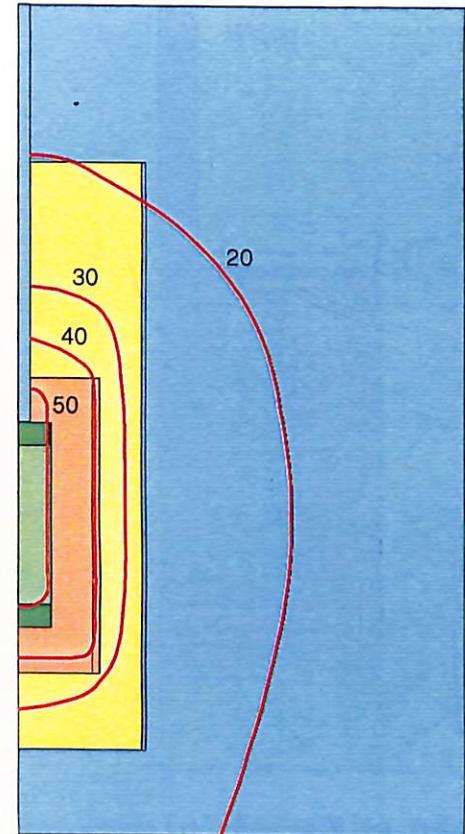
図3-17 緩衝材中の体積含水率分布



(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3-18 温度分布（℃）の実験結果と解析結果の比較

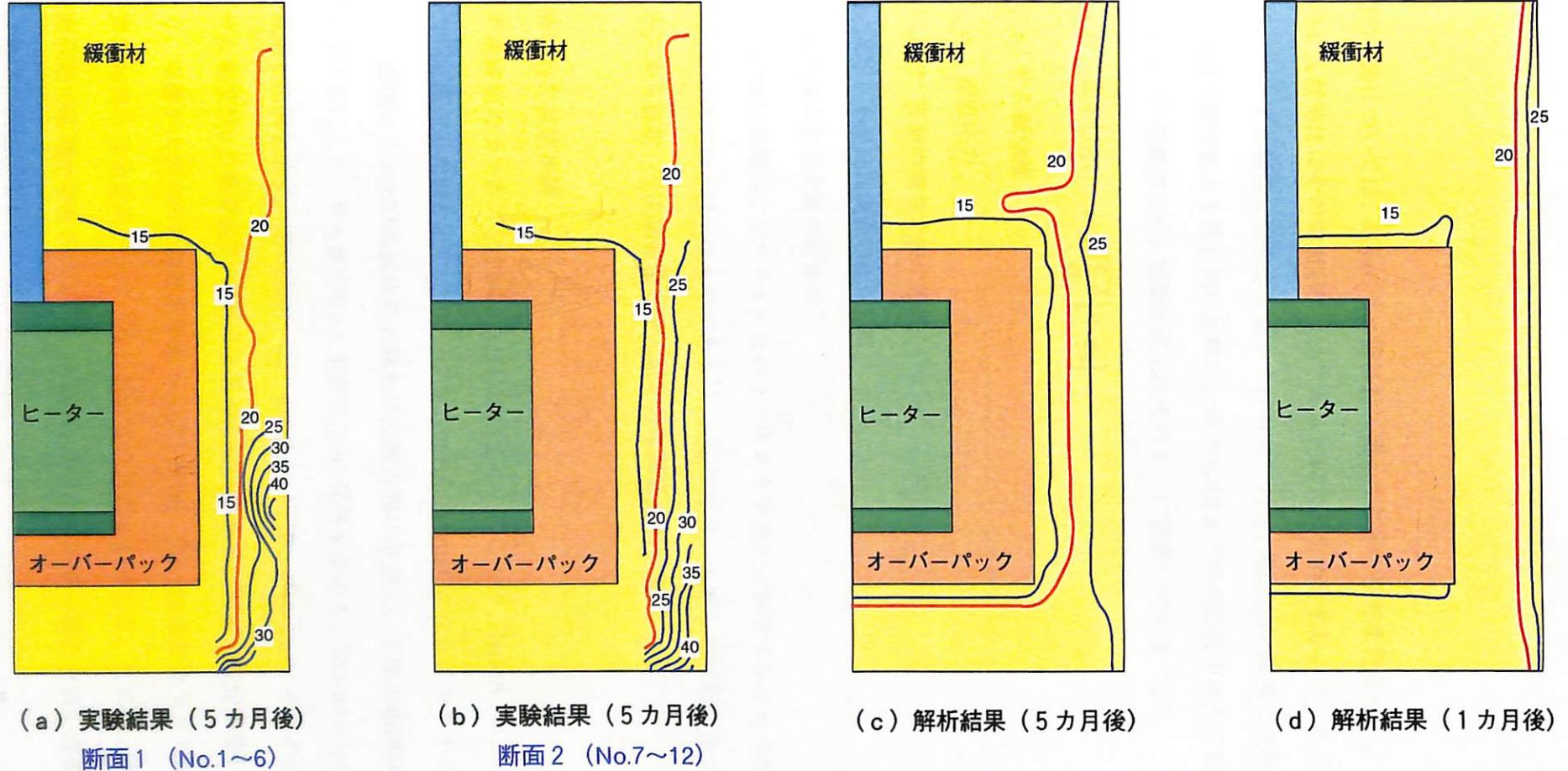


図3-19 緩衝材の鉛直断面での含水比分布(%)の実験結果と解析結果の比較

3.1.3 TC5

(1) 概要

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

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

$$\tau = \sigma_n \cdot \tan \left(JRC \cdot \log \left(\frac{JCS}{\sigma_n} \right) + \phi_b \right) \quad (3-6)$$

ここで、 τ :せん断強度

σ_n : 垂直応力

JRC: 表面の粗さを表す指標

JCS: 不連続面表面の圧縮強度

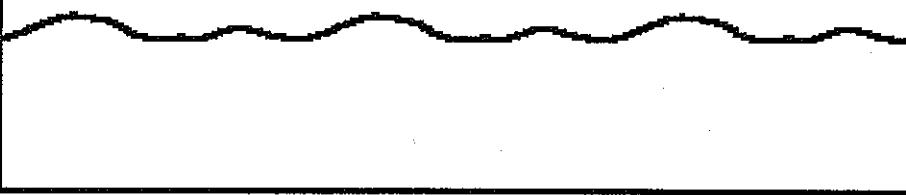
ϕ_b : 滑らかな表面の摩擦角

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

(2) せん断特性の算定手順

最初に不連続面のラフネスを図3-20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3-21にtypeAの供試体について算定した例を示す。図3-22(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3-22(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。

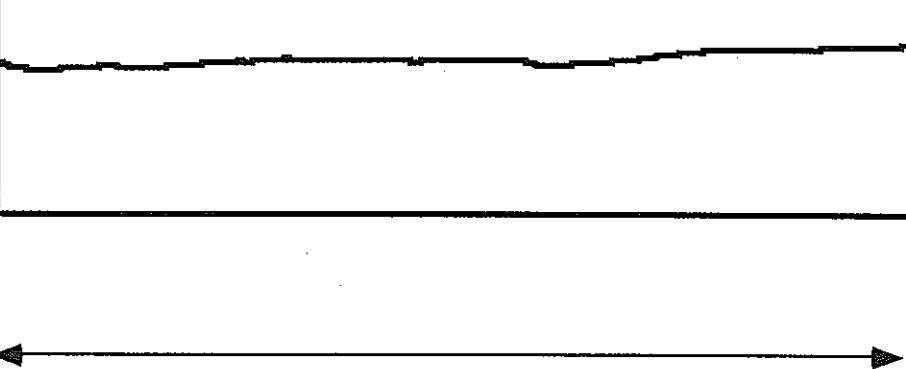
type A



type B



type C



L=120.0mm

図3-20 供試体の形状

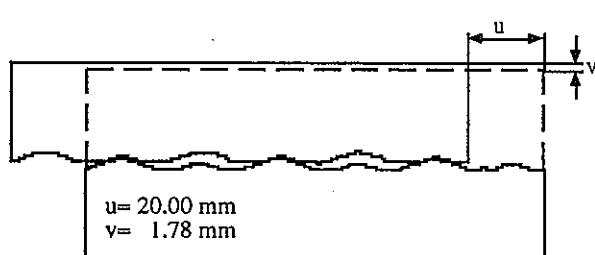
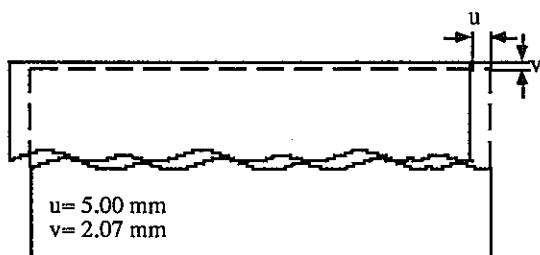
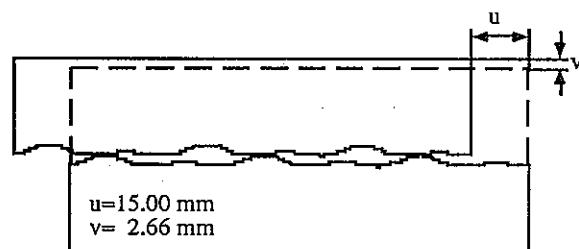
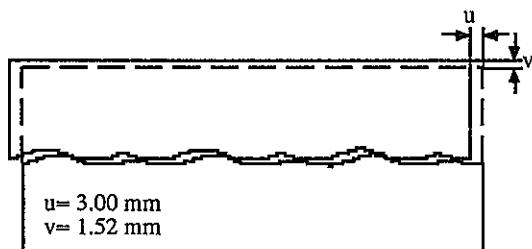
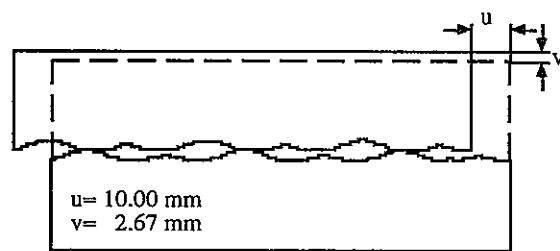
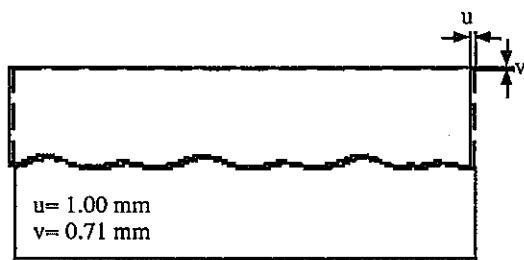
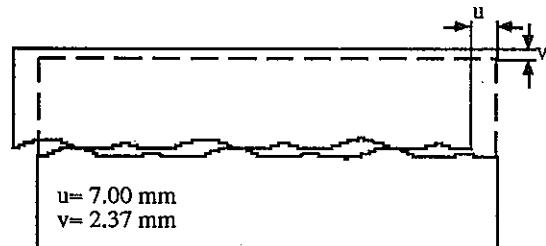
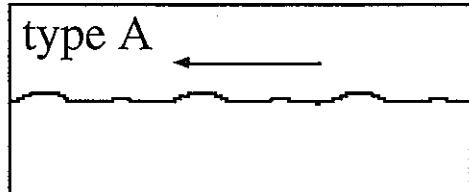
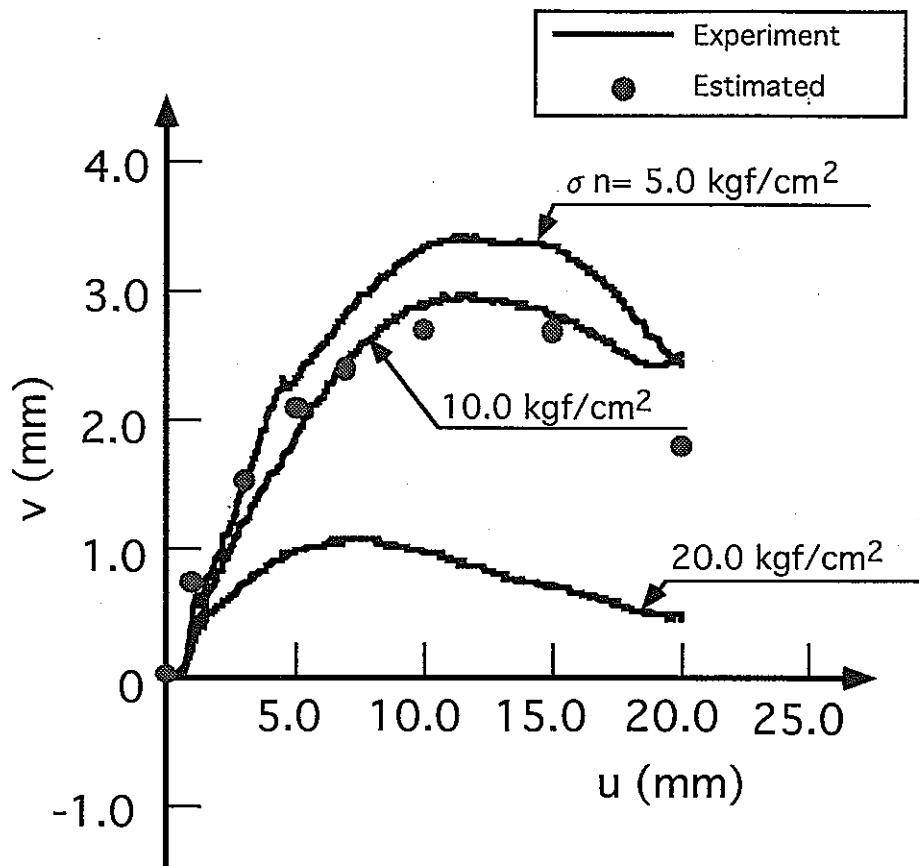
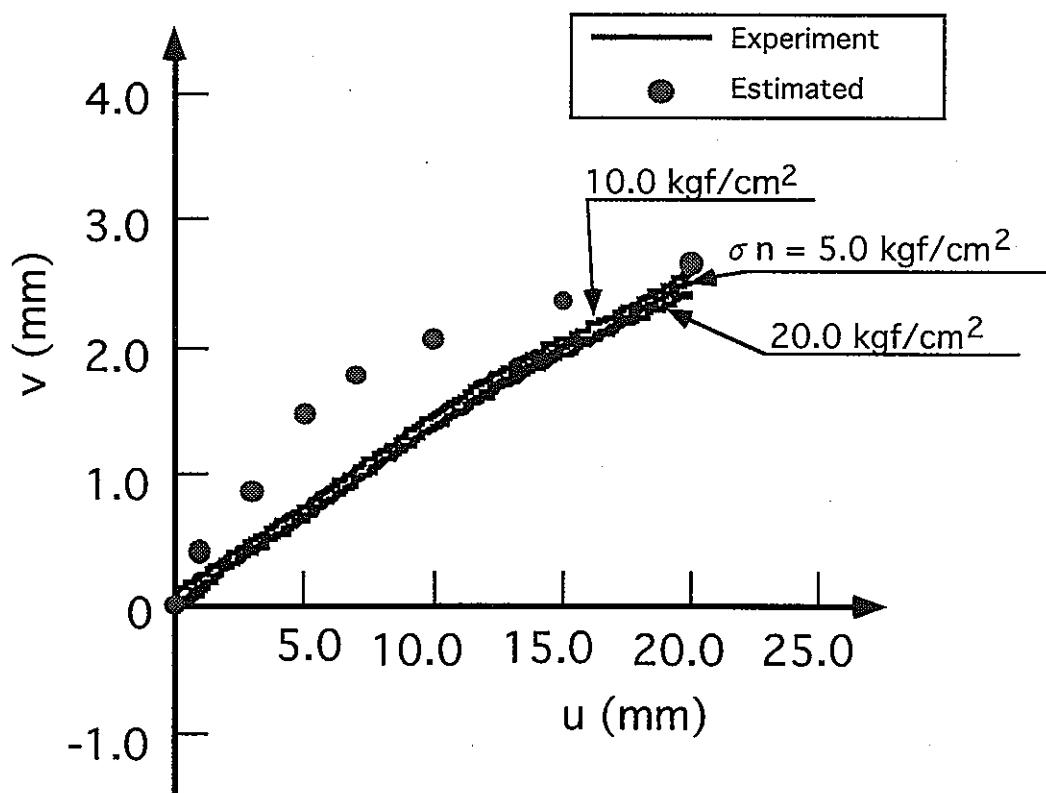


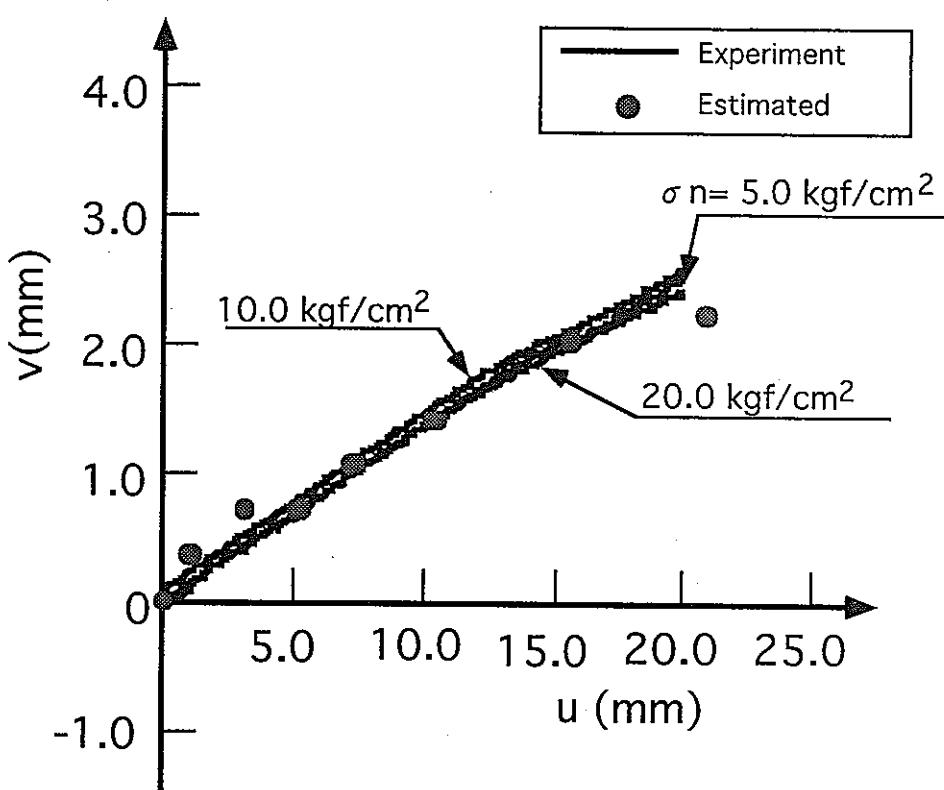
図3-21 供試体のせん断例



(a) typeA



(b) typeB



(C) typeC

図3-22 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次元的な場合のみ算定が可能である。しかし、実際の形状の分布は3次元的である。そこで、3次元的なラフネスを2次元的なラフネスに還元するのに以下に示す2ケースを考えた。ケース1はせん断方向と平行な各ラフネスについて次式に示す指標 Z_2 が最大となるラフネスについて算定した場合である。これは凸凹の差が最も大きくなる場合である。

$$Z_2 = \left(\frac{1}{L} \int_0^L \left(\frac{dv}{du} \right)^2 du \right)^{1/2} \quad (3-7)$$

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3-23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。

$$\tau = \sigma_n \cdot \tan \phi_b + \sigma_n \cdot \frac{d v}{d u} \quad (3-8)$$

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(3-8)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3-24に示す。またNRCにより行われた実験結果を図3-25、26に示す。図3-25はせん断変位と垂直変位の関係、図3-26はせん断変位とせん断応力の関係である。図3-23と図3-25、図3-24と図3-26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。

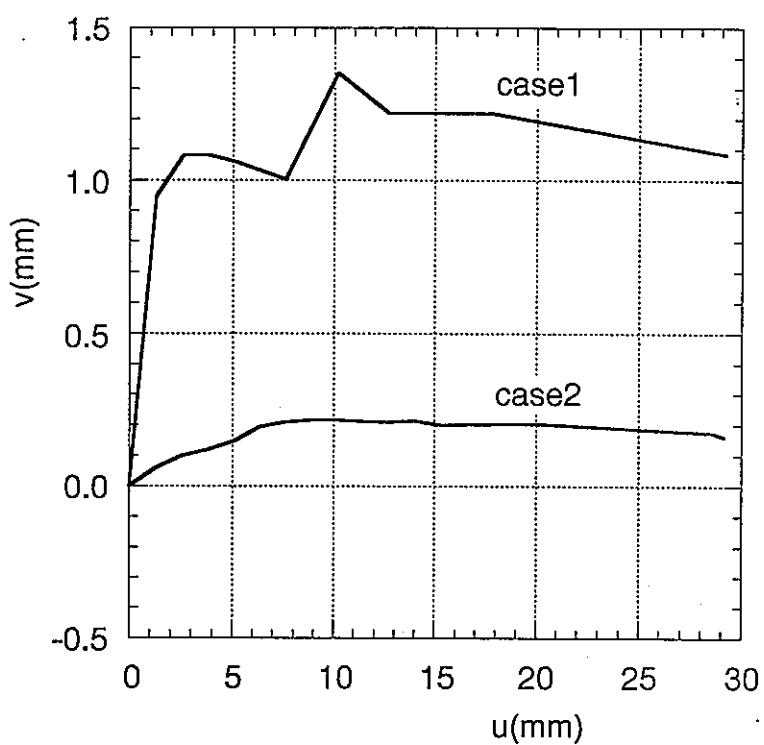


図3-23 せん断変位 u と垂直変位 v の関係（算定結果）

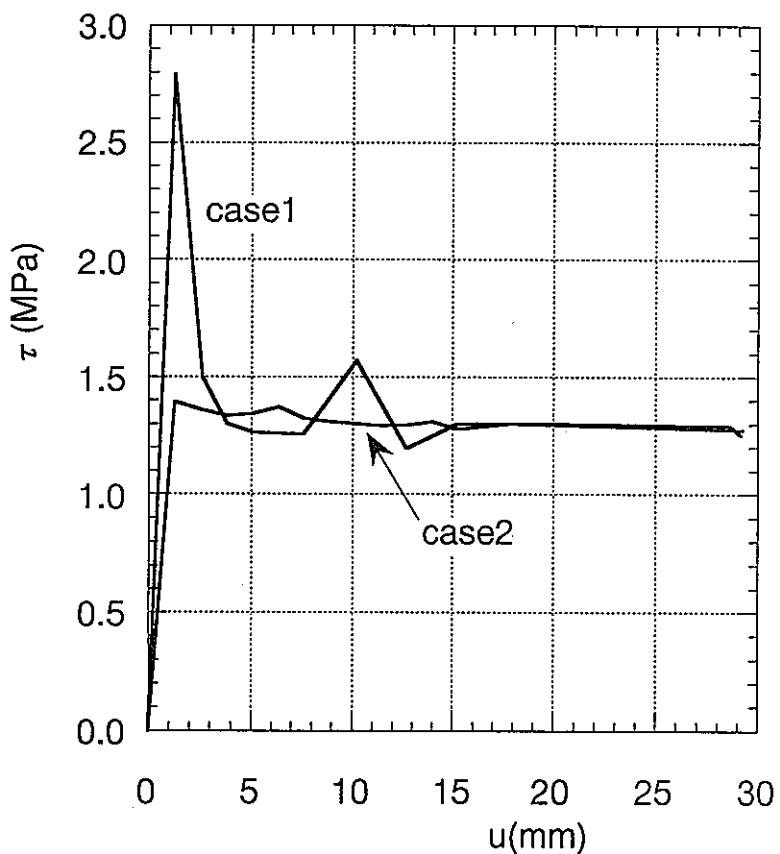


図3-24 せん断変位 u とせん断応力 τ の関係（算定結果）

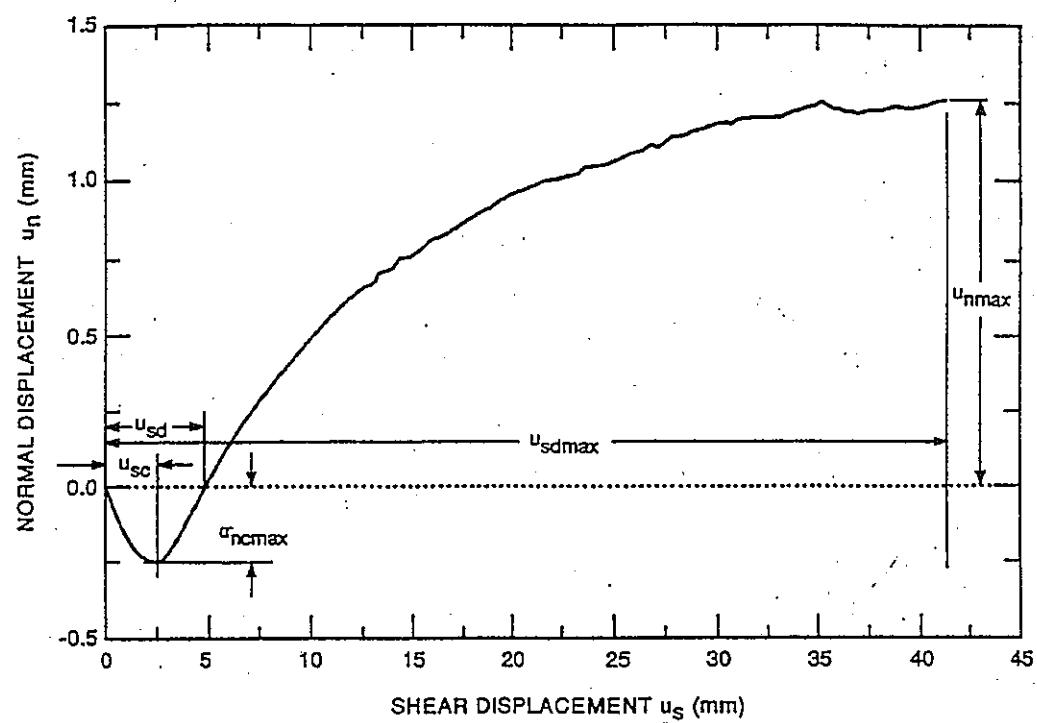


図3-25 せん断変位 u と垂直変位 v の関係（実験結果）

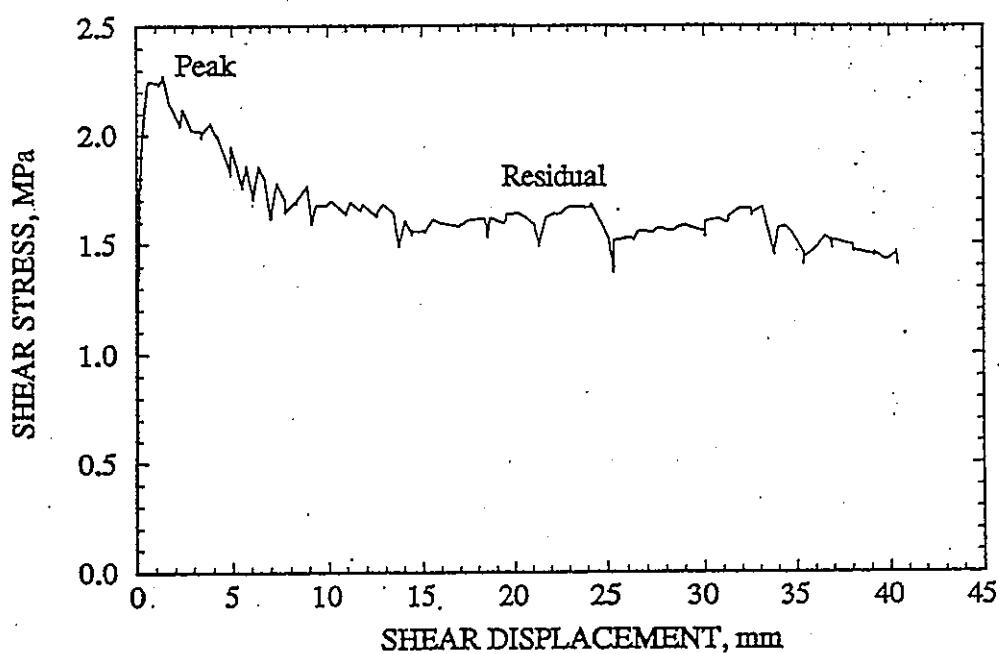


図3-26 せん断変位 u とせん断応力 τ の関係（実験結果）

3.2 COUPLE

3.2.1 概要

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

3.2.2 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⁶⁾を導入したものを用いた。

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

圧密終了時の排水量と拘束圧Pの傾きを用いて λ 、 κ を求めた。その際、日華石の軸差応力～ひずみ関係で封圧10～20MPaの間で軟化特性から硬化特性に変わることから、この間に圧密降伏応力があるものと推定し、 λ と κ の推定に当たっては拘束圧10MPa以下のデータで κ をそれ以上のデータで λ を求めた。結果を図3-27に示す。また、 k の値の妥当性を検証するために次の方法でも、 κ を求めた。一軸圧縮試験及び三軸圧縮試験の軸変位制御、周変位制御試験結果から求められた10MPa以下の異なる拘束圧下でのヤング率とポアソン比を用いて、 $P=(\sigma_1+2\sigma_3)$ 、 $K=E/3(1-2\nu)$ 、 $K=(1+\epsilon)P/\kappa$ の関係から κ を求めた。ここで、間隙比 e は初期の状態から変化しないものと仮定した。以上の結果をまとめると表3-7の様になる。排水量から求めた λ と κ の値は通常の粘性土の値と比べてもさほど大きな差はないが、弾性定数から推定した κ はかなり大きな値となっている。これは三軸試験や一軸試験から求めたヤング率とポアソ

ン比は供試体の状況を考慮せずに単に軸ひずみと軸応力から求めたために、そこには塑性変形の分も含まれているためと思われる。そこで今回は、圧密試験結果から得られた λ 、 κ の値を用いることにした。

圧密降伏応力 p_c については降伏が開始する圧力の近傍で10MPaと仮定した。 M 、 $\Gamma-1$ については $M=6\sin\phi/(3-\sin\phi)$ 、 $\Gamma-1=e+\lambda \ln p_c$ に $f=33^\circ$ 、 $e=0.67$ 、 $\lambda=1.37$ 、 $p_c=1.02 \times 10^8$ g/cm²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3-8に示す。

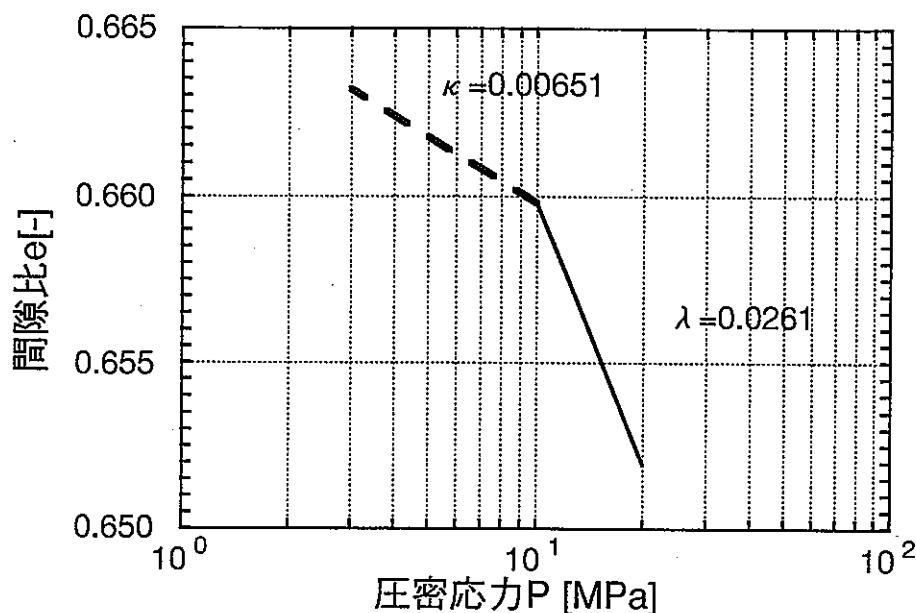


図3-27 圧密圧力と排水量の関係

表3-7 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3-8 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	$2.31 \times 10^7 \text{ g/cm}^2$
空隙率 e	0.67
内部摩擦角 ϕ	33°
M	1.33
$\Gamma-1$	16.47
λ	1.37
κ	0.33
p_c	$1.02 \times 10^8 \text{ g/cm}^2$

(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3-28に示す。境界条件は図に示す通りで、温度固定境界では固定温度を20°Cに、水位固定境界では水位を75cmとした。また、載荷荷重は2MPaの等方荷重を設定した。

掘削前の解析結果を図3-29に示す。同図はヤング率を表3-8に示した値を用いたもの、5倍にしたもの、10倍にしたものと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3-30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φ36mmの孔を穿孔し、その孔径変化量を応力に換算したものである。同図によると、実測値は計算値よりもかなり小さくなっている。応力のその換算式は等方に応力が作用している無限領域内に穴がある場合の理論解であり、孔経の変化を妨げる力は考慮されていない。一方、計算では計測孔は考慮せずに岩体のひずみから算出している。従って、対象としている現象が全く異なつており、簡単に比較することは難しい。

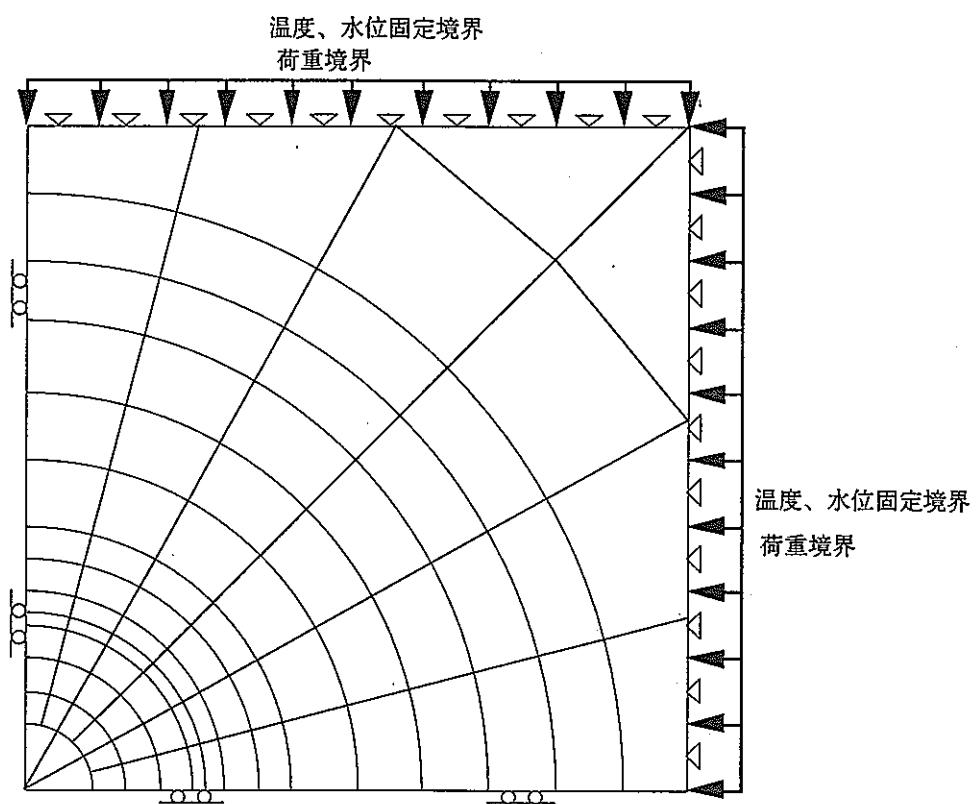


図3-28 掘削前のメッシュ図と境界条件

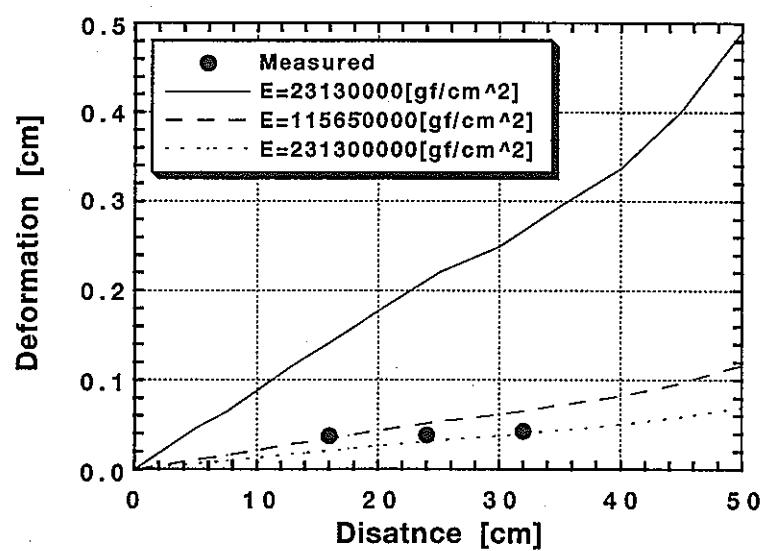


図3-29 変位の比較図

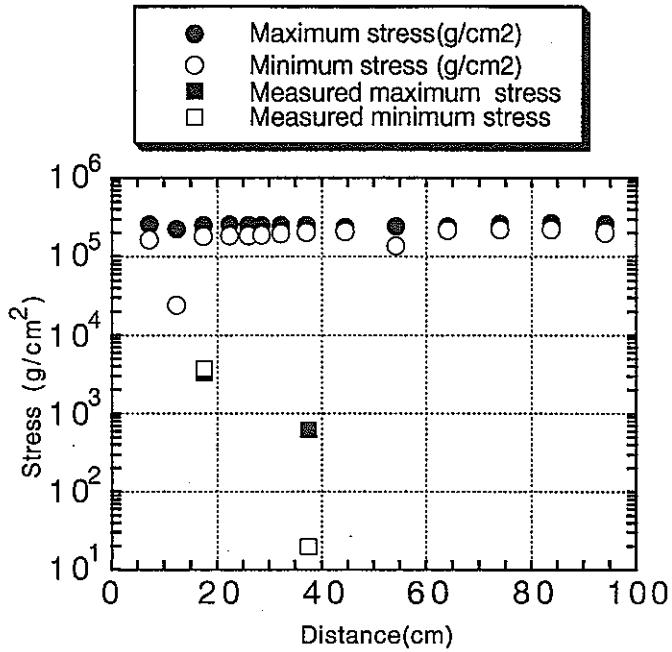


図3-30 応力分布の比較図

図3-31～33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3-31は載荷荷重が $70\text{kgf}/\text{cm}^2$ と $20\text{kgf}/\text{cm}^2$ の場合である。図から分かるとおり、模擬処分孔周辺と $70\text{kgf}/\text{cm}^2$ を載荷した軸方向に塑性域が発生している。図3-32は載荷荷重が $70\text{kgf}/\text{cm}^2$ と $70\text{kgf}/\text{cm}^2$ の場合である。この結果では、模擬処分孔周辺部のみに塑性域が発生している。図3-33は載荷荷重が $150\text{kgf}/\text{cm}^2$ と $20\text{kgf}/\text{cm}^2$ の場合である。この結果では、ほぼ全体に塑性域が発生している。

以上から、2方向で異なる大きさの荷重をかけると、載荷荷重の大きい軸方向に塑性域が発生し、2方向で同じ大きさの荷重をかけると、模擬処分孔周辺の中心線を中心に軸対象に、かつ模擬処分孔周辺のみ塑性域が発生することが分かった。また、COUPLEの試験計画で載荷荷重は最大 $60\text{kgf}/\text{cm}^2$ であることから、それより $10\text{kgf}/\text{cm}^2$ 大きい荷重をかけるだけで模擬処分孔周辺に塑性域が発生することが分かった。試験では塑性域の評価を簡便なものにするために塑性域が処分孔の中心線に関して軸対象に発生することが望ましい。さらに、2方向で異なる大きさの荷重をかけた場合と、同じ大きさの荷重をかけた場合を比べて最大荷重が同じ場合、前者の方が発生する塑性域は広い。したがって図3-33の結果とあわせて考えると、COUPLEの最大載荷能力でも試験岩体が破壊しないことが分かった。

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

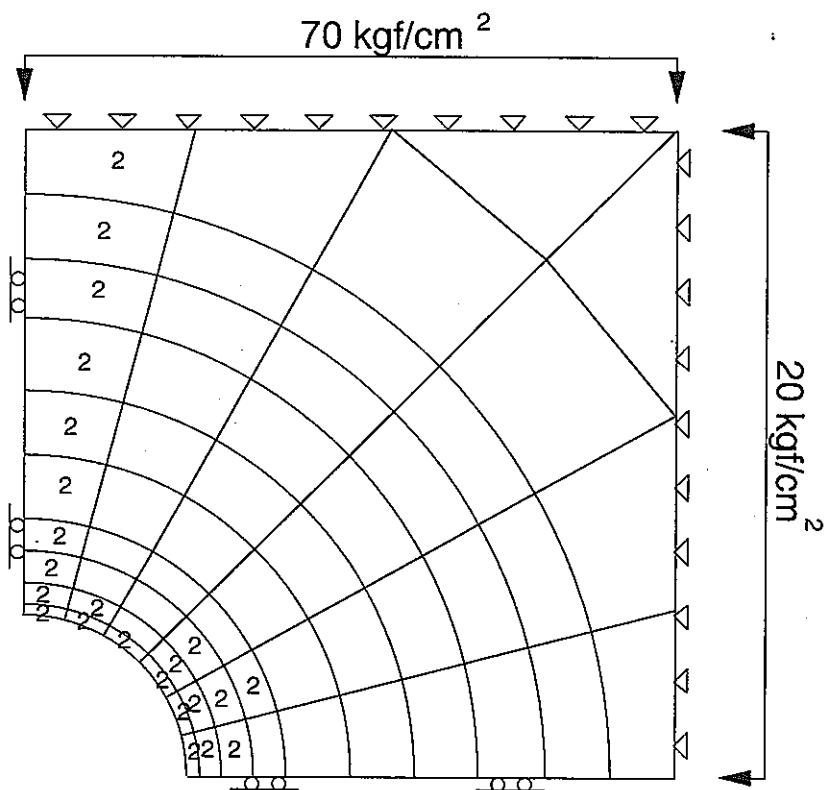


図3-31 載荷荷重が $70\text{kgf}/\text{cm}^2$ と $20\text{kgf}/\text{cm}^2$ の場合

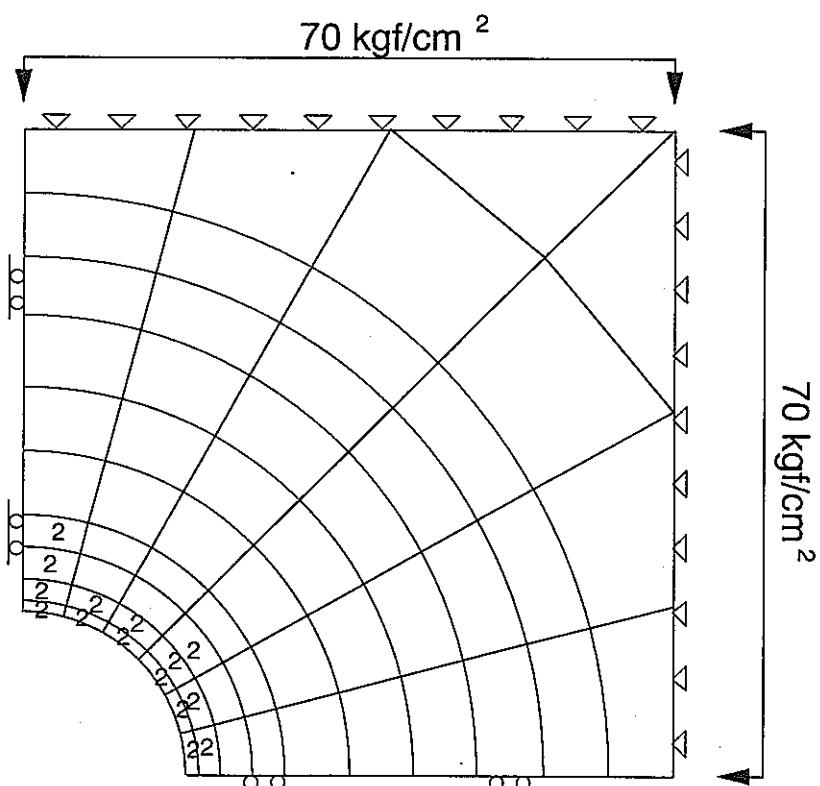


図3-32 載荷荷重が $70\text{kgf}/\text{cm}^2$ と $70\text{kgf}/\text{cm}^2$ の場合

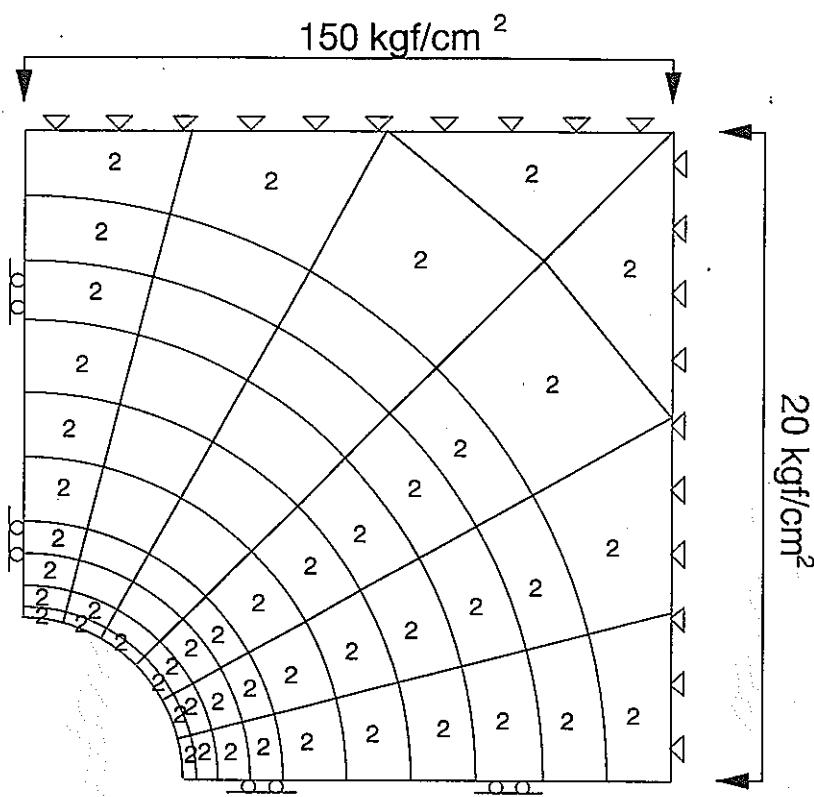


図3-33 載荷荷重が $150\text{kgf}/\text{cm}^2$ と $20\text{kgf}/\text{cm}^2$ の場合

3.2.3 試験の概要

(1) 試験装置

COUPLEの試験設備の縦断面図を図3-34に示す。又、設備の水平断面図を図3-35に示す。図の様に、たて3.2m、横3.2m、高さ1.56m、厚さ0.5mの鉄枠を地中に埋設し、載荷時の反力枠として用いる。その反力枠に一方向6本ずつ、水平2方向、合計12本の油圧ジャッキを取り付け、たて1m、横1m、高さ1.47mの試験岩体を図に示す位置に設置し、加圧板を介在させて載荷する。最大載荷荷重は一方向あたり2250ton(約15.3[MPa])である。載荷時に載荷板と岩体の間にはフラットジャッキを介在させ、載荷荷重が均一に岩体にかかるようにした。

岩体の周囲の温度を一定に制御するため、載荷板の外側を水槽とし、循環装置を用いて恒温水を循環させた。循環水は、室温から50°Cまで制御可能である。また、水槽によって、試験岩体への水の供給も全面から行なえるようにした。

試験中に測定する項目と計測機器を表3-9にまとめた。応力は、試験岩体に観測孔を掘削し(直径36mm)、内側に、差動トランス(変位計)を3つ、水平3方向の孔径変位が測定できるように設置した。水平3方向の孔径変位と弾性係数からその地点における応力を算出した。変位は試験岩体の水平方向の変

位を測定した。測定方法は、試験岩体に水平方向の観測孔を掘削し、内側に固定点を設け、固定点間の変位を測定した。AEと弾性波の計測データはPersonalComputerに集積し、変位、温度の測定データはWorkStationに集積した。

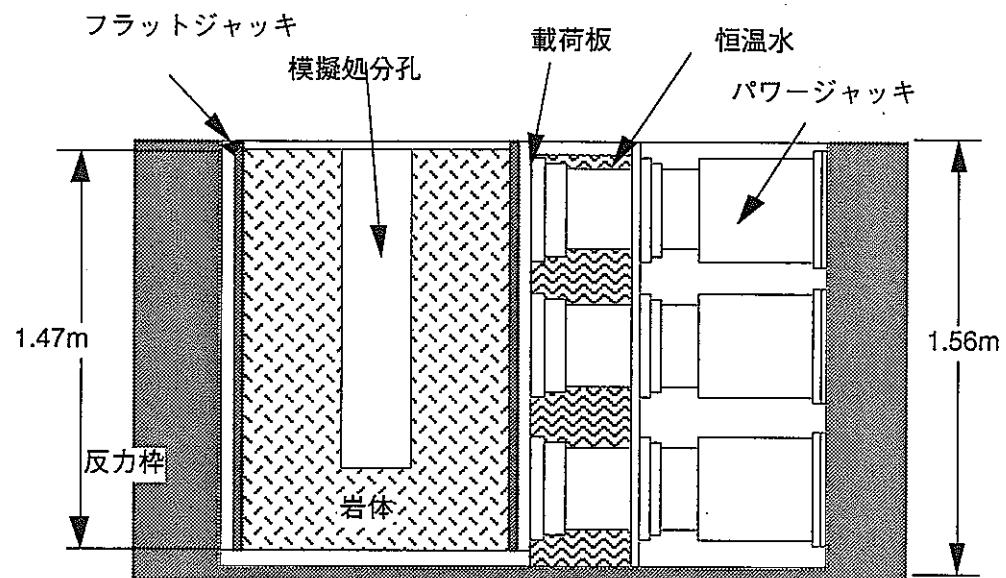


図3-34 COUPLEの縦断面図

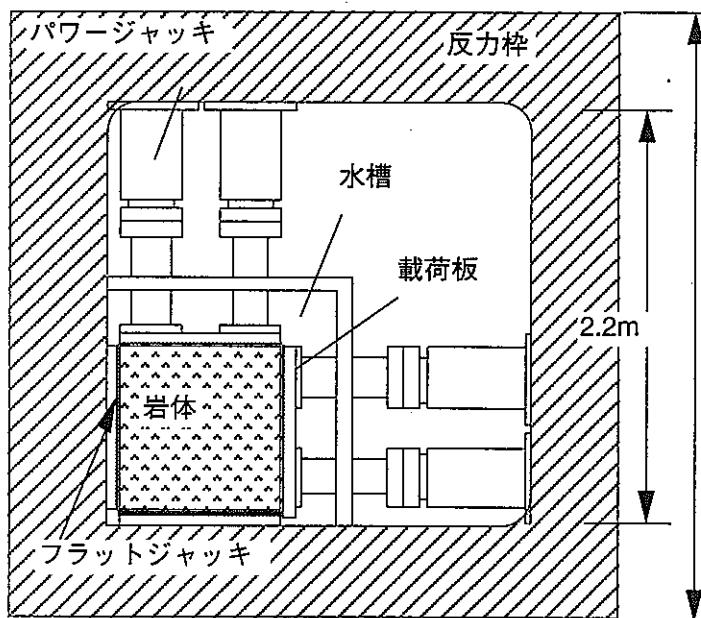


図3-35 COUPLEの水平断面図

表3-9 測定項目と計測機器

測定項目	計測機器
応力	差動トランス型孔径変位計
変位	差動トランス型変位計
温度	シーズT型熱電対
間隙水圧	ひずみゲージ式圧力センサ
弾性波	圧電型セラミック振動子
AE	圧電型セラミック振動子

(2) 機能試験

機能試験においては、健全な実岩体の内部状況を把握し、掘削前の初期状態を捉るために異なる荷重条件で載荷試験を実施した。

まず、試験岩体をCOUPLEに設置後、水槽部分に水を張り、恒温水循環装置により、試験岩体の温度境界を25℃一定に保った。次に、試験岩体に埋設した間隙水圧計を用いて試験岩体の飽和を確認し、熱電対によって岩体内部の温度分布を確認後、表3-10の載荷荷重条件(応力の境界条件)にしたがって試験を実施した。載荷荷重方向は図3-36、表3-10に示すようにPxとPyを組み合わせた6条件とした。

(3) 模擬処分孔掘削

機能試験終了後、実岩体中央に直径25cmの模擬処分孔を掘削した。掘削は岩体をCOUPLEに設置したまま、水槽の水を抜き、載荷荷重を $P_x=P_y=0$ [MPa]として実施した。掘削終了後、水槽に水を入れ、恒温水循環装置によって水温を一定(25℃)に保ちながら、岩体を飽和させた。飽和させる過程においても、熱電対、間隙水圧計を用いて、温度、水圧分布を測定した。

表3-10 載荷荷重条件

載荷荷重 [MPa]		Px		
		2	4	6
Py	2	Case 1	Case 2	Case 4
	4	-	Case 3	Case 5
	6	-	-	Case 6

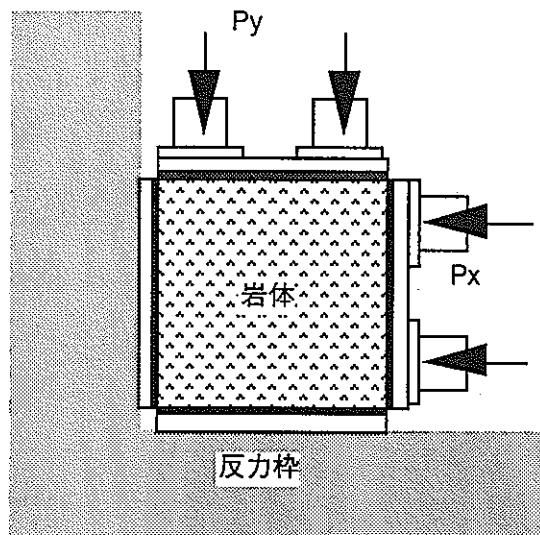


図3-36 載荷方向

(4) 挖削載荷試験(ゆるみ域の特性の変化の観察)

模擬処分孔掘削後、湛水して飽和させ温度境界を一定(25℃)に保ち、その状態下で、載荷を行ない、模擬処分孔周辺に発生しうるゆるみ域を観察し、そのゆるみ域が岩体の水理特性や物理特性に与える影響を観察した。測定項目は応力、変位、温度、弾性波速度、AEカウントである。

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軸に関して対称に発生することが望ましいので、表3-11に示す載荷荷重条件を設定した。

表3-11 載荷荷重条件

試験ケース	1	2	3	4	5	6	7	8
載荷荷重	$P_x = P_y =$							
[MPa]	3	4	5	6	7	8	9	15

3.2.4 試験結果と考察

(1) 機能試験

機能試験の結果のうち、弾性波トモグラフィーを図3-37に示す。図3-37は載荷荷重 $P_x = P_y = 6$ [MPa]

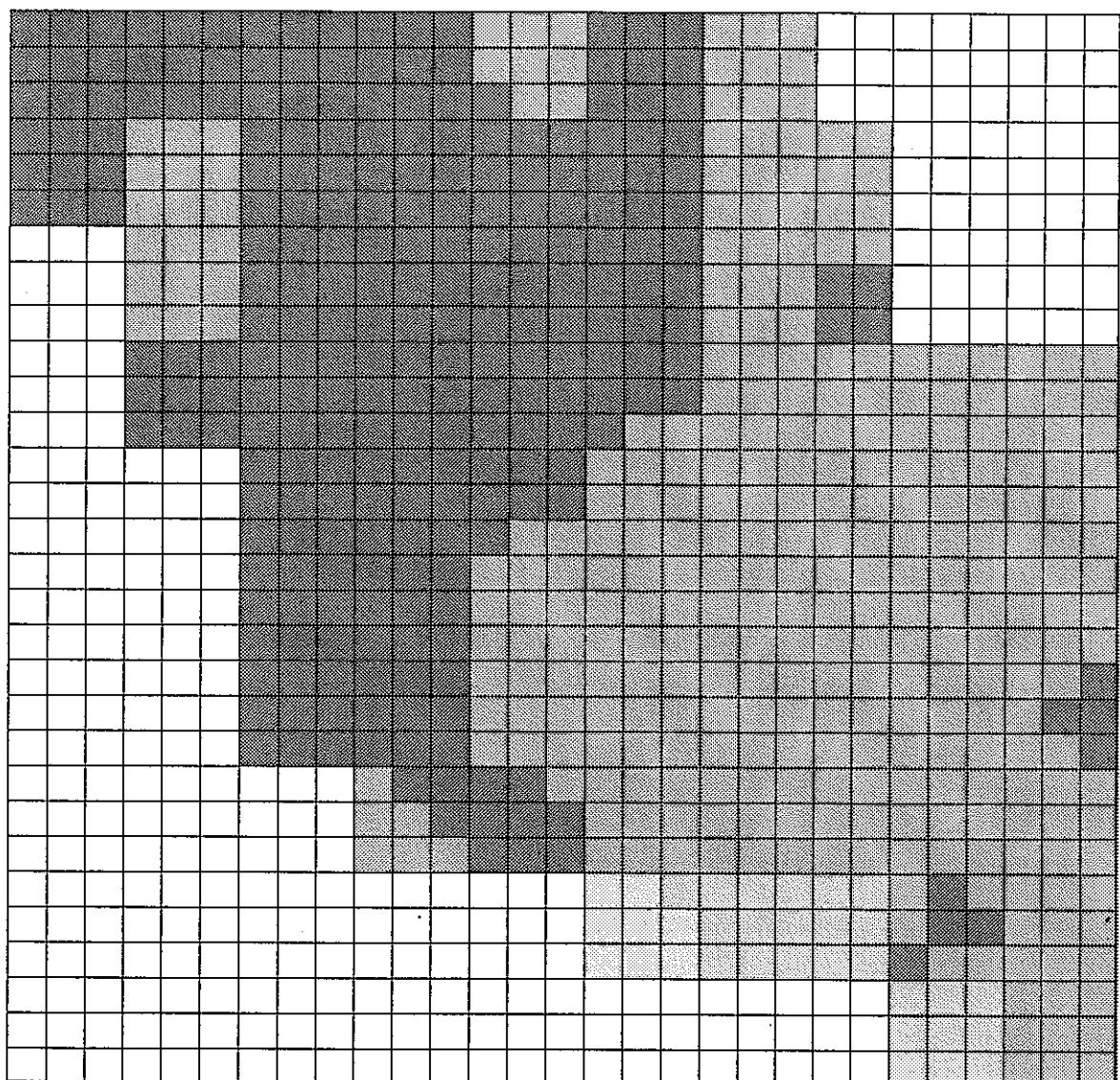
(Case6) 時の弾性波トモグラフィーである。荷重状態が $P_x = P_y = 6$ [MPa]の状態までは、載荷荷重が等方、異方の如何にかかわらず試験岩体は弾性挙動を示したと考えられ、載荷荷重の増大に伴い、若干弾性波速度が上昇した。これは、載荷に伴って岩体の密度が高まった為と考えられる。AE測定においてはほとんどAEは発生しなかったことから載荷に伴う破壊も生じなかったと考えられる。

(2) 挖削載荷試験

掘削載荷試験のうち、弾性波トモグラフィーとAE測定結果を示す。図3-38は載荷荷重 $P_x = P_y = 9$ [MPa](Case7)時の弾性波トモグラフィーで、図3-39は同じ状態でのAEの発生分布図である。図3-38より、模擬処分孔周辺で、著しく弾性波速度が低下したところがみられる。また、図3-39においても、ほぼ同位置で、AEの発生が見られる。この段階では、破壊や亀裂の進展は観察されなかったが、載荷荷重を $P_x = P_y = 13$ [MPa]まで上昇させた時点で、図3-38、図3-39とほぼ同位置の地点で破壊が観察された。これは、応力の観測用の孔と模擬処分孔の間で発生した破壊で、載荷条件が等方であったにもかかわらず、応力が集中し破壊が発生したものと考えられる。AE測定、あるいは弾性波トモグラフィーそれぞれ単独のデータからは破壊の発生を評価することは難しいが、AE測定と弾性波トモグラフィーを総合的に検討すると、破壊の発生する位置を可視前の段階で、定性的に予測できたこととなる。

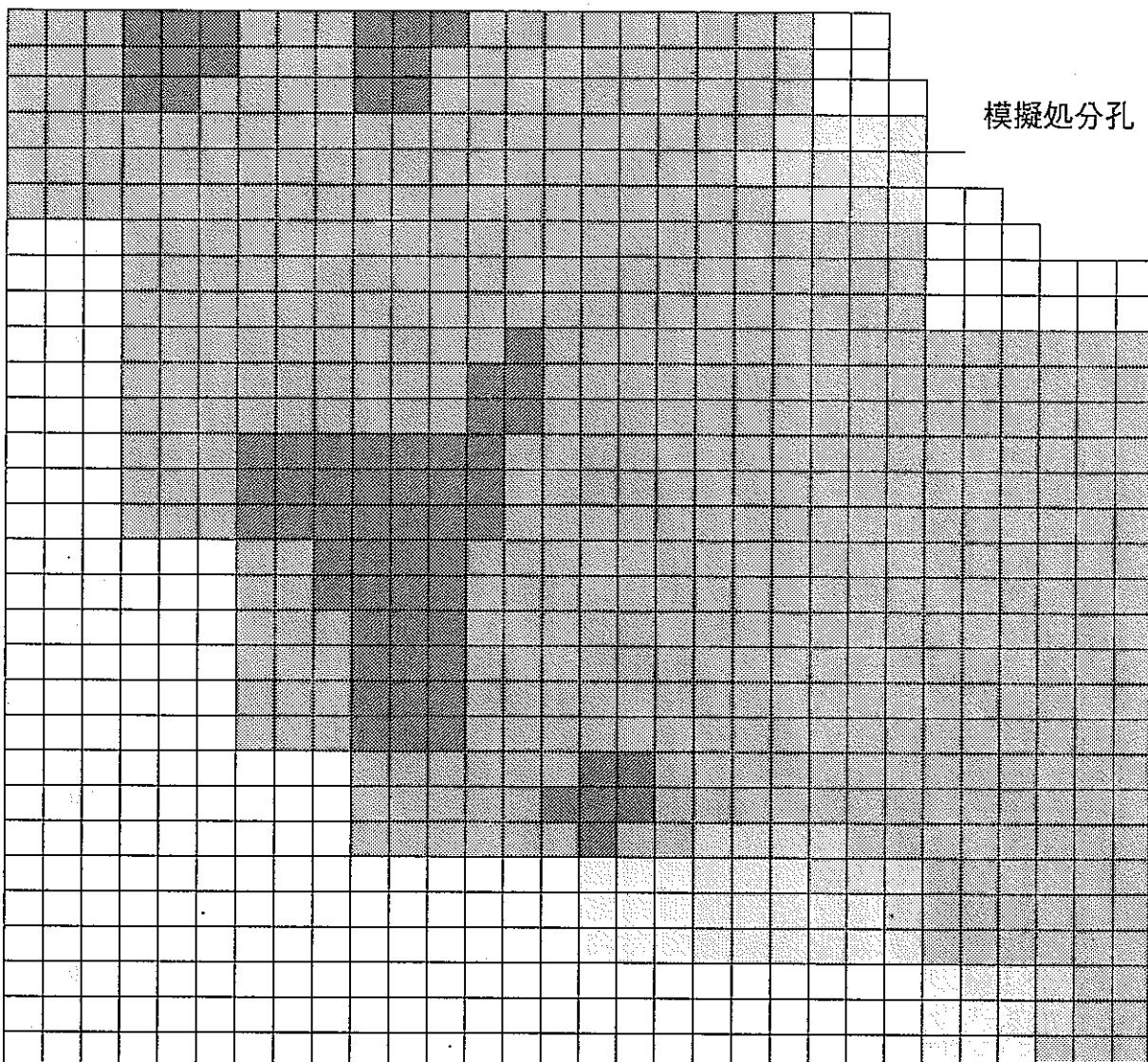
3.2.5 まとめ

機能試験においては、COUPLEの設備の性能を確認し、試験岩体の初期状態が確認できた。掘削載荷試験において、模擬処分孔周辺に均一なゆるみ域は発生せず、また観測できなかった。解析においては、孔径変位を応力に変換する際に弾性係数が問題となり、岩の圧密特性が把握されていなかったため、ゆるみ域の計算が表現できなかった。これらの解析結果は十分な基本物性に基づいたものではなく、塑性域の発生領域の分布や破壊の発生の有無などはあくまで定性的な推察に過ぎない。今後、カムクレイモデルを用いて塑性域の発生や破壊の発生を推察するには対象試験岩体の圧密特性を十分に把握する必要性がある。以上を鑑みて、今後は岩の弾性係数の再確認、圧密特性データの取得などを実施し充分把握したのち、緩衝材とヒーターを用いた連成試験を今後実施する必要がある。



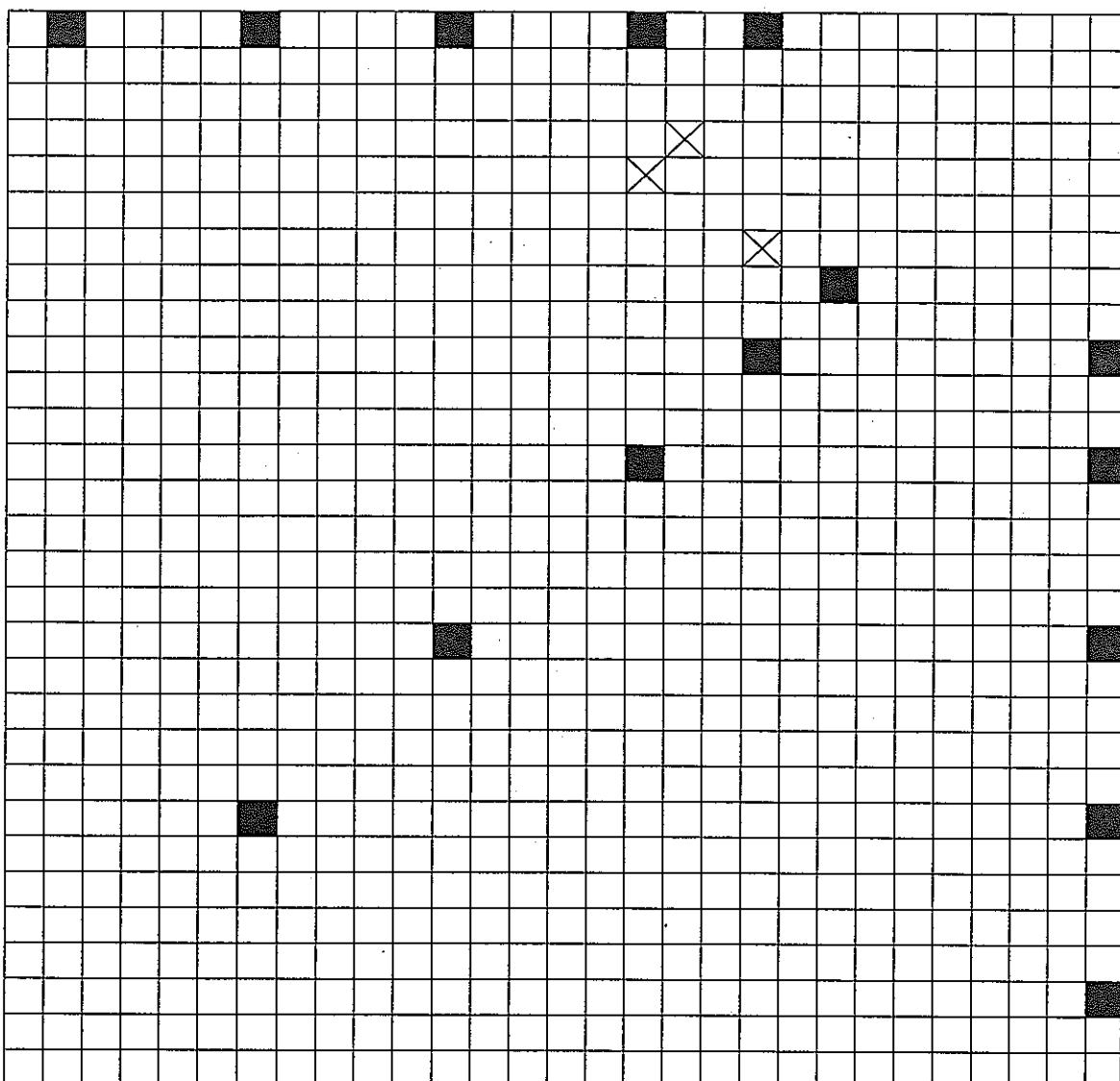
	4000m/s ~
	3500 ~ 4000m/s
	3000 ~ 3500m/s
	2500 ~ 3000m/s
	2000 ~ 2500m/s
	1500 ~ 2000m/s
	~ 1500m/s

図3-37 弾性波トモグラフィー(Case6)



	4000m/s~
	3500~4000m/s
	3000~3500m/s
	2500~3000m/s
	2000~2500m/s
	1500~2000m/s
	~1500m/s

図3-38 弾性波トモグラフィー(Case7)



■	AE受信センサー
×	AE発生推定位置

図3-39 AE発生分布図(岩体の水平断面図、Case7)

3.3 釜石原位置試験の予備解析

3.3.1 概要

今年度改良された熱-水-応力連成コードを用い、来年度以降実施される釜石原位置試験に先立ち、その予備解析を行なう。その目的は以下に示す2点である。

- 1) 緩衝材内側の温度を100℃にするのに必要なヒーターの容量を計算する。
- 2) 1)により求められたヒーターの容量で熱-応力解析を行ない、熱応力により生じる変形量を求める。

3.3.2 解析ケース

以上の目的のため、次表に示す解析ケースを実施した。

表3-12 解析ケース一覧

case1	熱解析	定常	
case2	熱-応力解析	定常	
case3	熱解析	非定常	空洞なし
case4	熱解析	非定常	空洞内温度固定 (20℃)

case3、4はcase1で算定された熱容量で非定常計算を行なった場合、どの程度の時間で緩衝材内側の温度が必要とする温度になるのかを把握するために実施した。この際、case1では空洞内は空気の熱物性をパラメータとして用いてきたが、他の物性と値が大きく異なるため非定常計算は困難となるため、case3、4の2通りの方法で計算を行なった。case3は空洞は無いものとしてその部分には岩盤の物性を用いた場合である。case4は空洞内の温度を一定に固定して解析を行なった場合である。

解析に用いた有限要素メッシュを図3-40に示す。解析はピット中心を軸にした軸対象問題として行なう。オーバーパックとヒーターは一体とし、発熱はオーバーパック部分から均一に生じるものとする。領域境界は初期の温度(11℃)で固定とした。また応力解析においてはスライド境界とした。同図を拡大したものを図3-41に示す。同図におけるPointAが100℃になるようにヒーターの容量を算定した。

解析に用いた各パラメータは表3-13の通りである。

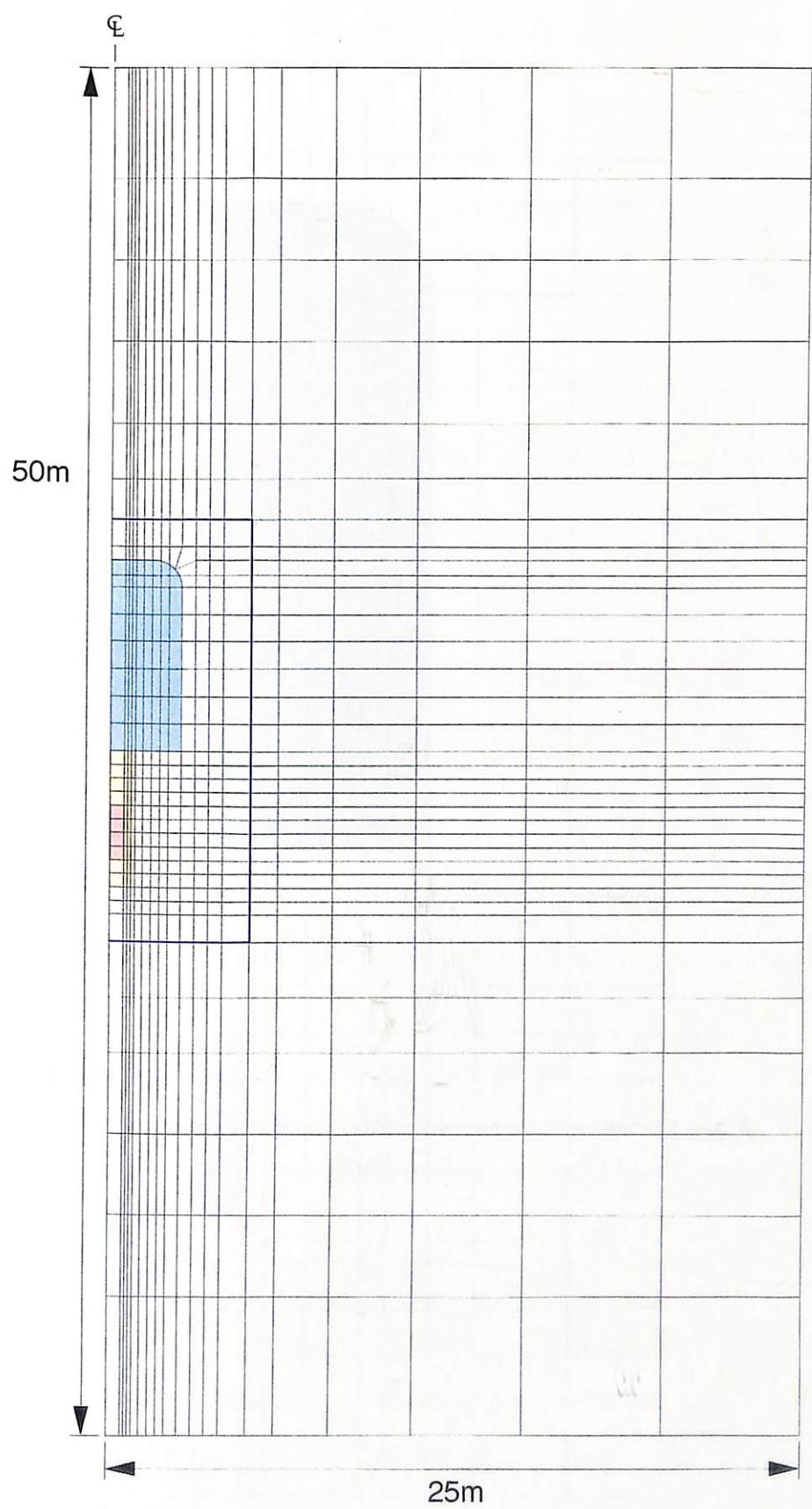


図3-40 有限要素メッシュ図

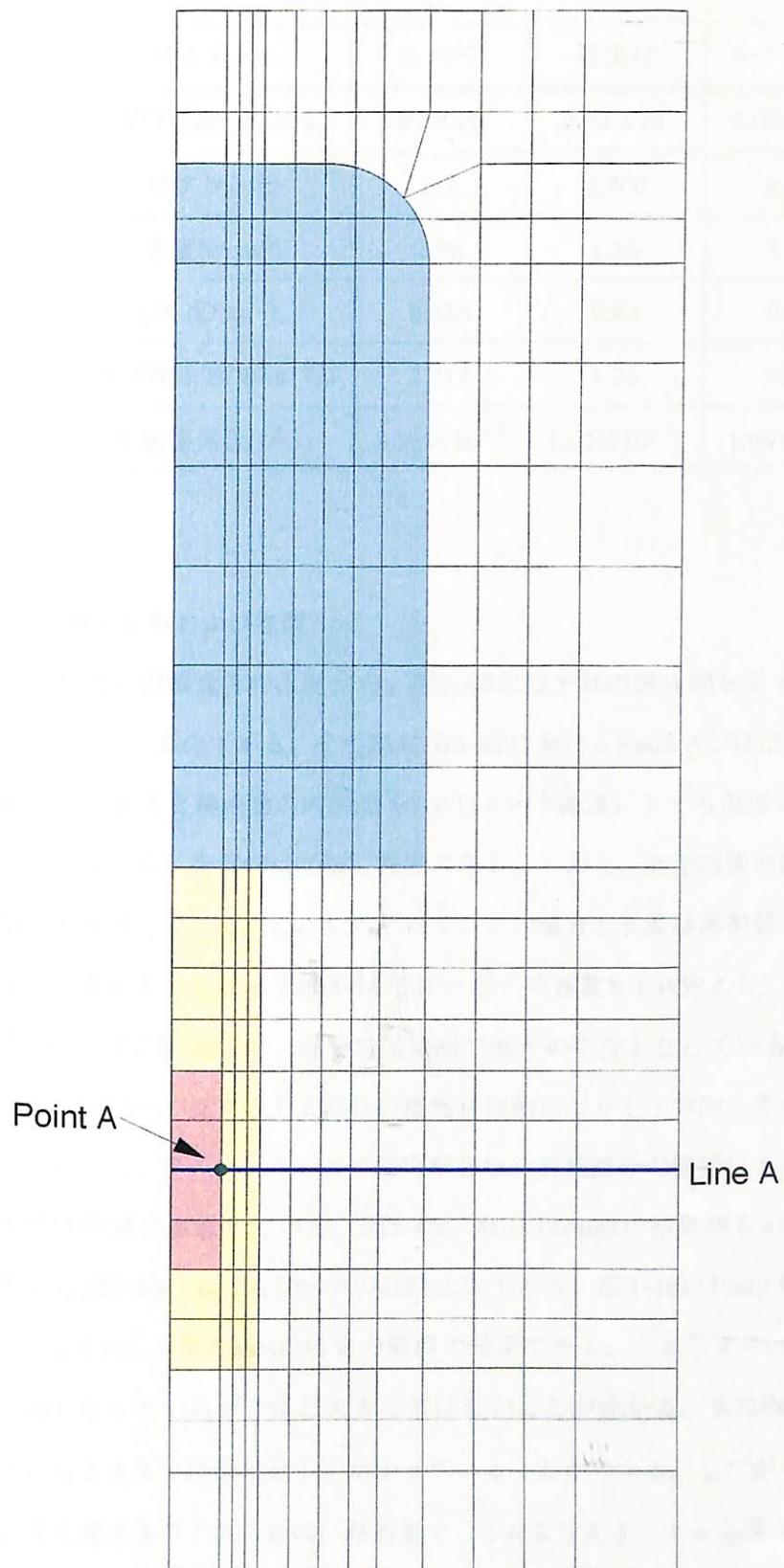


図3-41 有限要素メッシュ図（拡大図）

表3-13 解析に用いたパラメータ一覧

パラメータ	コンクリート	緩衝材	オーバーパック	空気層
弾性係数(gf/cm^2)	5.82×10^8	2.70×10^5	2.00×10^9	8.30×10^2
ポアソン比	0.3	0.300	0.300	0.450
密度(g/cm^3)	2.70	1.86	7.80	1.00×10^{-3}
比熱 ($\text{kJ}/\text{kg}\cdot\text{°C}$)	0.836	0.92	0.46	1.00
熱伝導係数($\text{W}/\text{m}\cdot\text{°C}$)	2.717	1.22	53.0	0.0729
熱膨張係数($1/\text{°C}$)	8.21×10^{-7}	1.00×10^{-5}	1.64×10^{-6}	3.60×10^{-3}

3.3.3 解析結果および考察

図3-42に領域全体の温度分布、図3-43にはそれの拡大図を示す。同結果はヒーターの容量を1.7kWにしたものである。その際に図3-42におけるPoint Aがほぼ100°Cになっている。図3-42、43を見てみると緩衝材の内端部を100°Cという高温にしても温度の広がりはそれほど大きくなかったことが分かる。空洞内は20数°C程度である。しかし、大型緩衝材試験の解析の際は解析値は実験値より小さくなっていた。したがって、この場合も実際は解析結果より大きくなる可能性があるものと考えられる。また図3-44にヒーターの容量を1.7kWとして熱-応力解析を行なった際の変位図を示す。同図より、緩衝材天端部で最大の変位となっている。その値は0.74mmである。また、オーバーパックの上下部分の緩衝材は熱により上下方向にそれぞれ変形していることが分かる。しかし、オーバーパックの側方部分は、岩盤部分の膨張により岩盤より弾性係数の小さい緩衝材は内側に変形している。図3-45、46にはcase3の結果得られた温度の経時変化を示す。図3-45は図3-43におけるLine Aの経時変化であり、図3-46はPoint Aにおける経時変化である。また、図3-47、48はcase4の場合の同様の結果である。これらよりcase3に比べcase4の方が若干大きな値となっているがさほど大きな差はないことが分かる。またPoint Aにおいて温度が必要な高さになるまでには半年近くもかかっていることが分かる。したがって、もっと早い時期に温度を必要な高さまで上げるには、熱容量を1.7kWより大きくする必要があるものと思われる。

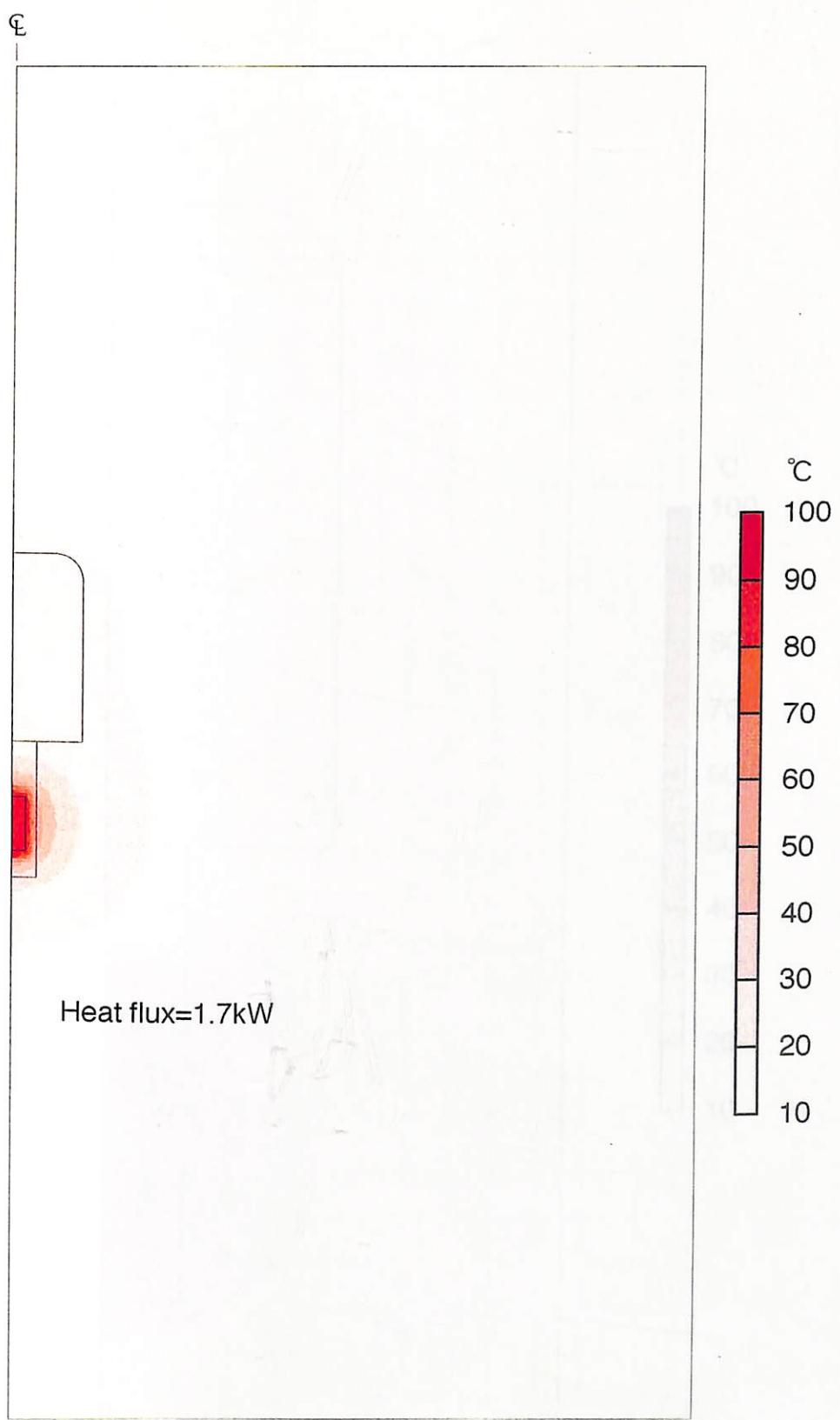


図3-42　温度分布

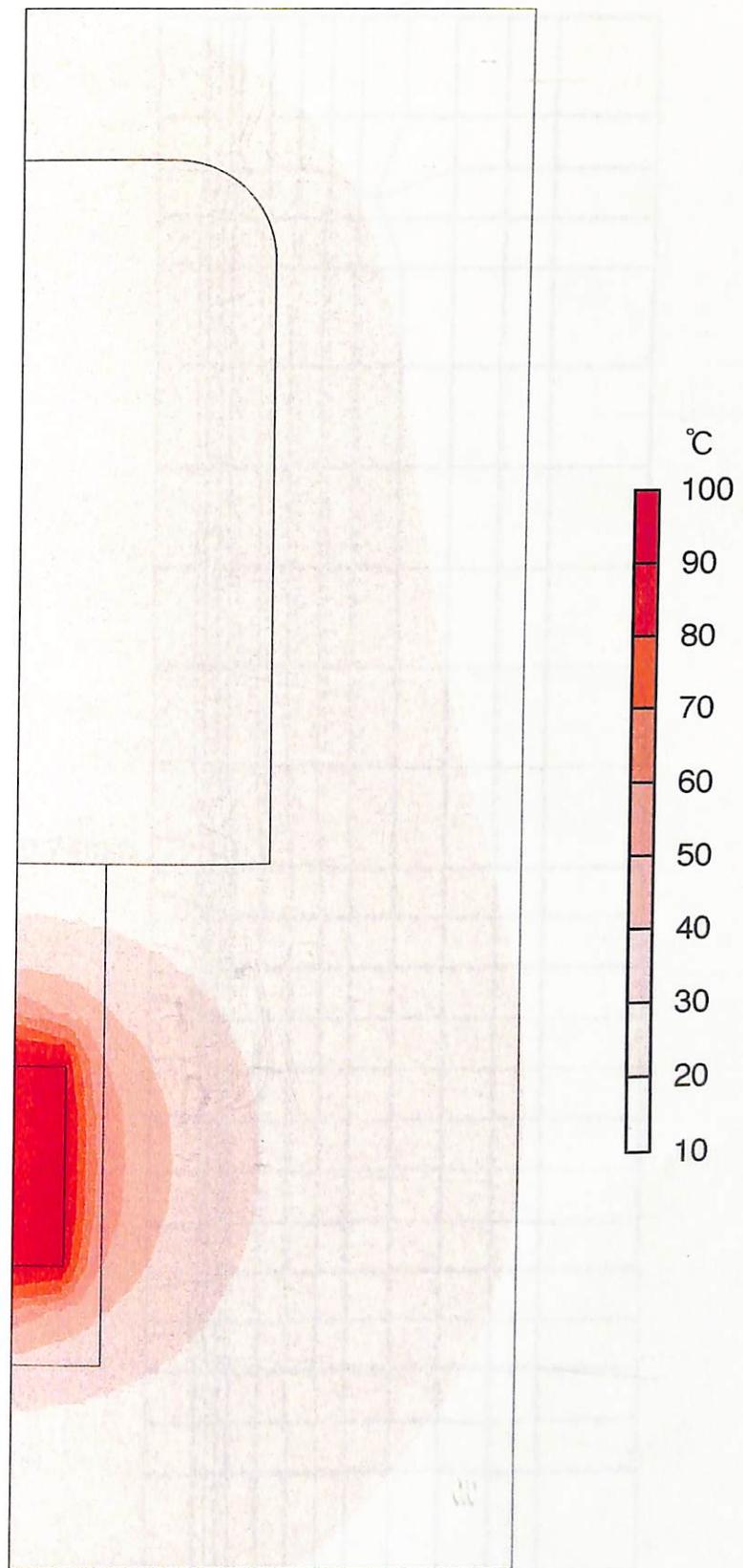


図3-43 溫度分布（拡大図）

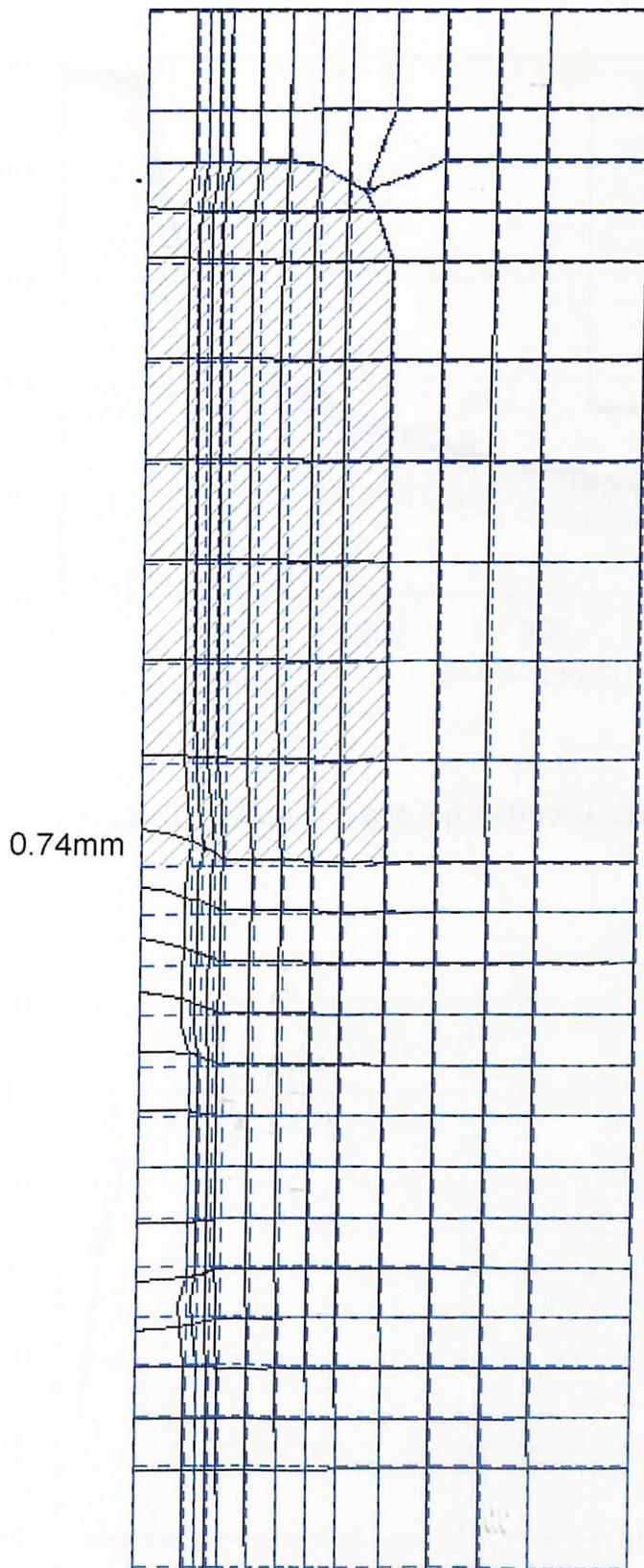


図3-44 変形図（拡大図）

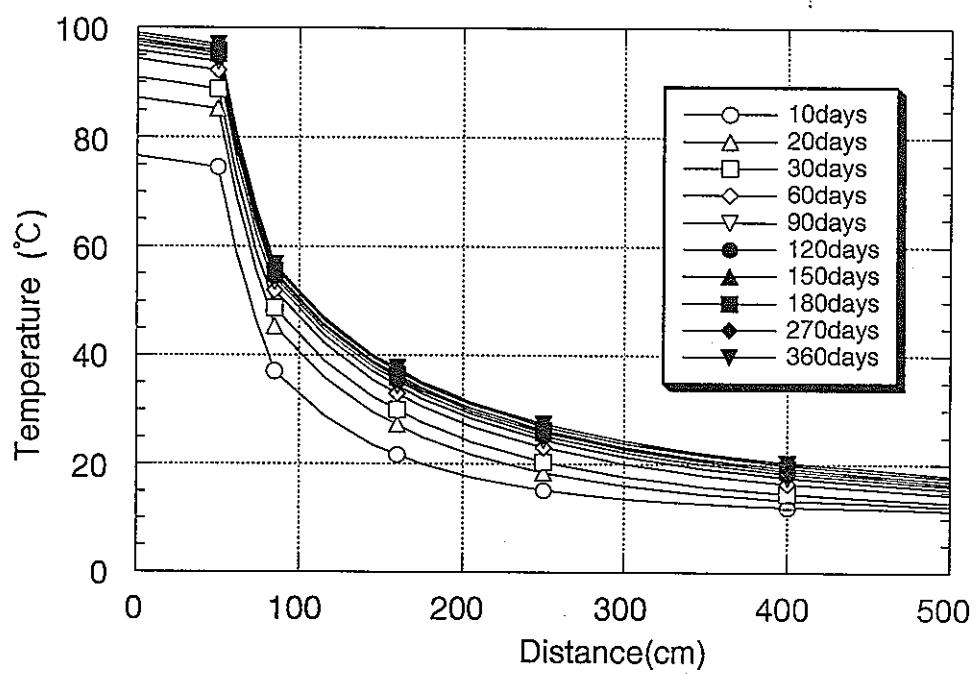


図3-45 Line Aにおける温度分布の経時変化 (case3)

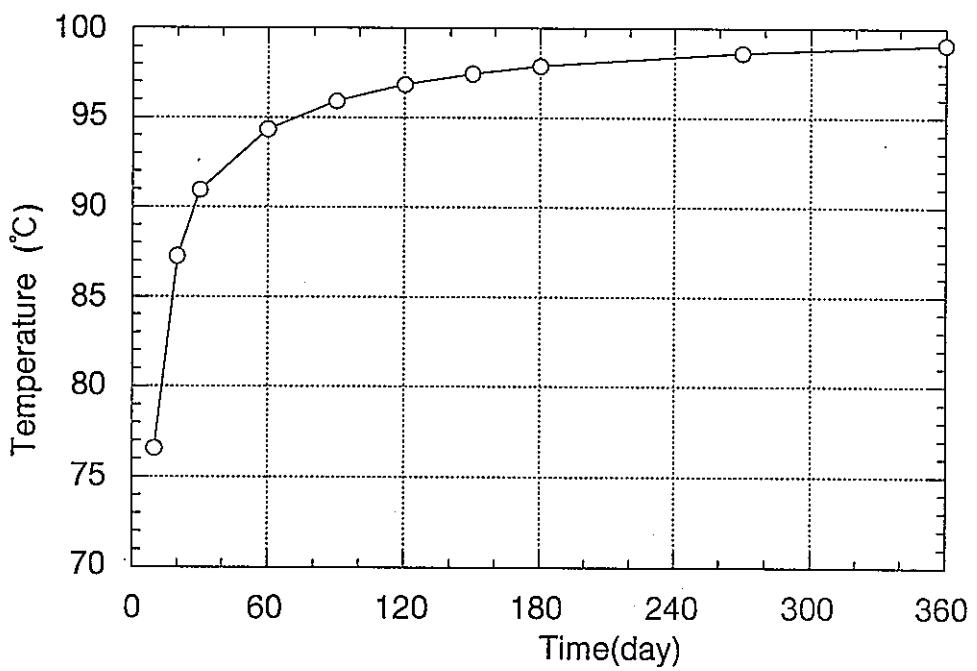


図3-46 Point Aにおける温度の経時変化 (case3)

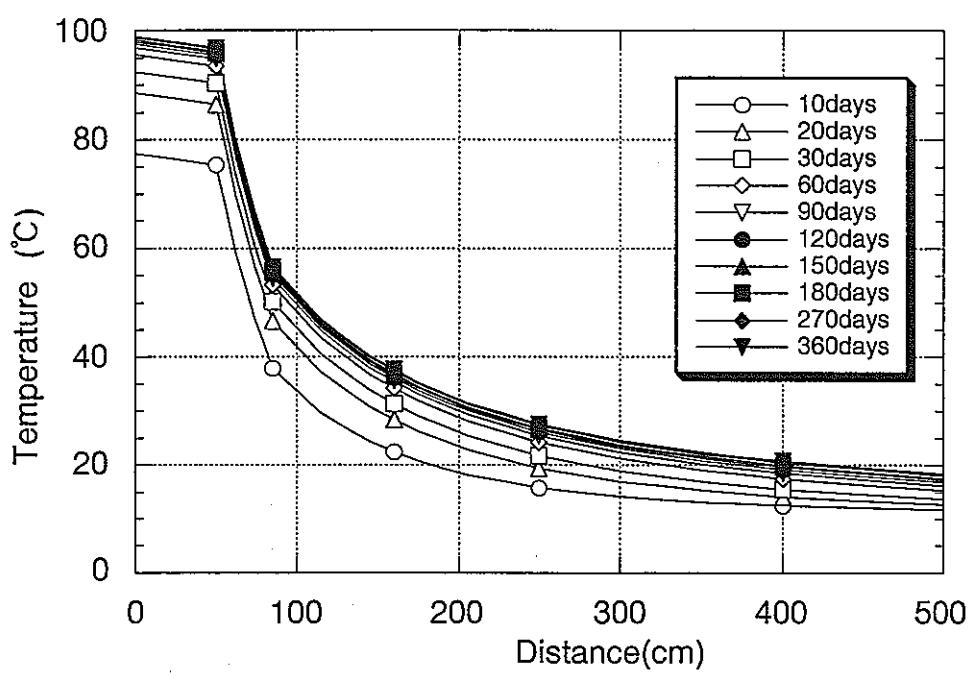


図3-47 Line Aにおける温度分布の経時変化 (case4)

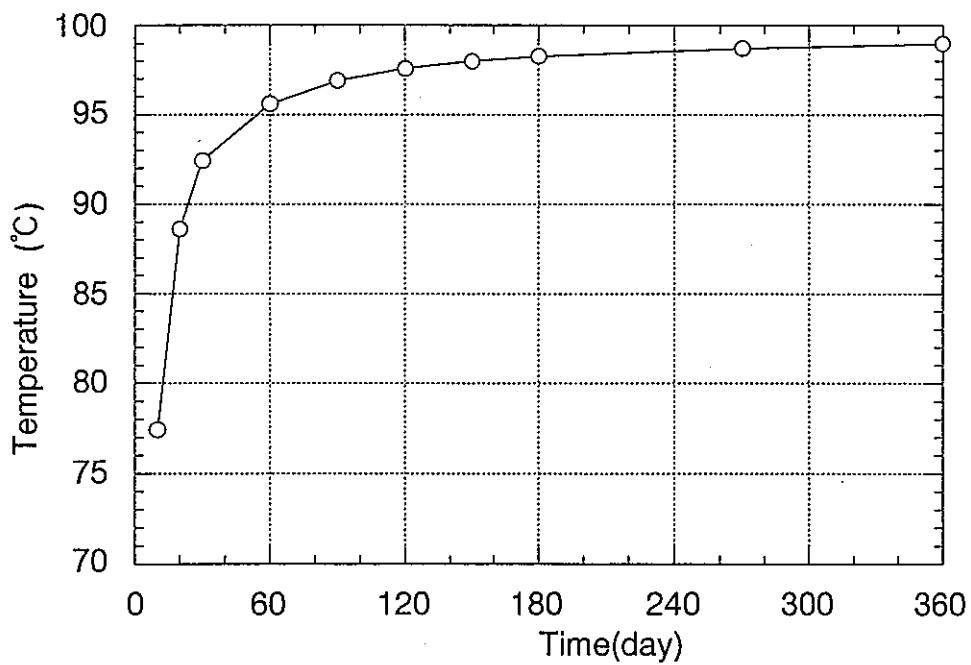


図3-48 Point Aにおける温度の経時変化 (case4)

4. 試験設計

4.1 試験目的

緩衝材は砂とペントナイトを適当な比率で混合し、現地で締め固めて作成する方法が考えられる。したがって、本材料の締め工における品質確保は、材料の練り混ぜ・混合、養生および締めの条件がそれぞれ重要であると考えられる。

本年度は、緩衝材の締め特性の影響要因のうち以下の点について室内試験により把握することを目的とした。

- (1) 材料作成後の養生時間
- (2) 硅砂の粒度分布の条件
- (3) ペントナイトと砂の混合比

また、材料の練混ぜに対する適切なミキサーの仕様を検討する目的でミキサーによる作業性および混合後の材料の均一性の確認試験も行なった。

4.2 試験方法

4.2.1 使用材料

ペントナイトはクニゲルV1（ケニミネ工業製）、砂は硅砂3号（以後3号と記す）、パール5号（以後5号と記す）および7号（以後7号と記す）で、（3+5号）、（5+7号）および（3+5+7号）の混合材を使用した。

混合率は各々同等な乾燥重量比とした。

表4-1に材料の基本物性、図4-1に粒径加積曲線を示す。

表4-1 材料の基本物性

材料	比重	含水比 (%)	主な化学成分 (%)	粒度特性、他				
				D _{max} (mm)	D ₁₀ (mm)	細粒分 Fc (%)	均等係 数Uc	曲率係 数U'c
ペントナイト	2.6	≤10%	SiO ₂ :70.2, Al ₂ O ₃ :14.2 Fe ₂ O ₃ :2.5, CaO:2.0 MgO:2.2, Na ₂ O:2.5 K ₂ O:0.2, I.L.: 4.6	#250 90%以上通過 膨潤力: 16ml/g以上 (JBAS-104)				
硅砂3号	2.65	0.12~0.14%	(硅砂パール) SiO ₂ :99.8, Al ₂ O ₃ :0.05 Fe ₂ O ₃ :0.01, MgO:0.01, Na ₂ O:0.01, K ₂ O:0.01, TiO ₂ :0.03, I.L.:0.12	4.75	0.93	0	1.4	1.0
硅砂5号	2.66	同上		2.0	0.31	0	1.6	0.8
硅砂7号	2.64	同上		0.85	0.075	10	2.4	1.1
3+5号	—	同上		4.75	0.35	0	2.8	0.9
5+7号	—	同上		2.0	0.1	5	3.5	0.9
3+5+7号	—	同上		4.75	0.12	3	5.8	0.7

注) D_{max}:最大粒径

D₁₀:10%通過粒径

Fc: 0.075mm通過率

Uc=D₆₀/D₁₀:粒径加積曲線の勾配を表わす。1に近いほど粒度分布は狭い。

U'c=(D₃₀)²/(D₁₀·D₆₀):粒径加積曲線のなだらかさを表わす。

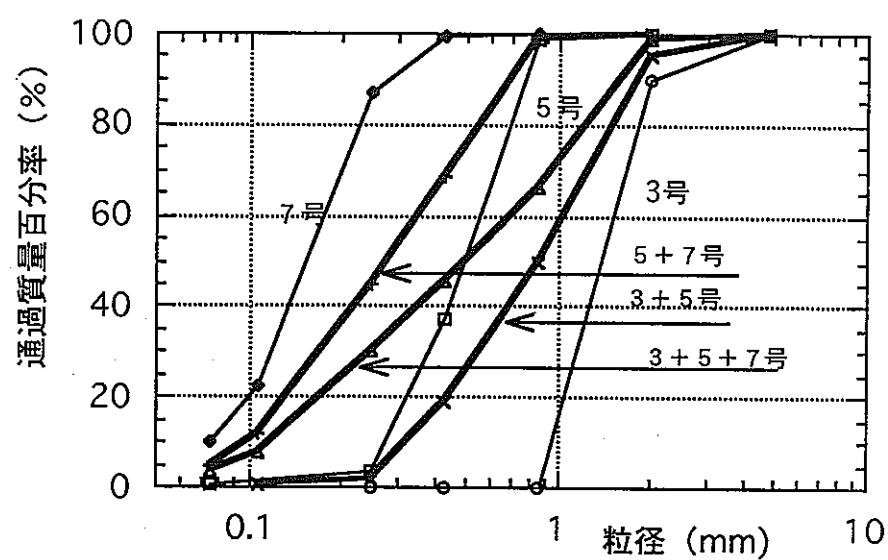


図4-1 硅砂の粒径加積曲線

4.2.2 試験方法

図4-2に試験のフローを示す。

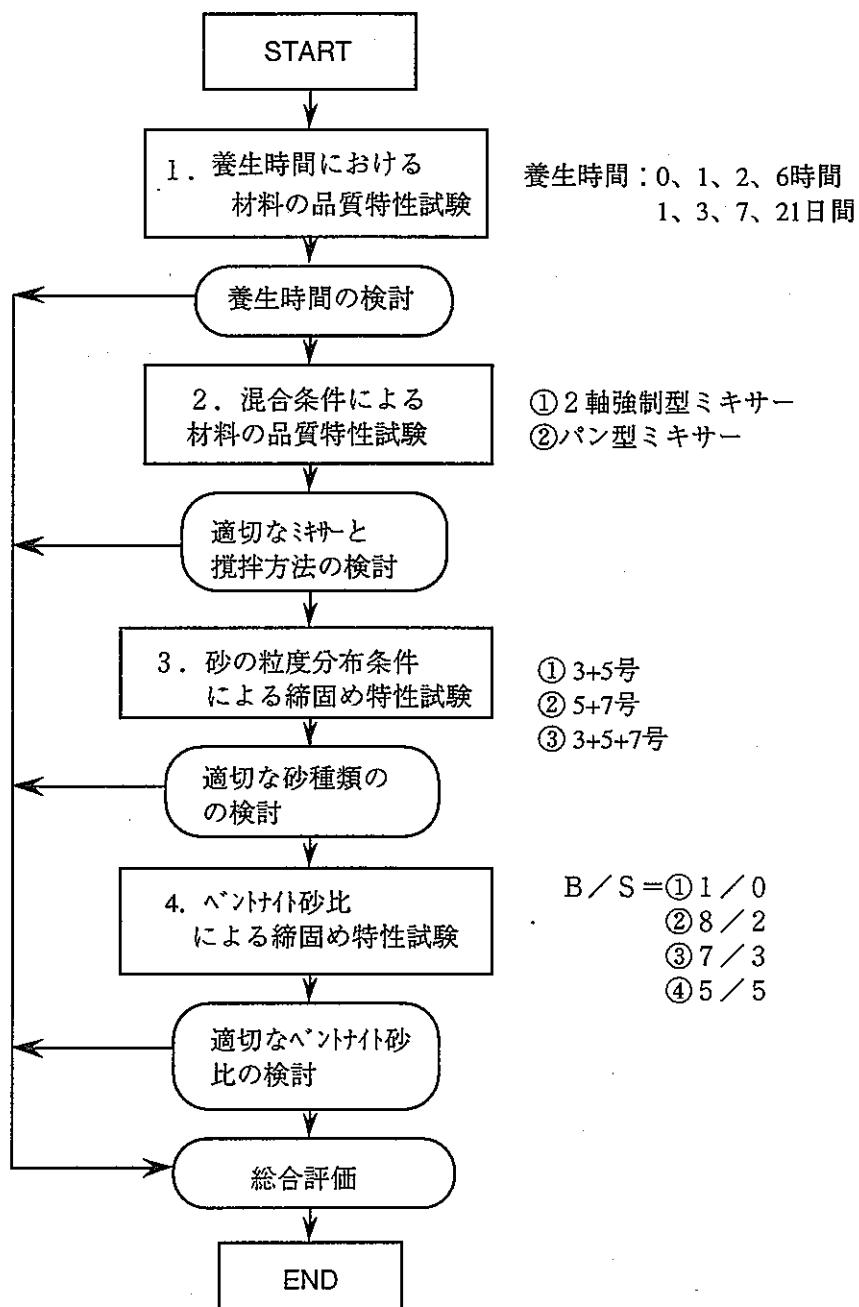


図4-2 室内試験のフロー

(1) 養生時間における締固め特性試験

砂は3号と5号を乾燥重量比1:1で混合したものを使用した。またベントナイト砂比は7/3の一定とした。

練混ぜは所定量の骨材とベントナイトを2軸強制ミキサー（公称容量60リットル、搅拌速度45rpm, 90rpm）に入れて1分間空練りした後、羽根を回転しながら水を投入し、4分間混合した。試料混合後、ビニール袋に入れ、温度15～20℃で養生した。所定の養生期間に達したのち、締固め試験を行なった。一回の練混ぜに使用した材料は約3.5kgで、含水比16.5%を目標に試料調整を行なった。養生時間は、0、2、6時間、1、3、7、21日間とした。

締固め試験は（財）土質工学会規定（JSF T 711）の方法に準じた。作成した材料を直径10cm、容量1000cm³のモールドの中に3層に分け、質量2.5kgのランマーを高さ30cmから自由落下させ、各層25回で試料を均一に突固めた。突固め終了後、モールド上部の試料を整形したのち、試料の湿潤密度と含水比を測定し、乾燥密度を求めた。

(2) 搅拌条件による材料の品質特性試験

使用ミキサーは、2軸強制ミキサー（公称容量60リットル、搅拌速度は45rpm、90rpm）およびパン型ミキサー（公称容量60リットル、搅拌速度78rpm）の2種類とし、下記に示す条件で試験を行なった。

- ① 2軸強制ミキサー、搅拌速度45rpm
- ② 2軸強制ミキサー、搅拌速度90rpm
- ③パン型ミキサー、搅拌速度78rpm

写真4-1、2にそれぞれ2軸強制ミキサー、パン型ミキサーを示す。

試料の練混ぜ方法は、（1）養生時間における締固め特性試験と同様である。

試料の搅拌混合後、ミキサーから取り出し、練混ぜ板に厚さ約10cmに撒きだしたのち、試料をランダムに10箇所採取し、含水比を測定した。含水比のばらつきの程度によりミキサーおよびその混合方法の適性の比較評価を行なった。

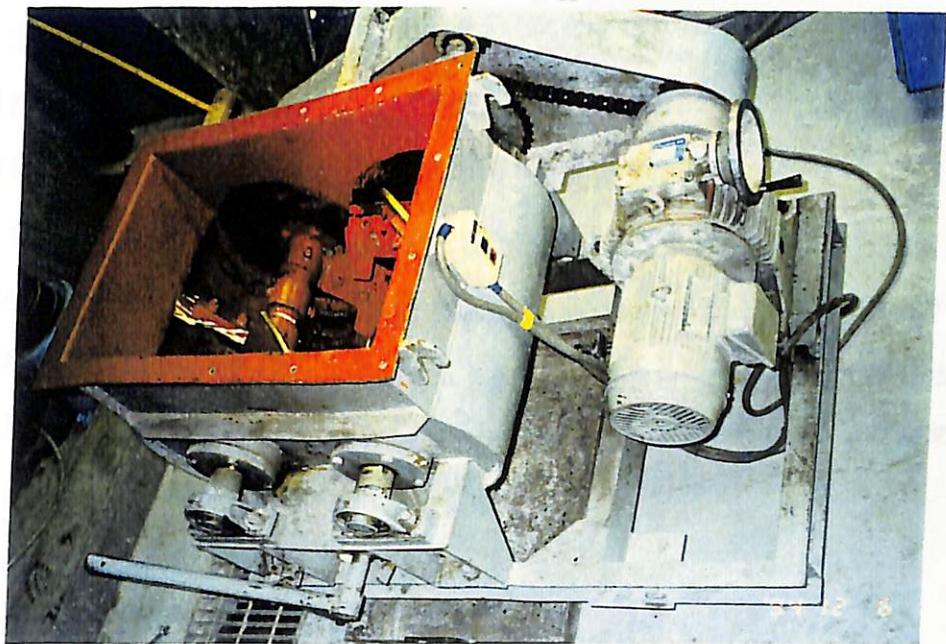


写真4-1 2軸強制ミキサー



写真4-2 パン型ミキサー

(3) 砂の粒度分布条件による締固め特性試験

砂の粒度分布条件を以下の3つに設定した。

- ①3号と5号を乾燥重量比1:1で混合
- ②5号と7号を乾燥重量比1:1で混合
- ③3号と5号と7号を乾燥重量比1:1:1で混合

ベントナイト砂比(B/S)は7/3の一定とした。

試料作成は一回の練混ぜに必要な試料は約5kgと少ないため、小型ミキサー(マイティ15、公称容量15リットル)を使用した。試料の含水比を4~5段階に変化させ、各段階における締固め試験を行い、含水比と乾燥密度の関係から最大密度と最適含水比を求めた。練混ぜの手順および時間は上記の(1)養生時間における締固め特性試験と同様である。

(4) ベントナイト砂比による締固め特性試験

ベントナイトと砂の乾燥重量比(B/S)として、以下に示す4つの条件を設定した。

砂は3号、5号、7号を乾燥重量比1:1:1で混合したものを使用した。

- ①B/S=1/0(ベントナイトのみ)
- ②B/S=8/2
- ③B/S=7/3
- ④B/S=5/5

材料作成および試験方法は(3)砂の粒度分布条件における締固め特性試験と同様である。

4.3 試験結果

4.3.1 養生時間における締固め特性試験

図4-3に養生時間と締固め後密度の関係を示す。図4-3(a)は湿潤密度と乾燥密度の経時変化を同時にプロットしたもの、図4-3(b)は乾燥密度を拡大したものである。

なお、試料の含水比は15~17%の範囲にあった。

養生時間における湿潤密度および乾燥密度の変化傾向から次の3つのパターンに分けることができる。

①養生時間 0 ~ 5 時間 : 密度の変化にばらつきが見られ、材料品質の安定性に問題があると考えられる。

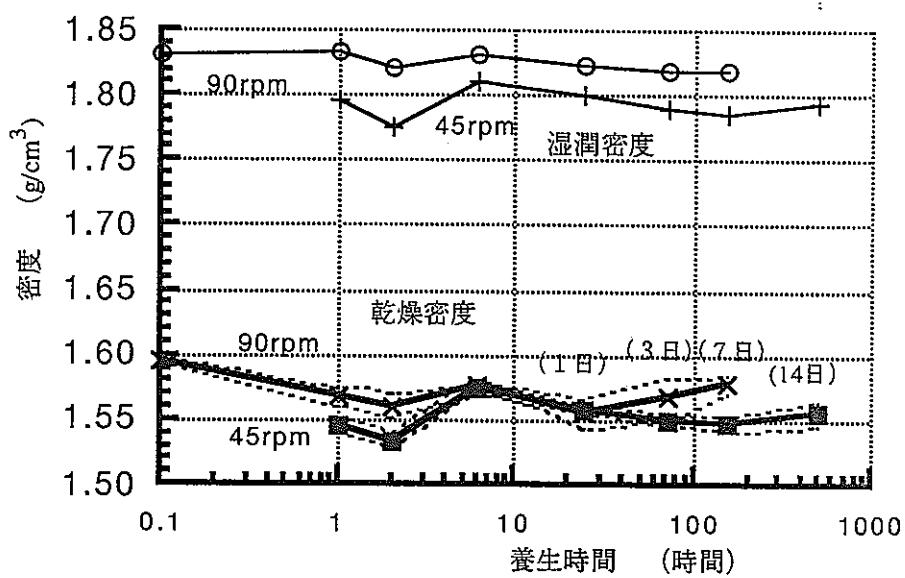
②養生時間 5 時間 ~ 3 日 : 湿潤密度、乾燥密度とも $\Delta \rho = 0.03 \text{ g/cm}^3$ 程度とわずかながら減少した傾向を示す。

③養生時間 3 日以上 : 密度は一定または増加する傾向を示す。

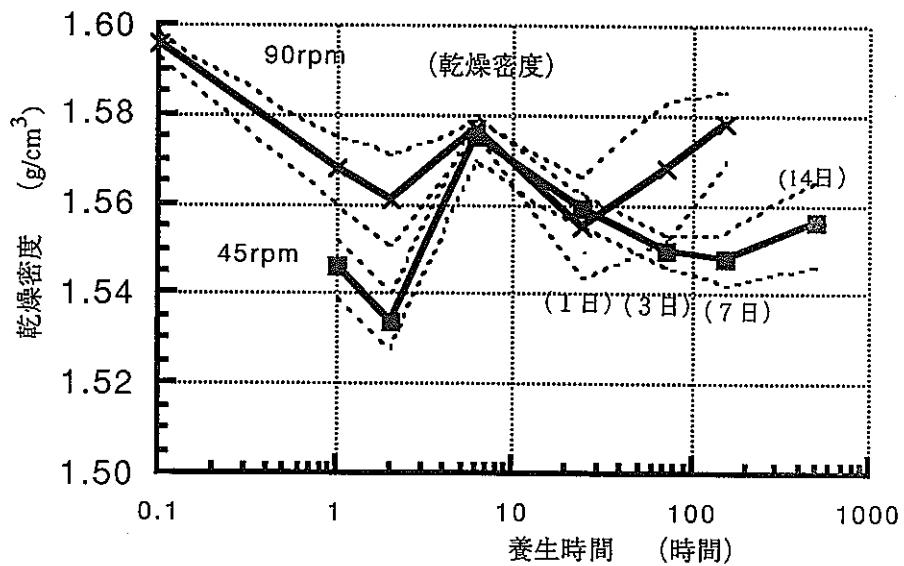
これらの養生時間における密度の変化は主に試料混合～養生過程におけるベントナイトの吸水・膨潤の作用による影響が考えられる。すなわち、第1パターンの初期段階では、骨材やベントナイトと水との物理的ななじみができていないため材料品質にばらつきがある。さらにある程度養生時間が経た第2パターンでは、混合材としてのなじみができ、安定な品質が得られる。しかし、ベントナイトの吸水・膨潤の作用により、試料の締固め効果が低下し、密度が小さくなる。第3のパターンではベントナイトの吸水・膨潤の作用が終了した段階である。この段階における締固め密度はほぼ一定、またはわずかな増加を示す。これはベントナイトのシキソトロピー効果^{注1)}によるものと考えられる。すなわち、こね返した土の強度が土に含まれた粘土鉱物により、体積や含水比の変化なしに時間の経過とともに次第に増大するものである。

以上の結果により、試料の品質を確保するために、適切な養生時間は5時間以上と考えられる。また、実際の施工条件を考慮して、約1日程度の養生が適当と考えられる。

以降の試験では養生1日後の試料を使用した。



(a) 濕潤密度と乾燥密度の経時変化



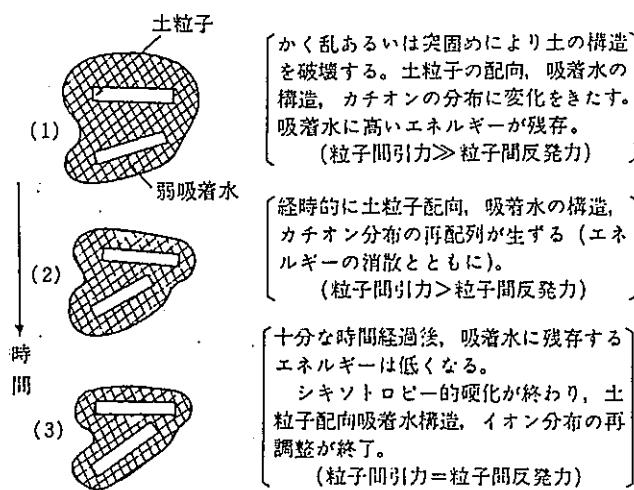
(b) 乾燥密度の経時変化（縦軸スケール拡大）

図4-3 養生時間と締固め後密度の関係

注1) (土質工学ハンドブック p.36参照)

ii) シキソトロピー 安定な粒子配向をもったゲル状粘土をかく乱する(せん断力を加えて)と、粒子間の結合(物理化学的結合)が壊され、スラリー状(ゾル状)となる。これを静置すると、時間の経過とともに再び強度が回復し、もとのゲル状粘土に帰る。このように等温下で、 $\text{ゲル} \rightleftharpoons \text{ゾル}$ が可逆的に起こる現象をシキソトロピーと呼んでいる。

この現象は、加えられたせん断エネルギー、土粒子の配向とその間隔、および粒子間力(引力と反発力との相互関係)など、系の内部エネルギーの平衡条件によって定性的な説明ができる。図-2.17は、シキソトロピーの機構を示す模式図である²⁷⁾。



4.3.2 搅拌条件による材料の品質特性試験

図4-4に使用ミキサーと混合条件における材料の含水比の変化を示す。また、表4-2に各試験条件における含水比の統計的な値を示す。

図4-4および表4-2から次のことが推察される。

- ①2軸強制ミキサーの場合、回転速度45rpmと90rpmでは、最大値と最小値との差はそれぞれ0.5%、0.2%で、標準偏差値は前者が0.135%で、後者の0.0071%より大きく、ばらつきが大きいことを示している。

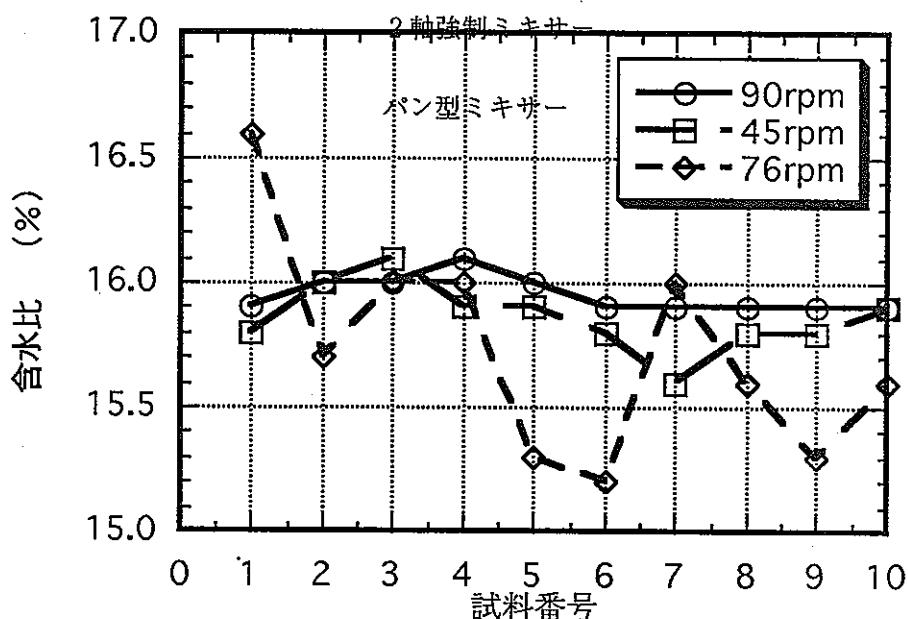


図4-4 使用ミキサーと混合条件における材料の含水比の変化

表4-2 各試験条件における含水比の統計的な値

項目	2軸強制ミキサー、45rpm	2軸強制ミキサー、90rpm	パン型ミキサー、78rpm
最大値	16.1 (%)	16.1 (%)	15.2 (%)
最小値	15.6	15.9	16.6
変動幅	0.5	0.2	1.4
平均値	15.86	15.95	15.7
標準偏差	0.1350	0.0071	0.4296

② 2軸強制ミキサー（回転45～90rpm）とパン型ミキサー（78rpm）を比較すると、前者の標準偏差0.0071～0.135%に対して後者の方は0.4296%と大きく、パン型ミキサーによる材料の品質のばらつきが2軸強制ミキサーより大きいと考えられる。また、作業性では、2軸強制ミキサー、パン型ミキサーとも所定の混合時間（5分）まで試料の詰まりがなく安定な混合を示した。

以上の結果により、今回の試験範囲内において、粘性が比較的高い緩衝材の混合には、パン型ミキサーより2軸強制ミキサーの方が有効である。また、材料の均一性を向上させるために、回転速度は大きい方が望ましいと考えられる。

4.3.3 砂の粒度分布条件による締固め特性試験

図4-5に砂の粒度分布条件における締固め曲線、表4-3に締固め試験の結果を示す。

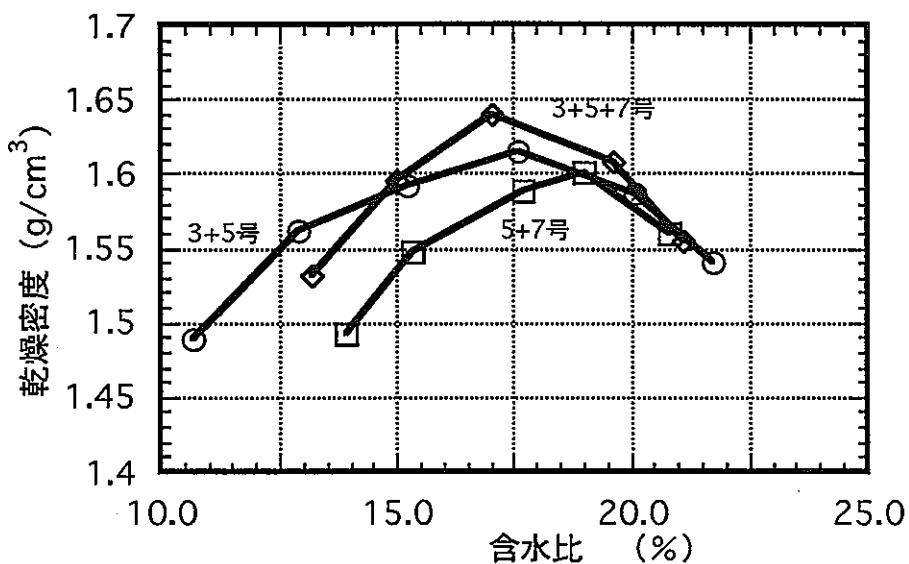


図4-5 砂の粒度分布条件における締固め曲線

表4-3 締固め試験の結果

砂の条件	最大粒径D _{max}	均等係数U _c	最大乾燥密度 ρ_{max}	最適含水比w _{opt}
3 + 5号	4.75mm	2.8	1.616(g/cm ³)	18.2 (%)
5 + 7号	2.00mm	3.5	1.601(g/cm ³)	19.0 (%)
3 + 5 + 7号	4.75mm	5.8	1.640(g/cm ³)	17.5 (%)

一定の含水比における乾燥密度は3+5+7号、3+5号、5+7号の順で大きくなる傾向を示し、3+5+7号の混合材の乾燥密度は他の材料より大きい値を示す。

締固め効果を最大乾燥密度で評価すると3+5+7号、3+5号、5+7号の順で締固め効果が大きい。しかし、3+5+7号の場合、3種類の砂を均等に混合する手間はかかると考えられる。

土質材料の場合、材料の粒度分布の評価指標の一つとして均等係数がある。一般に均等係数は大きいものほど締固めやすく、密度が大きい安定な構造物が得られるとされている。しかしながら、表4-3に示すように、各混合材における最大乾燥密度の差は $0.02\text{g}/\text{m}^3$ 程度と小さい。一方、施工性を考慮すると3+5+7号の場合、3種類の砂を均等に混合するため、他の2ケースに比較して手間がかかるものと考えられる。

4.3.4 ベントナイト砂比による締固め特性試験

表4-4に試験結果、図4-6にベントナイト砂比における締固め曲線、図4-7に最大乾燥密度と砂含有率との関係を示す。

表4-4 ベントナイト砂比による締固め特性試験の結果

ベントナイト砂比 B/S	最大乾燥密度 ρ_{dmax} (g/cm^3)	最適含水比 w_{opt} (%)	ベントナイト 乾燥密度(g/cm^3)	間隙比 e	最大密度時の 飽和度(%)
ベントナイトのみ 1/0	1.402	24.7	1.402	0.854	75.2
8/2	1.492	20.0	1.194	0.749	69.7
7/3	1.639	17.0	1.147	0.595	74.7
5/5	1.792	13.4	0.896	0.465	75.6

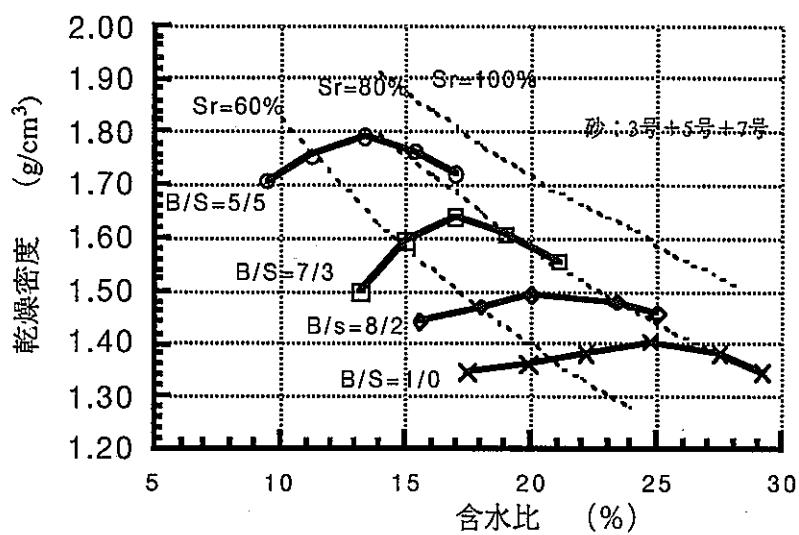


図4-6 ベントナイト砂比における締固め曲線

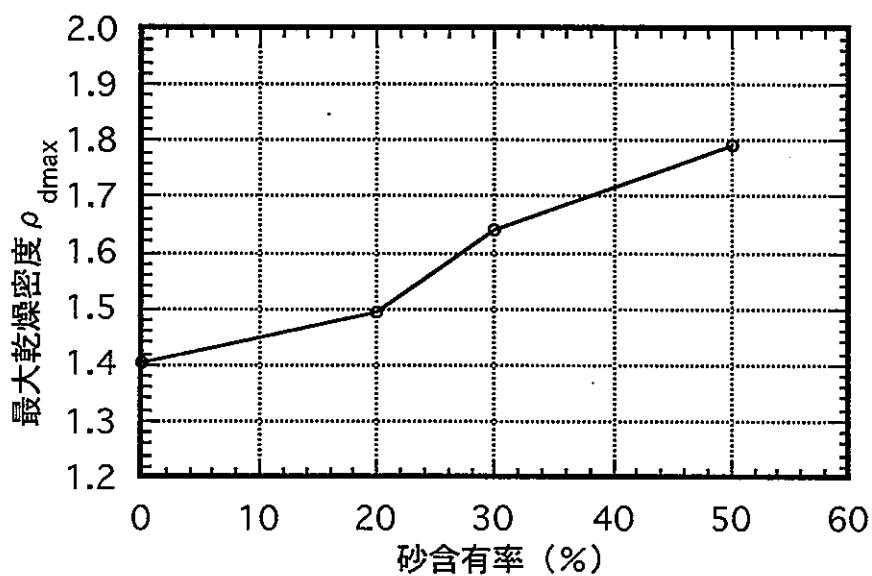


図4-7 最大乾燥密度と砂含有率との関係

図4-6に示すようにペントナイト砂比（B/S）が小さいほど、すなわち砂の混合量が大きいほど最大密度は大きく、最適含水比 w_{opt} は小さくなっている。これは砂の混合率が多いものほど緩衝材の平均粒径は大きくなることにより、乾燥密度が大きくなるものである。また、砂が多いことで、ペントナイトが砂の間隙への充填効果が発揮されることも重要な要因と考えられる。

最大乾燥密度と砂含有率との関係をみると両者はほぼ直線的な関係を示し、通常の締固め機械で施工する場合、最大乾燥密度を $1.6g/cm^3$ 以上を確保するために砂含有率が30%以上（B/S = 7/3以下）が必要であることを示している。

4.4 まとめ

緩衝材に関する一連の室内試験を行なった結果から次のことが判明した。

- ①養生時間は材料の均一性から5時間以上が望ましい。また、施工性を考慮して、材料の作成から施工に供用するまで約1日養生すれば安定した材料が得られる。
- ②材料の混合に使用するミキサーはパン型ミキサーより2軸強制ミキサーの方が含水比の標準偏差が0.007~0.135%であり、ばらつきが小さく、適用性は良いと考えられる。また、回転速度はなるべく大きい方が混合性が良くなると考えられる。
- ③珪砂は3号、5号、7号を混合した材料を使用することにより粒度分布が改善され、締固めによる密度が向上する結果となった。しかしながら、各混合材における最大乾燥密度の差は $0.02g/m^3$ 程度と小さく実用上無視できると考えられる。一方、3+5+7号の混合材を使用する場合、3種類の珪砂を均等に混合するため、2種類で混合する他の2ケースに比較して手間がかかると考えられる。したがって、現場施工において、品質確保および施工性を考慮して、3+5号の混合材は他の2ケースより有利と考えられる。
- ④ペントナイト砂比は締固め特性に大きく影響を与える。
ペントナイト砂比が小さいほど、すなわち砂の含有率が大きいほど、締固め効果が大きくなる。乾燥密度を $1.6g/cm^3$ 以上を得るために、珪砂3+5+7号の混合材を使用した場合、ペントナイト砂比は7/3以下（砂を30%以上混合）が必要である。

以上の結果により、ペントナイト緩衝材の乾燥密度に大きく影響を与える要因として、以下の点が上げられる。

- ①緩衝材の含水比
- ②緩衝材の粒度条件
- ③ペントナイト砂比（緩衝材粒径）
- ④締固めエネルギー

したがって、緩衝材の乾燥密度を向上するためには以下の点が有効であると考えられる。

- ①含水比を最適含水比付近で施工すること

ただし、最適含水比は緩衝材の粒度条件や締固めエネルギーにより異なるため、室内試験により確認する必要がある。

- ②緩衝材の粒度の改善

すなわち、材料の粒度曲線が細粒分から粗粒分まで適當な割合で混合すること。

- ③最適なエネルギーで締固めすること

【参考文献】

- 1) 中野政詩、土の物質移動学：東京大学出版会、7章、pp.149～154 (1991)
- 2) van Genuchten,M. Th. 、A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils : Soil Sci. Soc. Am. J. , Vol.44, pp.892～898 (1980)
- 3) 中野政詩他、拘束された不飽和粘土の浸潤と膨張圧：農業土木学会論文集、第112号、pp.55～66 (1984)
- 4) N.Barton、Review of a new shear-strength criterion for rock joints : Enginnering Geology、Vol.7、pp.287～332 (1973)
- 5) R.Tse and D.M.Cruden、Estimating joint roughness coefficients : Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.、Vol. 16、pp.303～307 (1979)
- 6) A.M.Britto and M.J.Gunn、Critical State Soil Mechanics via Finite Elements : Ellis Horwood Limited、pp.52～81 (1987)