

本資料は2002年02月28日付けで
登録区分変更する。 [東海事業所技術情報室]

地層処分システムにおける熱—水—応力 連成モデルの開発 (II) (平成4年度)

(動力炉・核燃料開発事業団 委託研究成果報告書)

概 要 集

1993年2月

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 (II)
(平成4年度)

(動力炉・核燃料開発事業団 委託研究成果報告書)

概 要 集

1993年2月

株式会社 間 組

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

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

電話:029-282-1122(代表)
ファックス :029-282-7980
電子メール:jserv@jnc.go.jp

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184, Japan

この資料は、
複製、転載、引
理して下さい。

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

ます。ついては、
漏洩がないよう管
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 技術管理室



PNC PJ1412 93-002

1993年2月

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）

小林 晃 * 稲葉 孝子 *

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—応力連成モデルを開発することを目的に緩衝材の温度勾配下の水分移動現象のメカニズムの検討及びモデル開発とその妥当性の評価を行った。

また、解析コードの確証試験に必要なゆるみ領域の非破壊又は遠隔計測手法についての調査・検討もあわせて実施した。

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：040D0194

* 株式会社間組技術研究所



PNC PJ1412 93-002

FEBRUARY, 1993

DEVELOPMENT OF THE COUPLED MODEL FOR THERMAL, HYDROLOGICAL AND
MECHANICAL PROCESSES IN GEOLOGICAL DISPOSAL (II)

A. KOBAYASHI * T. INABA *

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 for thermal, hydrological and mechanical (THM) processes of engineering barriers.

Furthermore, a comparison and studies were made of the applicability of the measuring methods for the plastic zone in the validation experiments of the coupled model.

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

PNC Liaison : NORIAKI SASAKI, Geological Isolation Technology Section

* Technical Research Institute of HAZAMA Corporation

目 次

1. 研究の目的及び範囲	
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 ゆるみ領域の非破壊、遠隔計測手法の調査・検討	1-2
2. 熱-水-応力連成モデル、コードの改良・開発	
2.1 目 的	2-1
2.2 緩衝材中の水分分布に関する熱力学的考察	2-1
2.2.1 NAGRA-DOE 共同研究プロジェクトで行われた手法を用いた検討	2-1
2.2.2 実測された不飽和水分特性を用いた検討	2-6
2.2.3 緩衝材内部の状態の推定	2-11
2.3 温度勾配による水分移動を考慮した連成モデルの開発	2-14
2.3.1 概要	2-14
2.3.2 支配方程式	2-14
2.3.3 温度勾配下における水分移動の解析	2-17
2.3.4 圧力勾配を大きくした水分移動実験の解析	2-21
2.3.5 緩衝材大型試験の解析	2-28
2.4 まとめ	2-33
3. 連成モデルの妥当性の評価	
3.1 ベンチマークテスト1の解析結果および他の手法との比較	3-1
3.2 ベンチマークテスト3の解析	3-6
3.2.1 REVの設定と要素特性の設定法	3-6
3.2.2 解析結果	3-6
3.3 まとめ	3-13

4. ゆるみ領域の非破壊、遠隔計測手法の調査、検討

4.1	はじめに	4-1
4.2	ゆるみ領域	4-3
4.3	ゆるみ領域の評価	4-6
4.3.1	弾性波速度	4-9
4.3.2	内空変位及び地中変位	4-16
4.3.3	ロックボルト軸力	4-20
4.3.4	透水係数	4-22
4.3.5	レーダー計測	4-26
4.3.6	A E計測	4-28
4.3.7	地圧計測	4-34
4.4	まとめ	4-36

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・透水特性の変化、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・確認が必要である。

このため、本研究では、緩衝材の温度勾配下の水分移動現象のメカニズムを考慮した連成モデル、コードの開発と、熱-水-応力連成モデルの開発・確認に関する国際共同研究「DECOVALEX」の例題解析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うものとする。

また、性能評価研究施設（ENTRY）に設置予定の、熱-水-応力連成試験設備（COUPLE）の試験を充実させる上で有効と考えられるゆるみ領域の非破壊又は遠隔計測手法についての調査・検討も合わせて行うものとする。

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 ゆるみ領域の非破壊、遠隔計測手法の調査・検討
- 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-応力連成モデルの開発が必要である。このため、昨年度までは緩衝材中での水及び水蒸気の移動のメカニズム及びそのモデル化の検討を行うとともに、飽和・不飽和媒体中での熱-水-応力連成解析コードTHAMESの改良検討を行った。

今年度は、これに引き続いて蒸発現象を考慮するモデル等を検討する。さらに、緩衝材大型試験の全面注水試験や緩衝材の特性試験で得られるデータ等も取り入れて連成モデル、コードの改良・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-応力連成モデルの開発・検証に関する国際共同研究（DECOVALEX）の例題解析を行う。そして、連成解析コードTHAMESの解析結果と他の連成解析コードを用いた解析結果を比較検討し、THAMESの検証及び熱-水-応力連成コードとしての妥当性の評価を行う。

さらに、DECOVALEXへの対応のひとつとして、緩衝材大型試験の全面注水試験の解析を実施する。

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う。

1.3.3 ゆるみ領域の非破壊、遠隔計測手法の調査・検討

ゆるみ領域は、周辺岩盤の物理、透水特性に及ぼす影響が大きいと考えられるため、熱-水-応力連成試験設備（COUPLE）での試験を充実させる上で、応力の変化にともなうゆるみ領域の発生過程を知ることが重要と考えられる。このため、ゆるみ領域の発生を非破壊又は遠隔計測で測定するための手法の調査と熱-水-応力連成試験設備（COUPLE）への適用の可能性について検討を行う。

2. 熱-水-応力連成モデルコードの改良・開発

2.1 目的

緩衝材大型試験の全面注水試験と緩衝材の特性試験で得られたデータからの知見を取り入れ、温度勾配による水分移動メカニズムを考慮した連成モデルの改良・検討を行なうことを目的とする。

本年度は、緩衝材大型試験で実測されたデータと別途行なわれた緩衝材の基本的な特性試験結果をもとに、緩衝材中で起こっている現象について考察し、その結果に適したモデル開発を試みるものである。

検討では、まず、緩衝材大型試験で実測された水分分布と温度分布、および別途室内実験で得られた不飽和水分特性をもとに、熱力学的に緩衝材内部で起こっている現象を推察し、メカニズムの検討を行なう。そして、水分移動を蒸気水の移動と液状水の移動に区分したモデルを開発し、緩衝材の室内実験結果を用いてモデルの妥当性の検討を試み、その結果を用いて緩衝材大型試験の解析を行なう。

2.2 緩衝材中の水分分布に関する熱力学的考察

2.2.1 NAGRA-DOE共同研究プロジェクトで行なわれた手法を用いた検討

熱、水、空気の流れの不可逆過程として次式を考える。

$$J_q = -L_{qq}\Delta\ln T - L_{qw}\frac{RT}{M_w}\Delta\ln P_v - L_{qa}\frac{RT}{M_w}\Delta\ln P_a \quad (2-1)$$

$$J_w = -L_{wq}\Delta\ln T - L_{ww}\frac{RT}{M_w}\Delta\ln P_v - L_{wa}\frac{RT}{M_w}\Delta\ln P_a \quad (2-2)$$

$$J_a = -L_{aq}\Delta\ln T - L_{aw}\frac{RT}{M_w}\Delta\ln P_v - L_{aa}\frac{RT}{M_w}\Delta\ln P_a \quad (2-3)$$

ここで、 $L_{ij} = L_{ji}$, $j \neq i$ 、 $J_q = J'_q + T(S_c - S_a)J_c$ 、 $J_w = J_v + J_c$ 、 J'_q は熱フラックス、 S_c は吸着水の比エントロピ、 S_a は空気の比エントロピ、 J_c は吸着水のフラックス、 J_v は蒸気水の

フラックス、 T は温度 ($^{\circ}\text{K}$)、 P_v は蒸気圧、 P_a は空気圧、 R は気体定数、 M_w は水のモル重量である。 L_{ij} は熱、水、空気の流れに寄与する比例係数である。

ここで、空気の流れ J_a と水の流れ J_w が相殺され、ゼロであると仮定し、定常状態にあるとすると、上式より次式が得られる。

$$\Delta \ln P_v = \frac{M_w}{R} \frac{L_{aa}L_{wq} - L_{aq}L_{aw}}{L_{aa}L_{ww} - L_{aw}^2} \Delta \left(\frac{1}{T} \right) \quad (2-4)$$

この式より、 $\ln P_v \sim 1/T$ 関係で勾配がない場合に $L_{wq} = L_{aq} = L_{aw} = 0$ という水分（液状水と蒸気水を含む）の移動における温度勾配と空気圧勾配の影響（あるいはエネルギーの流れにおける蒸気圧勾配の影響と空気の流れにおける蒸気圧勾配の影響）、および空気の流れにおける温度勾配の影響（あるいはエネルギーの流れにおける空気圧勾配の影響）がない状況になり、各成分の流れにおける他の流れの影響がない状態を示すことになる。

以上の検討を C.L. Carnahan の論文を参考にし、NAGRA が行なった膨張圧～含水比関係と吸水発熱～含水比関係を用い、緩衝材大型試験で計測された温度～含水比関係から上述の $\ln P_v \sim 1/T$ 関係の勾配について検討を行なう。

NAGRA で計測された膨潤圧～含水比率関係は次式の様である。

$$P_s = 10^6 \exp(6.00 - 17.8 w) \quad (2-5)$$

定温状態を仮定し、次式で膨潤圧を評価する。

$$P_s = \frac{RT}{M_w V_c} \ln \frac{P_v}{P_0} \quad (2-6)$$

ここで、 V_c は吸着水の比体積、 P_0 は飽和蒸気圧である。上式に、 $V_c = 1 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{kg}$ 、 $P_0 = 2.313 \times 10^5 \text{ N/m}^2$ を仮定すると、次式が得られる。

$$\ln P_v(293 \text{ K}) = 7.7463 - \exp(1.0933 - 17.8 w) \quad (2-7)$$

次に等温吸着の温度依存性を推定する。

ある一定含水比状態における等温吸着の温度変化の式は次式で与えられる。

$$\frac{\partial \ln P_v}{\partial (1/T)} = -\frac{M_w}{R} q_{st} \quad (2-8)$$

ここで、 q_{st} は吸着の specific isosteric heat である。この式を積分すると次式を得る。

$$\ln P_v = \ln P_v(293K) + \frac{M_w}{R} q_{st} \left(\frac{1}{293} - \frac{1}{T} \right) \quad (2-9)$$

q_{st} は汲水による発熱 (specific residual heat of immersion) h_f と関係がある。

$$q_{st} = H^{vap} - \left[\frac{\partial h_f}{\partial w} \right]_T \quad (2-10)$$

ここで、 H^{vap} は水の蒸発の潜熱 (specific heat of vaporization of H_2O) であり、 2.419×10^6 J/kg である。

また h_f の含水比依存性は NAGRA により次式のように、計測されている。

$$h_f = 47.18 \times 10^3 \exp(-8.53w - 29.28 w^2) \text{ J/kg} \quad (2-11)$$

式 (2-11)、(2-10) を (2-9) に代入することにより、 $\ln P_v \sim M_w/RT$ 関係をその時点での T と w から求めることができる。

図2-1は試験開始5ヶ月後にボーリングにより実測された緩衝材大型試験における緩衝材中の含水比分布である。

また、試験開始5ヶ月後のヒーター中心高さにおける実測値をもとに、上述の式を用いて求めた $\ln P_v \sim M_w/RT$ 関係を図2-2に示す。そして、図2-2で求められた緩衝材中の平均の $\ln P_v$ を10.44と仮定し、すなわち、蒸気圧勾配がゼロであると仮定して、式 (2-7)、(2-9)、(2-10)、(2-11) から緩衝材中の含水比を推定したのが図2-3である。

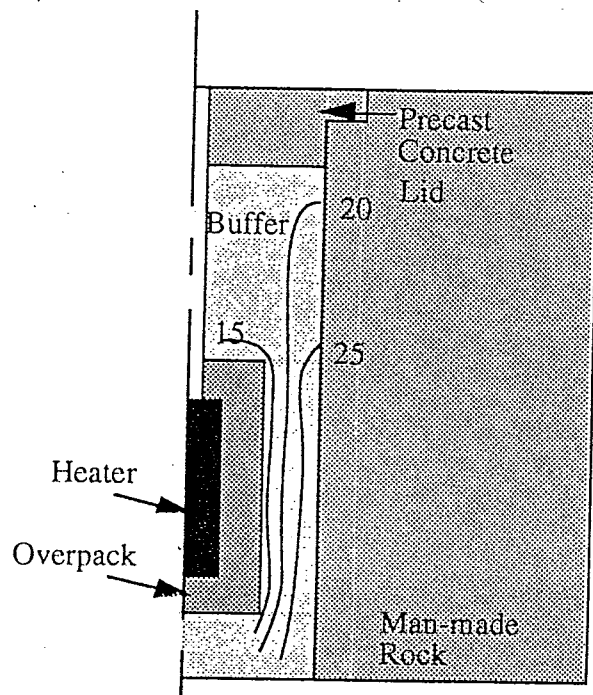


図2-1 実測された緩衝材大型試験における緩衝材中の5ヶ月後の含水比分布

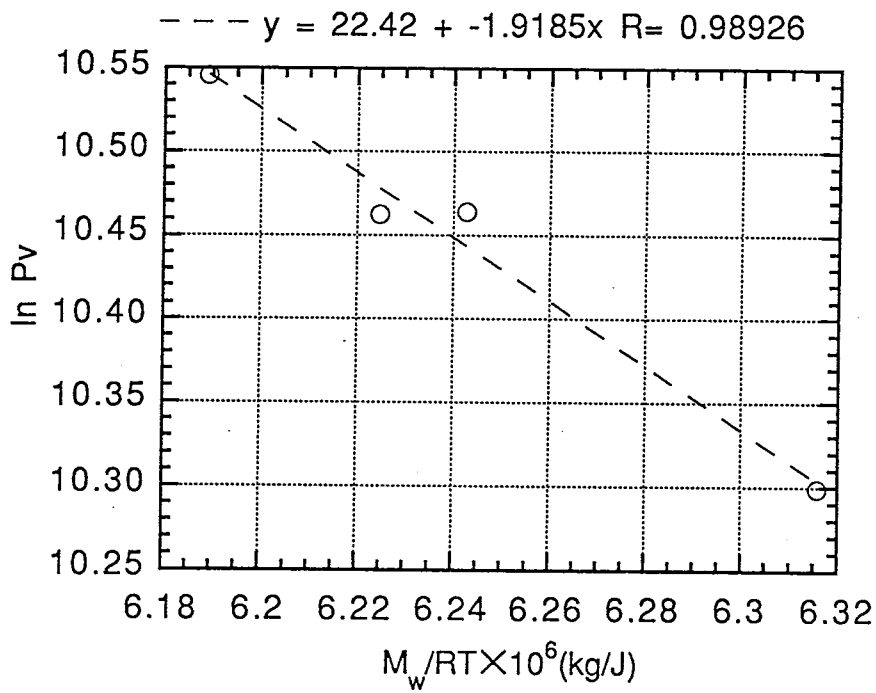


図2-2 $\ln P_v \sim M_w/RT$ 関係 (5ヶ月後のボーリングから得られた含水比分布とヒーター中心高さにおいて計測された温度分布から推定)

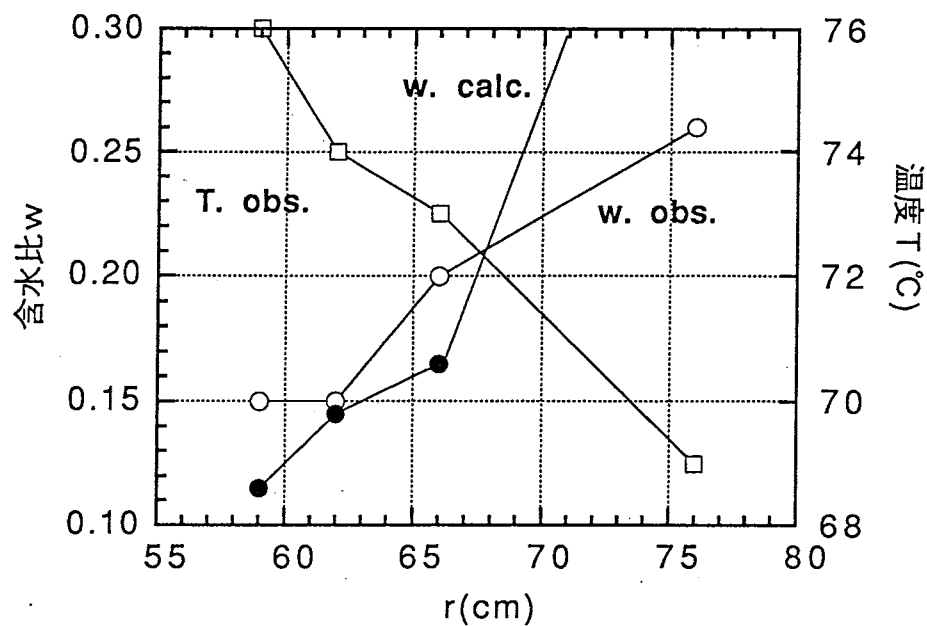


図2-3 含水比、温度分布
 $\ln P_v = 10.44$ として連成項がないものと仮定して、
 推定した含水比分布（ボーリングから $\ln P_v$ に相当）

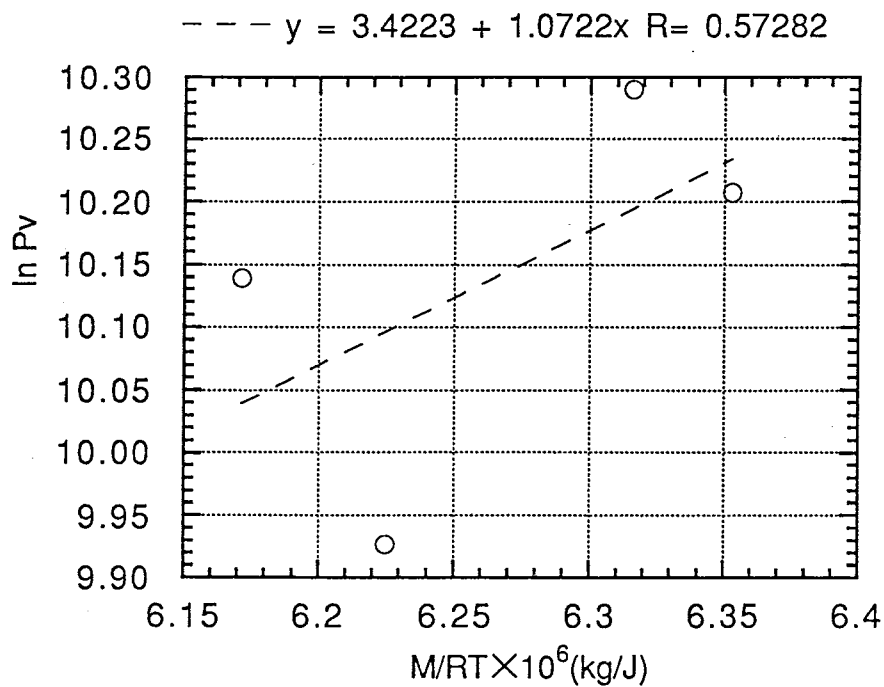


図2-4 $\ln P_v \sim M_w/RT$ 関係（5ヶ月後のサイクロメータから得られた含水比分布と
 ヒーター中心高さにおいて計測された温度分布から推定）

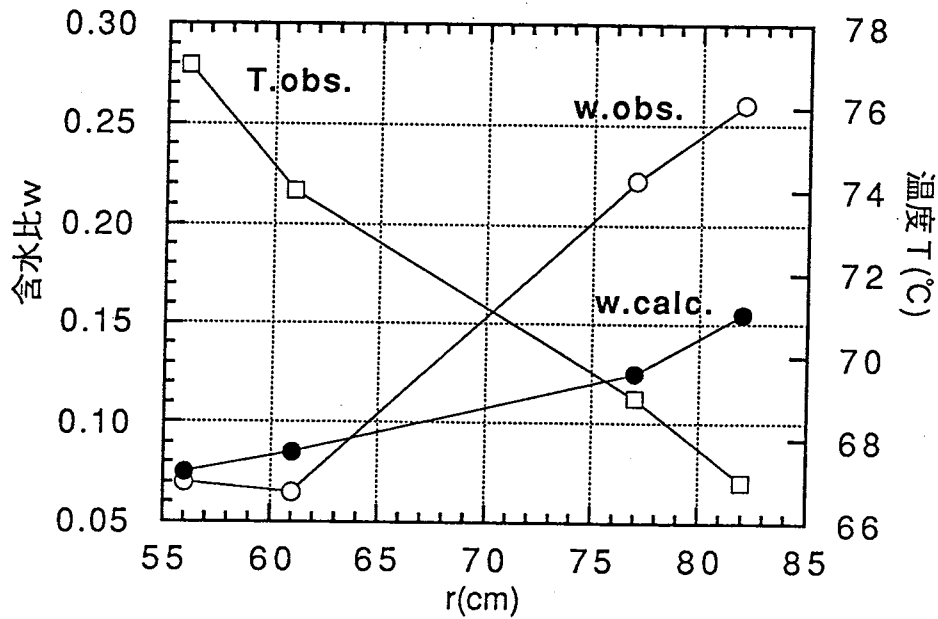


図2-5 含水比、温度分布
 $\ln P_v = 10.14$ として連成項がないものと仮定して推定した
 含水比分布 (サイクロメータからの $\ln P_v$ に相当)

また、緩衝材中に設置されたサイクロメータによって計測された含水比分布から推定した $\ln P_v \sim M_w / RT$ 関係と含水比分布を図2-4、5に示す。

図2-2、4に見られるように、蒸気圧の対数と温度の間には、相関が見られ、式(2-4)の係数がゼロでないことがわかる。すなわち、蒸気の移動、空気の移動、熱の移動の間に相互に影響を及ぼす因子が存在し、その影響が水分移動にあることがわかる。また、図2-3、5に見られるように、蒸気圧勾配がゼロ、すなわちそのような各物質の移動の連成関係がないと仮定した場合の水分子予測では、高温側では比較的実測とあっているが、低温側では大きく実測と値が異なっている。これは、低温の時から、水分移動に蒸気移動や温度移動の影響が現われている可能性を示している。

2.2.2 実測された不飽和水分特性を用いた検討

次に、実測された不飽和水分特性をもとに、緩衝材大型実験で用いられた緩衝材の膨張圧～含水比関係を推定し、上述と同じ検討を行なう。

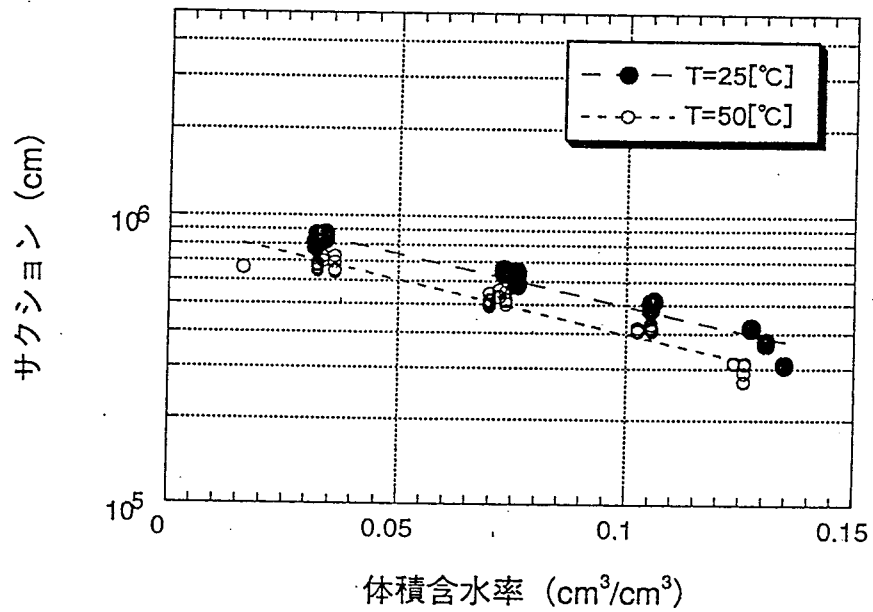


図2-6 実測された不飽和水分特性

図2-6は実測された25℃と50℃における不飽和水分特性である。この25℃の時の関係を次式により表す。

$$\psi = \exp(-4.997w + 16217) \quad (2-12)$$

ψ が化学ポテンシャル $\Delta\mu$ と等しいとすると、次式が得られる。

$$\Delta\mu = -\psi = 10^6 \exp(-4.997w + 16217) \quad (2-13)$$

ここで、ポテンシャルの単位を N/m^2 にしている。

中野によると、化学ポテンシャルが蒸気圧と平衡状態にあると仮定すると、次式が成り立つ。

$$\Delta\mu = -\frac{RT}{M_w V_c} \ln\left(\frac{P_0}{P_v}\right) \quad (2-14)$$

上式より、蒸気圧の含水比依存性が次式のように求められる。

$$\ln P_v = -\exp(11.307 - 4.997w) + 7.7463 \quad (2-15)$$

上式を式 (2-7) の代わりに用い、先と同様の手順で求めた $\ln P_v \sim 1/T$ 関係および、蒸気圧勾配がゼロであると仮定した場合の水分分布を示す。図2-7、8はボアホールより得られた水分分布を用いたものであり、図2-9、10はサイクロメータより得られた水分分布を用いた結果である。

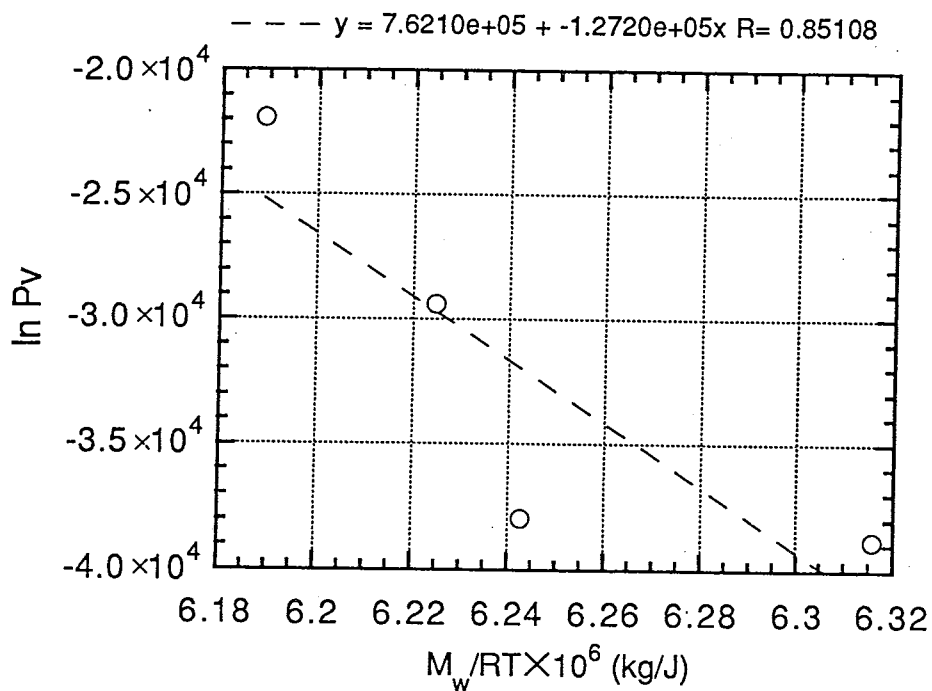


図2-7 $\ln P_v \sim M_w/RT$ 関係
5ヶ月後のボーリングから得られた含水比分布と計測された温度分布から推定

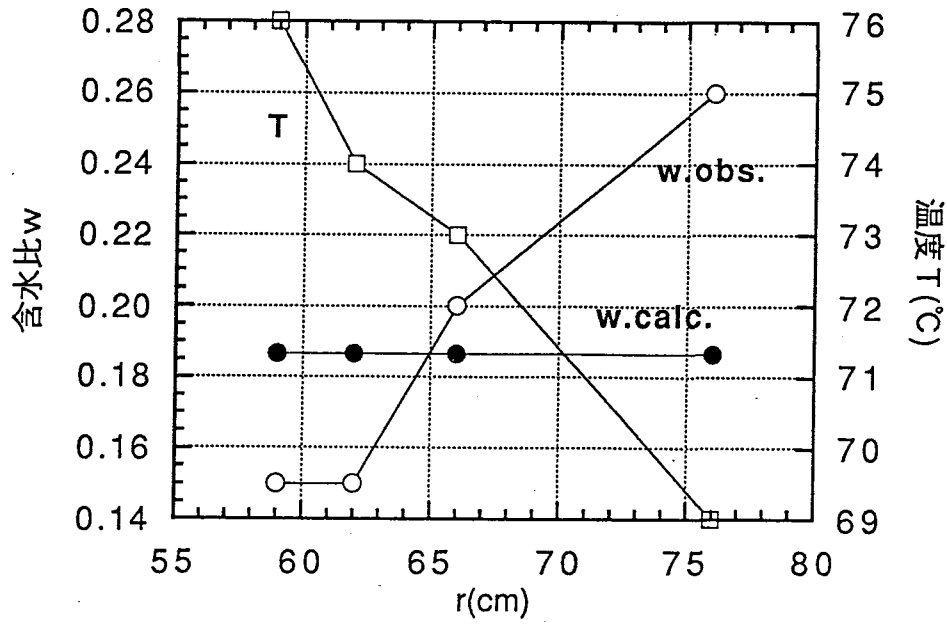


図2-8 含水比、温度分布
連成項がないものと仮定して、推定した含水比分布（ボーリングから $\ln P_v$ に相当）

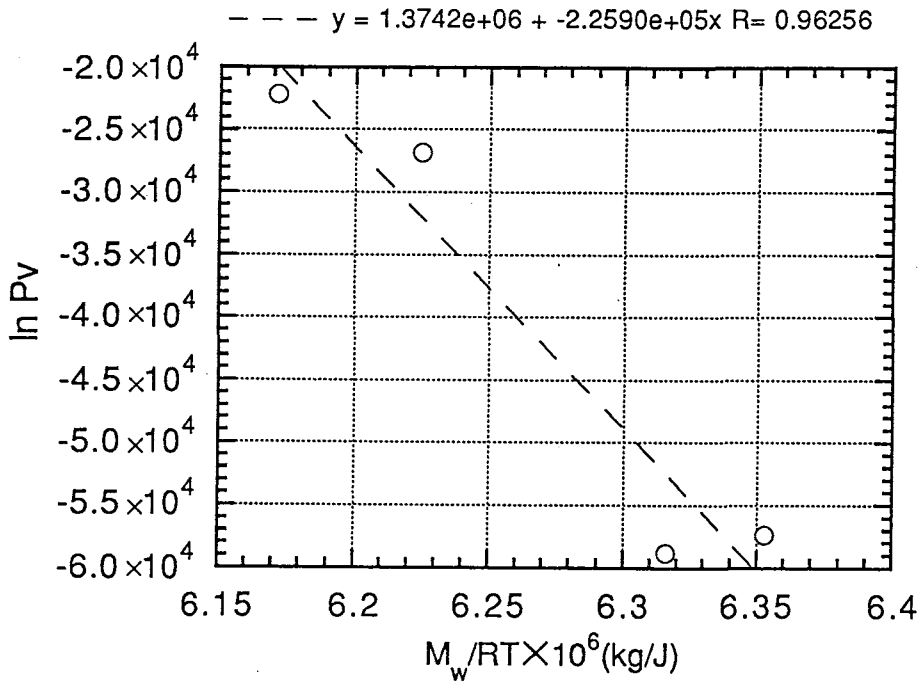


図2-9 $\ln P_v \sim M_w/RT$ 関係
サイクロメータから得られた含水比分布と計測された温度分布から推定

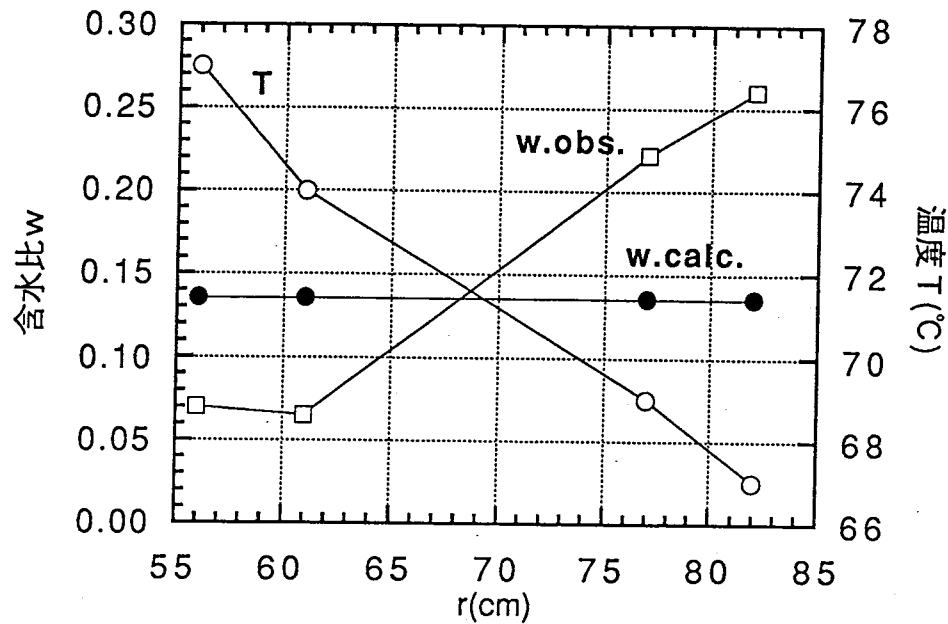


図2-10 含水比、温度分布

連成項がないものと仮定して、推定した含水比分布（サイクロメータから $\ln P_v$ に相当）

図2-7、9からわかるように、実測された不飽和水分特性を用いた場合にも、蒸気圧の対数表示と温度関係には相関があり、各物質の移動の連成関係が存在することがわかる。また、NAGRAで実測された膨潤圧～含水比関係を用いた場合には、蒸気圧と温度関係の相関の正負が、ボーリングコアから測定された水分分布を用いた場合とサイクロメータからの測定結果を用いた場合には逆になったが、実測された不飽和水分特性を用いた場合、相関はどちらの場合も同様である。

また、図2-8、10を見ると、蒸気圧勾配がゼロ、すなわち物質移動間の連成が無いと仮定した場合の水分分布は全領域で一定となっている。これは、緩衝材中の水分移動は、連成関係が主となって移動している可能性を示唆している。

2.2.3 緩衝材内部の状態の推定

今までは、NAGRAで計測されたクロベイロン式の蒸発熱の温度依存性を用いて検討を行なったが、ここでは、サイクロメータの較正曲線とサイクロメータによる含水比分布を用いて、実際の化学ポテンシャルの分布を求め、測定温度における飽和蒸気圧を用いて、緩衝材中の $\ln Pv$ 分布を求めることを試みる。この分布は、サイクロメータによって計られたものであり、その時点での実際の状況を表しているものと思われる。

図2-11はサイクロメータの較正曲線である。ここでは、図中に示した指数関数を用いた。

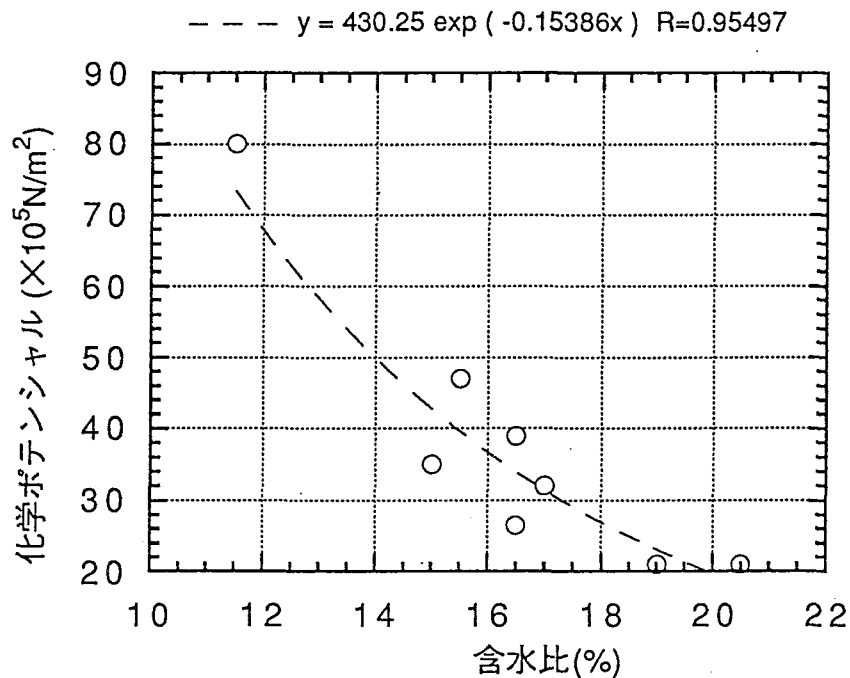


図2-11 サイクロメータの較正曲線

この較正曲線によって求められた化学ポテンシャル値と測定温度、およびそれに対する飽和蒸気圧より、式 (2-14) より、その地点における蒸気圧を求める。

図2-12は得られた化学ポテンシャルと蒸気圧の対数の分布である。

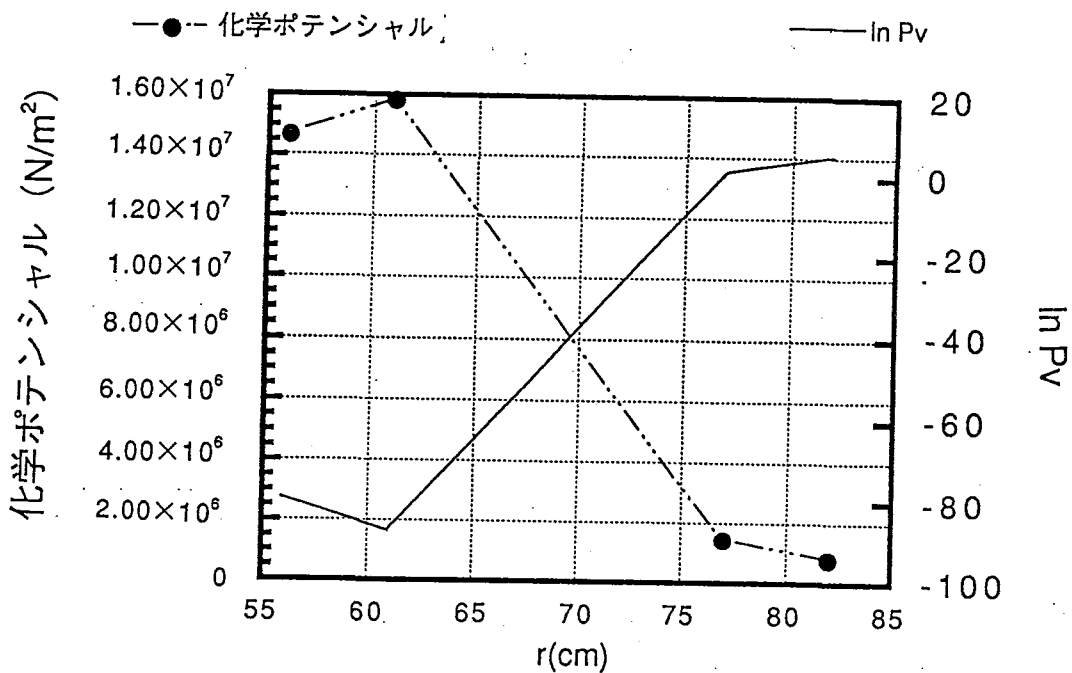


図2-12 サイクロメータを用いた測定した化学ポテンシャル分布とそれにより推定した蒸気圧分布

上図より、緩衝材中の蒸気圧が高温側に行くほど、ゼロに近い状態にあることがわかる。また、低温側でも余り高くないこともわかる。しかし、当然、温度(°C)は正の値である。このような状態は、蒸気状態にあるものと予想される。したがって、緩衝材中の水分挙動としては、熱源に近い所では蒸気による水分移動が主となっていることが予想される。

また、蒸気圧が非常に小さいことより、状態方程式を考えると、その密度も小さいことが予想される。したがって、次式で表されるPhilip&de Vries式の温度勾配にかかる係数 D_T も小さい値になることが予想される。

$$D_T = D_{va} v \frac{C_v dC_s}{C_s dT} \quad (2-16)$$

このような場合は、温度勾配による水分移動量が少なくなり、Philip & de Vriesの式で、蒸気による水分移動現象を追うことは、若干難しい状況であるかも知れない。

以上のことより、緩衝材大型試験における緩衝材内部の水分移動では、かなり蒸気として

の移動現象が大きな因子となっており、その移動には、温度勾配、空気圧勾配の影響が大きいものと思われる。

通常の土壌中では、空気圧勾配による空気の流れは無視できるが、緩衝材は大気と接しておらず、密封状態にあるので、気相の全圧が変化する可能性もあり、それにより空気圧の勾配が生じる可能性も考えられる。

2.3 温度勾配による水分移動を考慮した連成モデルの開発

2.3.1 概要

動燃事業団が行なっている緩衝材大型試験の内、全面注水試験の解析を行ない、同試験で得られた緩衝材中の水分分布変化状況を再現することを目的とする。緩衝材大型試験の開始5ヶ月後の水分計測で、注水面より10cm程、飽和領域が生じていることが分かった。しかし、昨年度まで検討した手法では不飽和領域の解析しかできず、高い含水比の状態を評価することが困難であった。そこで、本年度は飽和領域まで拡張したモデルでの検討を試みる。また、その解析に先立ち、同様に動燃事業団で行なわれた温度勾配下における水分移動実験、および、圧力勾配を大きくした水分移動実験の解析を行なう。そして、温度勾配下における水分移動の解析では、温度勾配による水分移動に関する係数 D_T の値およびその温度に対する非線形性について考察する。また、圧力勾配を大きくした水分移動実験の解析では水分移動における不飽和水分特性の与える影響について考察する。

2.3.2 支配方程式

液状水の移動式は次式のように書ける。

$$\frac{\partial(\theta_l \rho_l)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial \mathbf{x}} \left\{ \rho_l \mathbf{D}_{Tl} \frac{\partial T}{\partial \mathbf{x}} + \rho_l \mathbf{D}_{\theta l} \frac{\partial \theta}{\partial \mathbf{x}} \right\} + \rho_l \frac{\partial k_z}{\partial z} - Y \quad (2-17)$$

上式において、 ρ_l は液状水の密度、 \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である。 θ は体積含水率、 ψ はサクションである。 T は温度、 k_z はz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、水蒸気の移動式は次式のように書ける。

$$\frac{\partial(\theta_v \rho_v)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial \mathbf{x}} \left\{ \rho_v \mathbf{D}_{Tv} \frac{\partial T}{\partial \mathbf{x}} + \rho_v \mathbf{D}_{\theta v} \frac{\partial \theta}{\partial \mathbf{x}} \right\} + Y \quad (2-18)$$

ここで、添え字 v は水蒸気の状態を示している。

(2-17) 式において体積含水率の勾配で水分が移動する項を透水係数を用いて書き直すと以下の様になる。

$$\frac{\partial(\theta_l \rho_l)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left\{ \rho_l D_T \frac{\partial T}{\partial x} + \rho_l K \frac{\partial \psi}{\partial x} \right\} - Y \quad (2-19)$$

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。(2-18) 式と (2-19) 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。

$$\frac{\partial(\theta_l \rho_l + \theta_v \rho_v)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left\{ (\rho_l D_T + \rho_v D_{T_v}) \frac{\partial T}{\partial x} + \rho_l K \frac{\partial \psi}{\partial x} + \rho_v D_{\theta_v} \frac{\partial \theta}{\partial x} \right\} \quad (2-20)$$

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2、3項は図2-13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1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、(2-20) 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以下の様なる。

$$\begin{aligned}
& \left\{ D_{\theta v ij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_{j,j} - z_{j,j}) + \frac{k_{sat ij} K_r}{\mu} h_{j,j} \right\}_{,i} + (D_T T_{,i})_{,i} \\
& - \rho_{f0} n S_r \rho_f \beta_P \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_f C(\psi) \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_f S_r \frac{\partial u_{i,j}}{\partial t} \\
& + \rho_{f0} n S_r \beta_T \frac{\partial T}{\partial t} = 0
\end{aligned} \tag{2-21}$$

ここで、 $k_{sat ij}$ 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で、 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(2-18)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(2-21)式で表わしたように、密度を前に掛ける必要のない係数となるからである。同様に、 D_T の前の密度も削除されている。

透水係数 k_{sat} 、 K_r は、 $D_{\theta v}$ に $\partial \theta / \partial \psi$ を乗じて求められた値を動粘性係数で除して求められる。 $D_{\theta v}$ は $D_{\theta v}$ と同様に質量フラックスの係数であるので、(2-19)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 $D_{\theta v ij}$ 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(2-21)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。

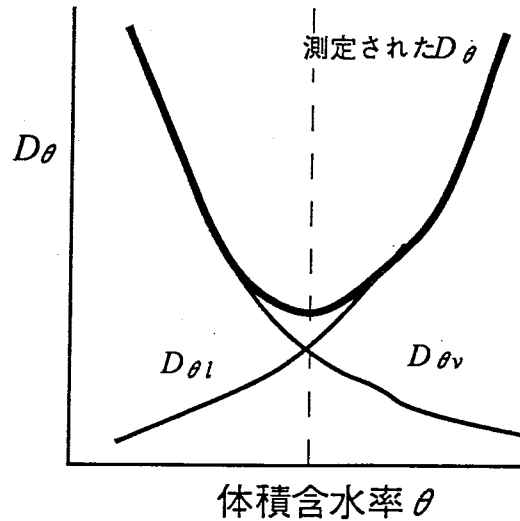


図2-13 水分拡散係数と体積含水率の関係

また、エネルギーの保存則は以下で表される。

$$\begin{aligned}
 & (\rho C_v)_m \frac{\partial T}{\partial t} + ns_r \rho_f C_{vf} V_f i T_{,i} - K_{Tm} T_{,ii} + \rho_f H D_{\theta v ij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_j - z_j) \\
 & + ns_r T \frac{\beta_T}{\beta_P} \left\{ D_{\theta ij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_j - z_j) \right\}_{,i} + \frac{1}{2} (1-n) \beta_T \frac{\partial}{\partial T} (u_{i,j} + u_{j,i}) = 0
 \end{aligned} \tag{2-22}$$

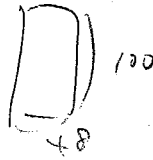
ここで、 $(\rho C_v)_m$ は水と骨格粒子からなる場の比熱、 C_{vf} は流体の比熱、 K_{Tm} は水と骨格粒子からなる場の熱伝導係数である。 H が単位質量あたりの水の蒸発潜熱である。

今回の検討では、このような支配方程式に変更し、有限要素法で離散化することにより検討を行なう。

2.3.3 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、式(2-21)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

供試体の寸法は48×100mmである。温度は上端を25℃で固定、下端を45℃、55℃の2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/cm³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

① 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。

$$D_T = D_{T_0} \exp\left(\alpha \frac{T - T_0}{T_0}\right) \quad (2-23)$$

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。

② 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。

③ 不飽和水分特性

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

④ その他のパラメータ

その他のパラメータについては、表2-1に示す値を用いる。

また熱伝導係数、比熱に関しては後述の式(2-24)、(2-25)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。

表2-1 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

(4) 解析結果および考察

図2-14は、 D_T に式(2-23)で示したような温度に対する非線形性を持たした結果である。横軸は温度を25°Cで固定した上端からの距離を表わす。すなわち $x=10\text{cm}$ の点が温度を45°Cで固定した下端である。 T_0 は25°Cとし、 D_{T_0} 、 α は実験値に合うように調整した。その結果、 D_T が温度に対する非線形性を有すると温度勾配による水分移動量は大きくなり、同図に示すように、 $D_{T_0}=9\times 10^{-6}\text{cm}^2/\text{s}$ 、 $\alpha=1.8$ の時、実験値と良く一致した。

そこで、同じ D_{T_0} 、 α の値を用いて高温側設定温度55°Cの時の、実験値と解析値の比較をしたものを図2-15に示す。横軸は温度を25°Cで固定した上端からの距離を表わし、 $x=10\text{cm}$ の点が温度を55°Cで固定した下端である。同図より、供試体中の含水比変化の傾向は実験値と解析値とで大体一致していることが分かる。しかし、温度の高い点での含水比の変化量は実験値と解析値とでほぼ同じであるが、温度の低い点では実験値は解析値ほど大きく含水比は変化していない。解析では水分は供試体中で温度の高い点から低い点へと移動して行くのみで供試体の外へは出て行かないため、供試体中で水分量の保存則が満足される。一方、実験では詳細な観察によると上端低温側の食品包装用ラップフィルムに多くの水滴が付着していたという報告もあり、必ずしも閉じた系にはなっていなかったものと思われる。おそらく、低温側の水分量の減少は、供試体の外への水分の放出のために起こったものと思われる。

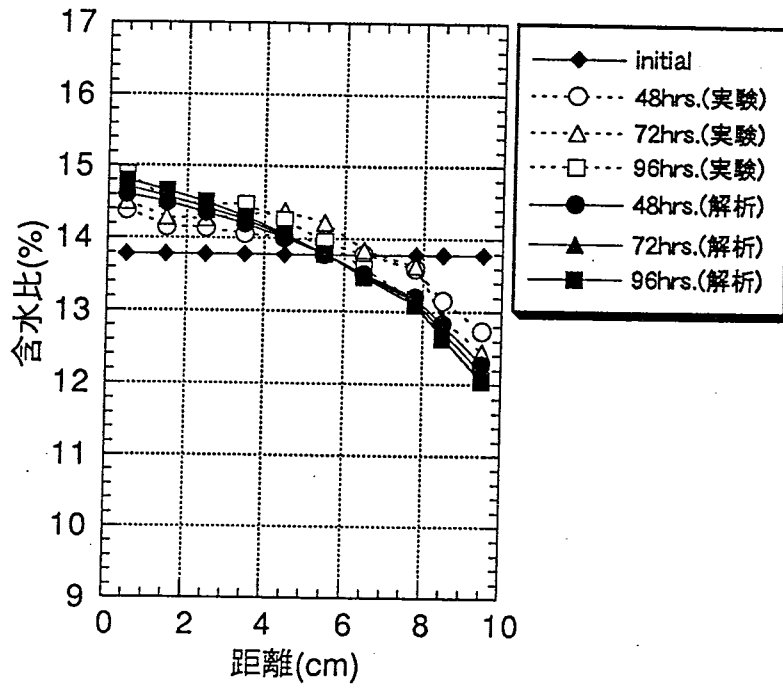


図2-14 設定温度45°Cの場合の含水比分布の実験値と解析値の比較
 $(D_{T_0}=9 \times 10^{-6} \text{ cm}^2/\text{s}^\circ\text{C}$ 、 $\alpha=1.8$ 、 $T_0=25^\circ\text{C}$)

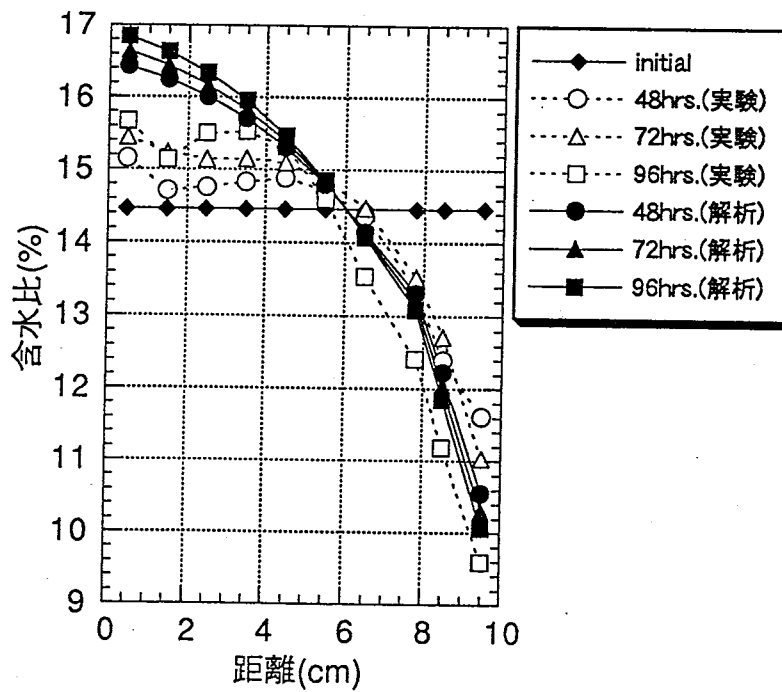


図2-15 設定温度55°Cの場合の含水比分布の実験値と解析値の比較
 $(D_{T_0}=9 \times 10^{-6} \text{ cm}^2/\text{s}^\circ\text{C}$ 、 $\alpha=1.8$ 、 $T_0=25^\circ\text{C}$)

2.3.4 圧力勾配を大きくした水分移動実験の解析

(1) 概要

動燃事業団殿では、通常的水分拡散試験に圧力勾配を加えた試験を行っており、その結果によると、見かけ上水分拡散係数が大きくなることが分かった。この正圧を加えた状況は緩衝材大型試験と同様の状況であり、この室内試験を評価することにより緩衝材大型試験内部の浸透状況を推察することが可能となると思われる。式(2-21)のモデルでは、不飽和水分特性の形が結果に大きく影響を与える。そこで、不飽和水分特性を変化させ、加圧試験における水分移動の解析を行なうことにより、水分移動における不飽和水分特性の与える影響について考察する。

(2) 解析条件

供試体の寸法は20×20mmである。加圧は供試体の下端から行ない、下端の節点の水圧を固定することにより加圧状態を表現する。固定水圧は0.0kgf/cm²、0.5kgf/cm²の2ケース行ない、水分移動状況について実験値と比較検討する。供試体はベントナイト70%、ケイ砂30%であり、物性値は実験時に得られたものを用いた。すなわち、密度は1.6g/cm³とし、初期含水比は圧力0.0kgf/cm²の時は12.0%、圧力0.5kgf/cm²の時は6.3%である。

境界はすべて変位固定とし、水圧を与える面以外の境界はno flow境界とした。

(3) パラメータの設定

① 水分拡散係数および比透水係数

蒸気水および液状水的水分拡散係数は、動燃事業団殿によって測定されたものを用いる。液状水の比透水係数は、液状水的水分拡散係数に $\partial \theta / \partial \psi$ を乗じることにより算出する。

② 不飽和水分特性

本解析では、 $\partial \theta / \partial \psi$ を蒸気水的水分拡散係数 $D_{g,v}$ 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。解析に用いた θ - ψ 関係は、動燃事業団殿が求めたものと、蒸気水的水分移動を大きくするため体積含水率が25%付近の $\partial \theta / \partial \psi$ が大きくなるようにしたものの2ケース(図2-16のcase Aとcase C)を用いた。また、 $D_{g,v}(\partial \theta / \partial \psi)$ の算出にあたり動燃事業団殿が求めた θ - ψ 関係から求めた $\partial \theta / \partial \psi$ を蒸気水的水分拡散係数に乗じたもの(case A)と、 $\partial \theta / \partial \psi$ の平均値を蒸気水的水分拡散係数に乗じて、実測され

た θ - $D_{\theta v}$ の関係を重視したもの (case B)、そして図2-16のcase Cの $\partial \theta / \partial \psi$ を乗じたもの (case C) の3ケースを用いた。図2-16は ψ と θ の関係であり、図2-17は $D_{\theta v}(\partial \theta / \partial \psi)$ と θ の関係である。図2-16のcase Aは動燃事業団殿が求めた θ - ψ 関係であり、case Cが体積含水率が25%付近の $\partial \theta / \partial \psi$ が大きくなるようにしたケースである。図2-17のcase Aが実測の $\partial \theta / \partial \psi$ を蒸気水の水分拡散係数に乗じたケース、case Bが $\partial \theta / \partial \psi$ の平均値を蒸気水の水分拡散係数に乗じたケースである。case Bの $D_{\theta v}(\partial \theta / \partial \psi)$ を用いた解析では、他の θ - ψ 関係には図2-16のcase Aと同じ関係を用いた。

図2-17のcase Aとcase Bを比較すると、 $\partial \theta / \partial \psi$ が乾燥するほど小さくなるので、 $D_{\theta v}(\partial \theta / \partial \psi)$ はcase Aの方がcase Bより乾燥側で小さくなっている。すなわち、case Aでは乾燥にも蒸気水の水分移動が活発に表現されにくいことになる。

③ 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、比熱に関しては後述の式 (2-24)、(2-25) 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。

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	0.3	4.00×10 ⁻¹¹	1.00×10 ⁻⁵

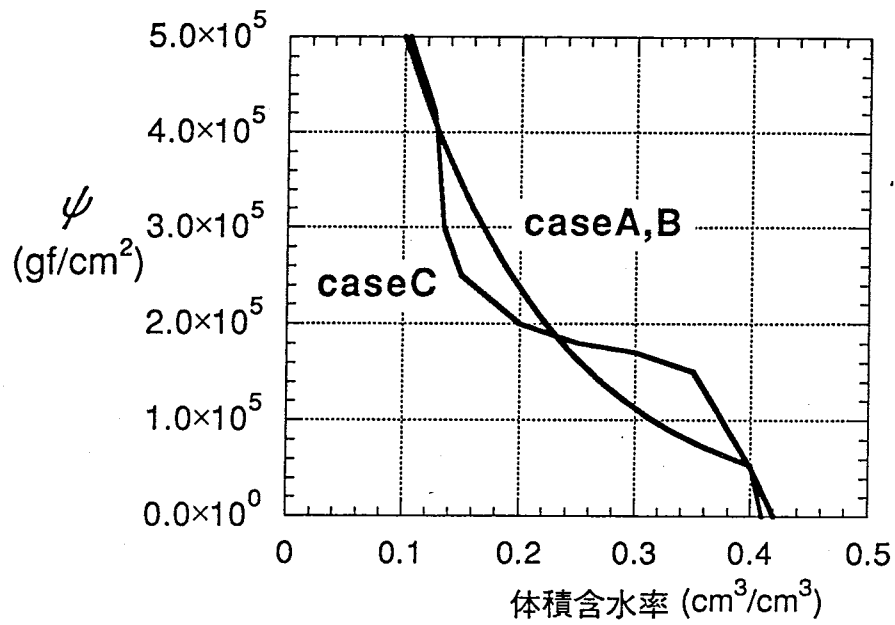


図2-16 不飽和水分特性

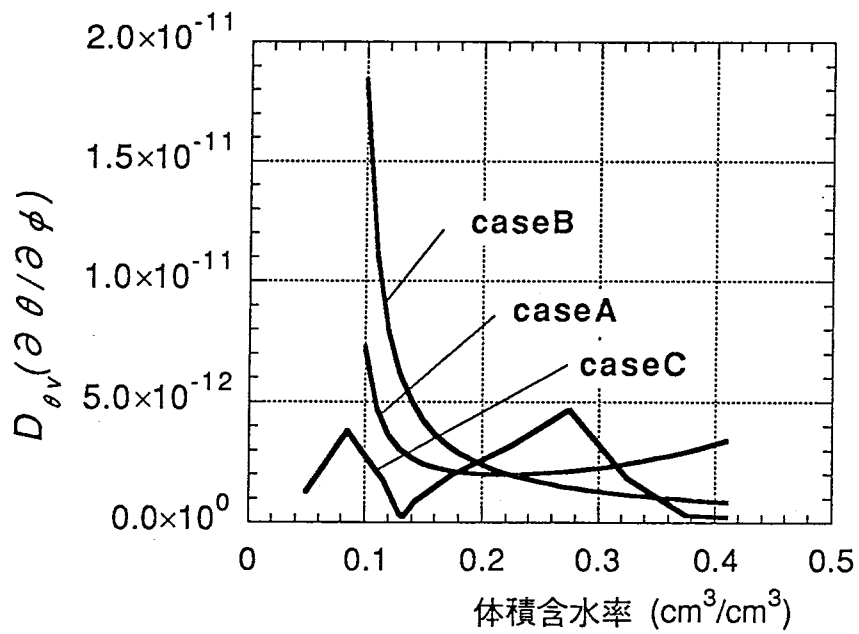


図2-17 $D_{\theta v}(\partial \theta / \partial \psi)$ と θ の関係

(4) 解析結果および考察

実験から求められるものは、圧力をかけている面からの各距離における含水比と乾燥密度の分布である。そして解析から得られるものは、求められた圧力分布から計算される体積含水率の分布である。体積含水率を乾燥密度で除すれば含水比分布が求められるのであるが、実験における乾燥密度は、供試体作成時のバラツキや膨潤による密度変化があり一様ではない。解析でその様な密度のバラツキを考慮するのは困難であるので、乾燥密度分布は一定として解析を行い、実験値と解析値の比較は、実測された含水比と、計算された体積含水率を実測の乾燥密度で除して求められた含水比で行なう。

図2-18に、case Aの結果を示す。(a)が圧力 $p=0.0\text{kgf/cm}^2$ の時、(b)が $p=0.5\text{kgf/cm}^2$ の時である。また、図2-19、20はcase B、Cの同様の結果である。図2-18よりcase Aの不飽和浸透特性を用いた場合、含水比の上昇の割合は実験値と比べてかなり小さいことが分かる。case Bは D_{θ} が乾燥側で大きくなる特性を重視したものであるが、図2-198によると、case Aに比べcase Bの方が含水比の上昇量は大きくなっていることが分かる。しかし、実験値と比べるとその変化はまだ小さい。動燃事業団殿で求められた不飽和水分特性は、体積含水率が15%より乾燥側の供試体に対して求められたものであり、図2-16のcase Aでは、それより湿潤側の $\theta - \psi$ 関係は $\theta - \log \psi$ の直線関係を外補間して表わしている。ところが本試験では、体積含水率が20%程のところの水分移動が現象に大きく影響を与えており、この辺りの不飽和水分特性が非常に重要である。図2-18、19に示した様に、図2-16のcase Aで表わした様な $\theta - \psi$ 関係の補間では実際現象をよく再現出来なかったことは体積含水率が20%付近の蒸気水の移動をより促進させる様な $\theta - \psi$ 関係が必要であることを示している。そこで、ここでは図2-16のcase Cの様な分布で試みることにした。case Cは図2-17より体積含水率が20%から30%の範囲でcase A、Bより大きい D_{θ} ($\partial \theta / \partial \psi$) を示していることが分かる。図2-20によると、case Cはcase Aやcase Bと比べ含水比の上昇量は多くなっている。 $p=0.0\text{kgf/cm}^2$ の時は実験値の含水比とかなり近い値になっているが、 $p=0.5\text{kgf/cm}^2$ の時には含水比の上昇量は実験値と比べて小さい。

以上の結果より、本モデルを用いた水分移動の解析においては、不飽和水分特性を正確に把握することが重要であることが分かった。

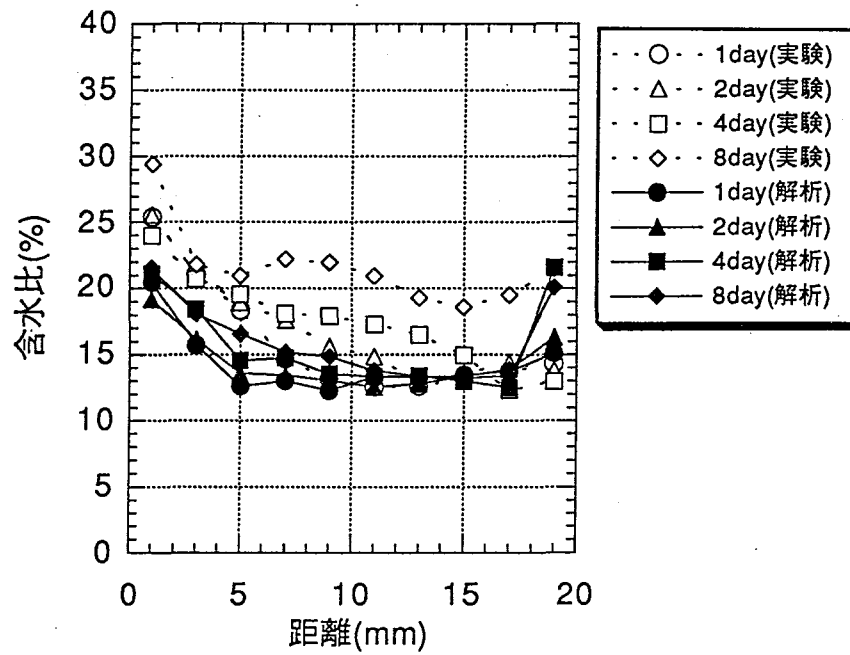


図2-18 (a) 含水比分布の実験値と解析値の比較

(case A、 $p=0.0\text{kgf/cm}^2$)

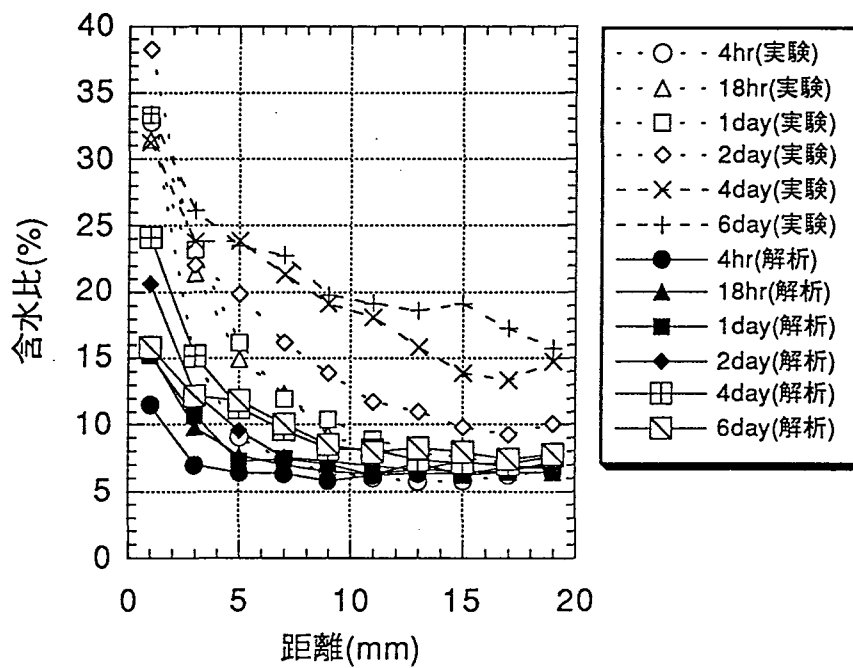


図2-18 (b) 含水比分布の実験値と解析値の比較

(case A、 $p=0.5\text{kgf/cm}^2$)

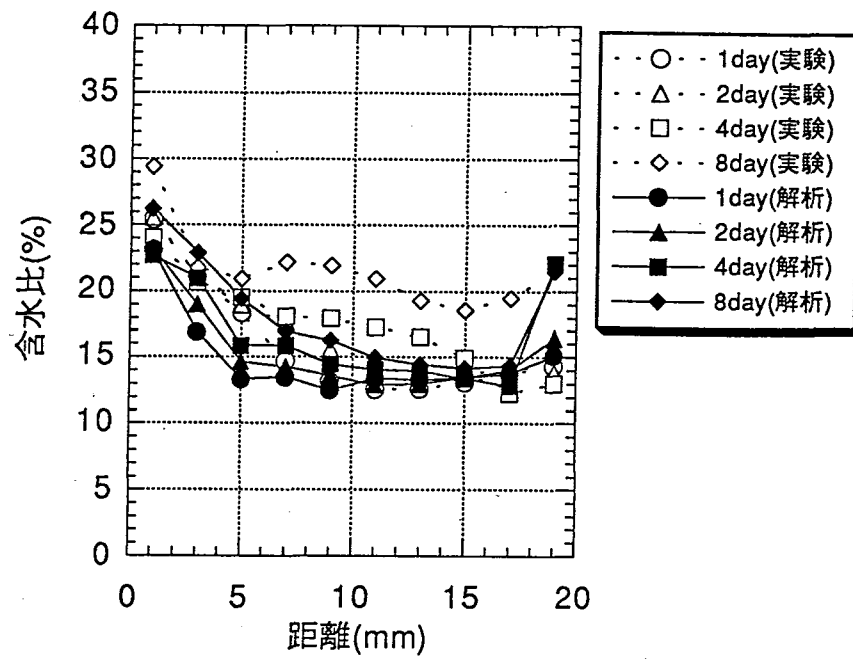


図2-19 (a) 含水比分布の実験値と解析値の比較

(case B 、 $p=0.0\text{kgf/cm}^2$)

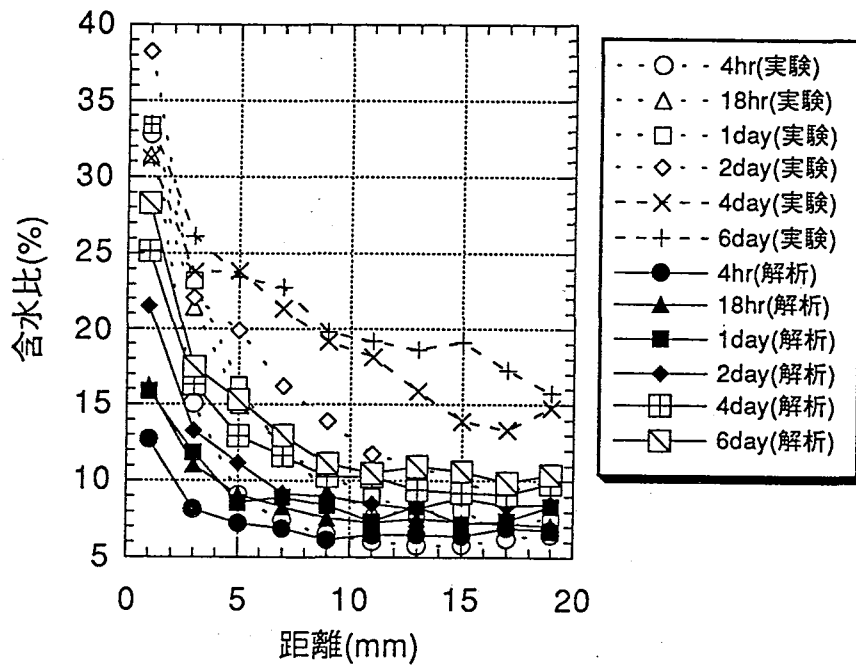


図2-19 (b) 含水比分布の実験値と解析値の比較

(case B 、 $p=0.5\text{kgf/cm}^2$)

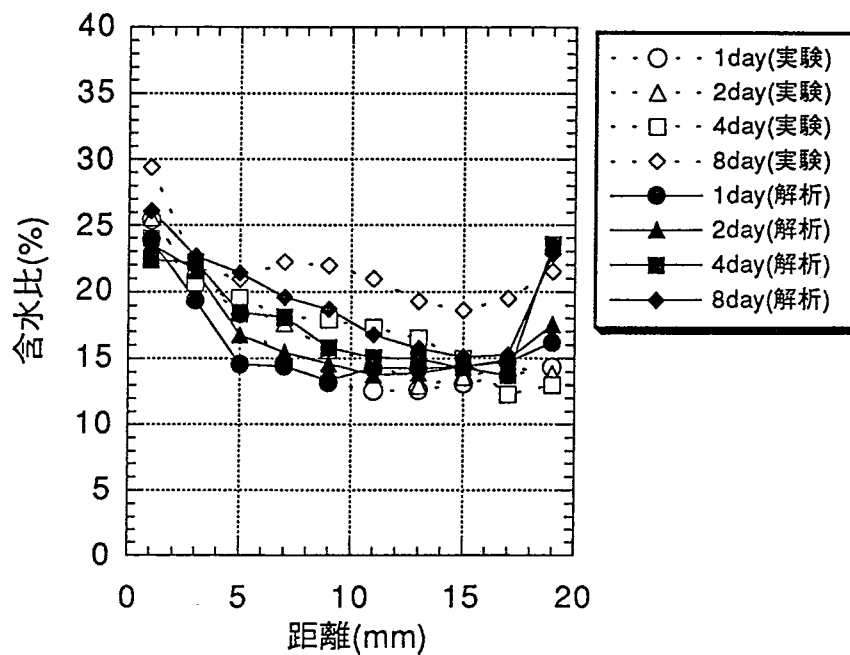


図2-20 (a) 含水比分布の実験値と解析値の比較

(case C、 $p=0.0\text{kgf/cm}^2$)

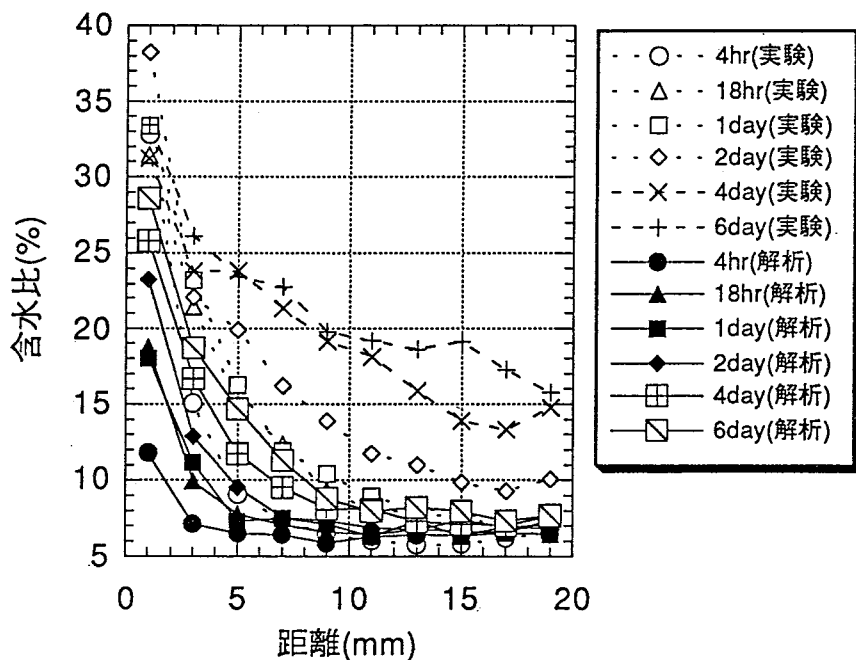


図2-20 (b) 含水比分布の実験値と解析値の比較

(case C、 $p=0.5\text{kgf/cm}^2$)

2.3.5 緩衝材大型試験の解析

(1) 概要

前述の結果を踏まえ緩衝材大型試験の内の全面注水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) 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、式 (2-23) で表わされる温度依存性を考慮して行なった。 T_0 は初期温度 (25°C) であり、 D_{T_0} 、 α は、温度勾配下における水分移動実験の解析で、実測と良く一致した値 ($D_{T_0} = 9.0 \times 10^{-6} \text{ cm}^2/\text{s}^\circ\text{C}$ 、 $\alpha = 1.8$) を用いた。

② 不飽和水分特性

不飽和水分特性については、図2-16に示すcase A、case Cの2ケースについて行なった。

$D_{\theta, \psi}(\partial \theta / \partial \psi)$ は図2-17に示すcase A、case B、case Cの3ケースを用いた。また、case Bの他の項で用いる不飽和水分特性は、図2-16のcase Aと同じである。

③ 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様に設定する。

$$K_{Tm} = 0.33 + 3.1\theta \quad (\text{kcal/m/hr}^\circ\text{C}) \quad (2-24)$$

$$(\rho C_v)_m = \frac{\gamma_d \times 0.2 + \theta}{\gamma_t} \quad (\text{kcal/kg}^\circ\text{C}) \quad (2-25)$$

ここで、 γ_d は乾燥密度、 γ_t は湿潤密度である。

④ その他のパラメータ

その他のパラメータについては昨年度の検討と同じ値を用いる

(3) 解析条件

解析条件の概要を図2-21に示す。解析は、昨年度と同様に、ヒータ中心を軸にした軸対象問題として行なう。発熱は昨年度と同様に図2-21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/cm^2 で解析を行ない、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。今回の解析には、膨潤圧による変形を考慮しておらず、また検討の主目的が水分移動現象の把握であるので、解析の収束性を向上するためにも変形は考慮せずに解析を行なう。すなわち、全領域で変位をゼロに固定し、水分移動、熱移動に着目した解析を行なう。

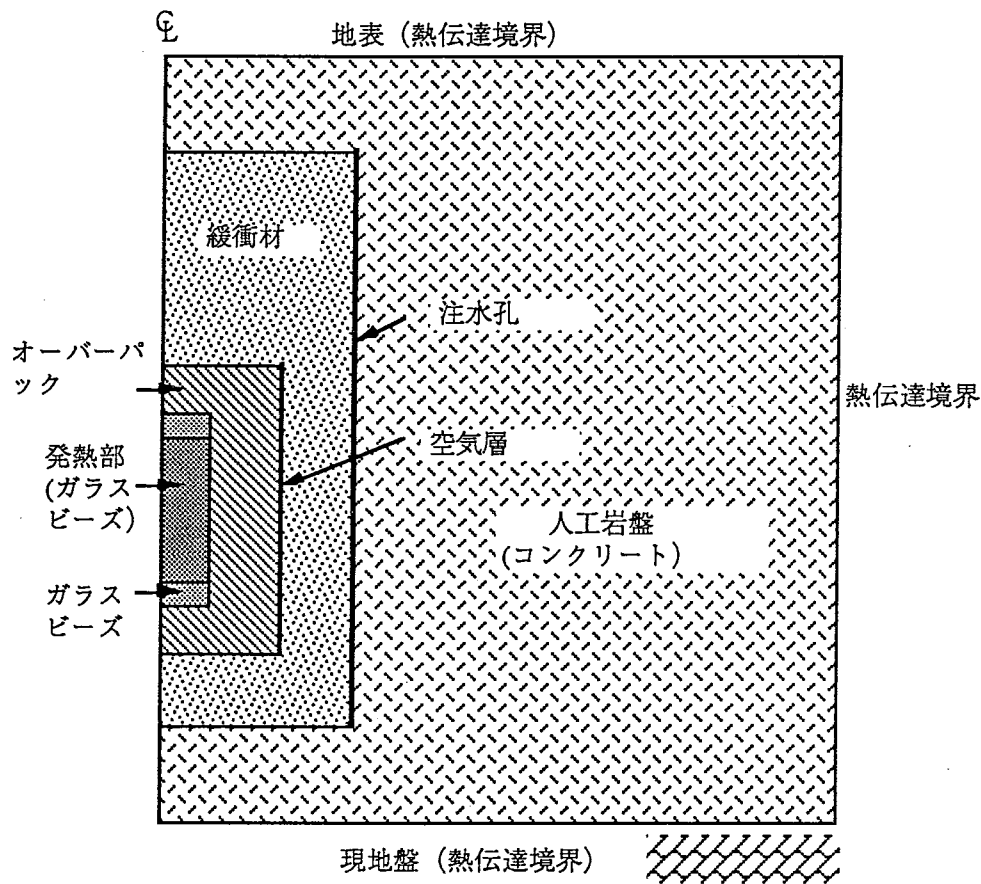


図2-21 解析条件の概要図

(4) 解析結果および考察

図2-22に1ヶ月後の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、 $x=0\text{cm}$ がオーバーバ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。case A、case B、case Cは図2-17における $D_{\theta, \psi}(\partial \theta / \partial \psi)$ 特性である。また、図2-23には5ヶ月後の体積含水率分布を示す。図2-24には含水比分布の実験結果と解析結果を示す。解析はcase Cについてである。

図2-22より1ヶ月後では case A、B についてはほとんど差が無いが、この両者とcase Cについては大きく体積含水率分布は異なっている。これは、不飽和水分特性による水分の移動の差が表われたものである。しかし、ほぼ定常状態になったと考えられる5ヶ月後においては図2-23に示すようにcase A、B、Cでは体積含水率分布にほとんど差がなくなる。すなわち、不飽和水分特性が異なると水分の移動のしやすさ、すなわち移動にかかる時間は異なるが、最終的な水分分布は変わらないと考えられる。また、5ヶ月後の実験値との比較では、解析では注入孔より18cm位のところまで飽和しているが、実験では10cm程である。実験では、注入孔より10cmから20cmまでの間の測定がされていないのでその間の飽和度の状況は不明であるが、20cmのところの体積含水率がより上昇しているとしても浸潤フロントは15cm程度のところに存在しているものと思われる。図2-24はcase Cと実測値の全体の含水比分布比較であるが緩衝材上部でも解析値の方が早い浸潤を示している。図中、緑色とピンク色はそれぞれ実測と解析の初期含水比にあたる含水比の分布を示している。これより、大きい含水比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含水比が高くなり、乾燥側では温度勾配による水分移動により水分が少なくなっている。同図によると、初期含水比曲線も解析の方が発熱体の近くに存在している。これは、解析での温度勾配による水分移動の評価が小さく、また、注水による浸潤の影響を大きく評価した差であるものと思われる。このような挙動の評価には、初期含水比前後の不飽和水分特性が大きな影響を持っており、より確かな評価の為には、この辺りの不飽和水分特性の把握が必要と思われる。このような注入孔からの浸潤による飽和領域の生成は、昨年度までのPhilip&de Vries的での解析では表現出来なかったものである。実際現象としては、ケイ砂とベントナイトの混合不十分による不均一性、締め固めによる不均一性、および膨潤による不均一性の影響もあるものと思われるが、これらを定量的に評価することは現時点では困難である。これらの影響については、供試体解体時の密度分布測定や膨潤圧のメカニズムに関する考察が必要と思われる。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ことより、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考えられる。したがって、水分分布の経時変化の計測がモデルの検証では必要であると思われる。

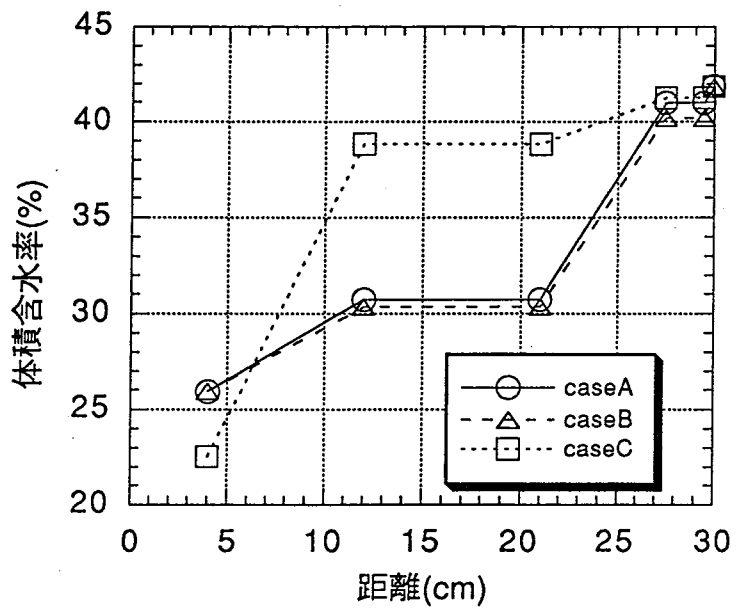


図2-22 緩衝材中の体積含水率分布 (1ヵ月後)

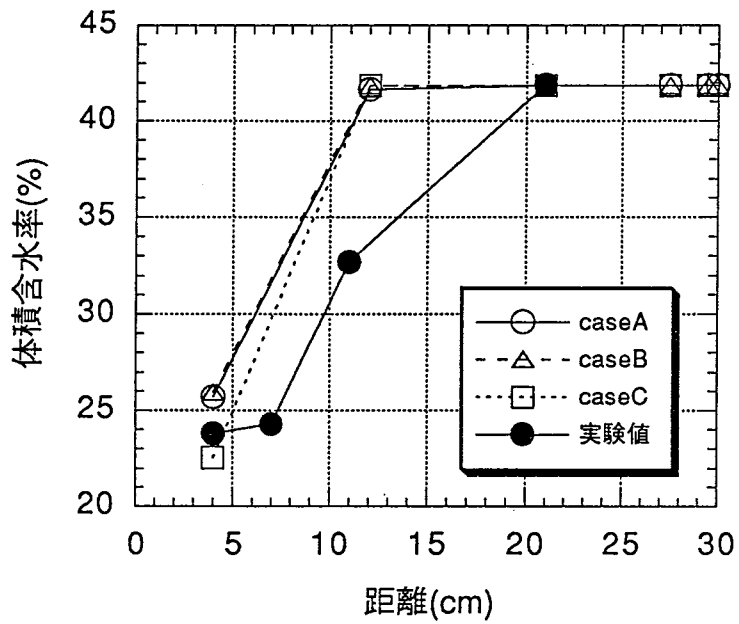


図2-23 緩衝材中の体積含水率分布 (5ヵ月後)

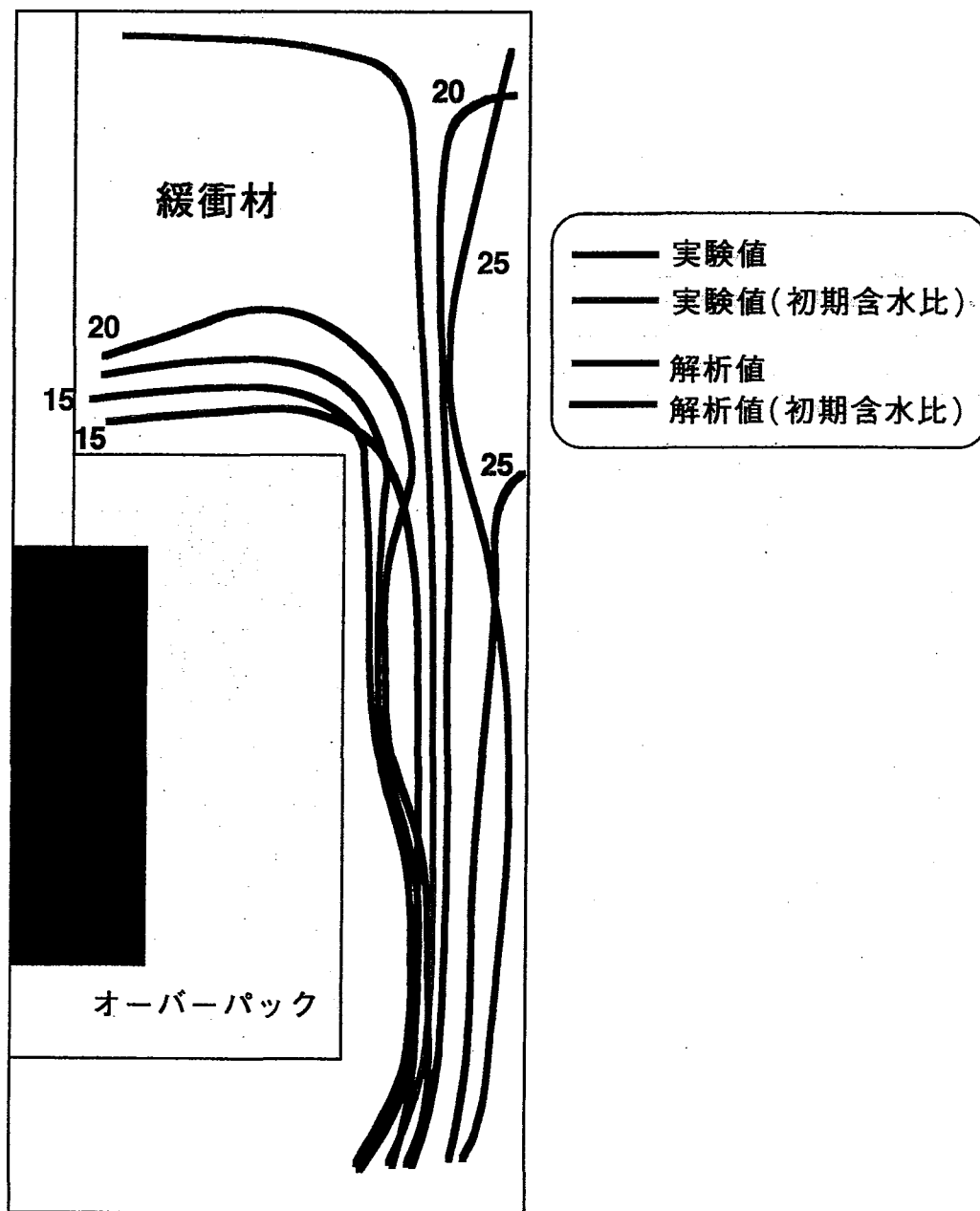


図2-24 緩衝材の鉛直断面での含水比分布の実験結果と解析結果の比較 (5ヵ月後)

2.4 まとめ

本節では、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、まず、熱力学的な考察を行なった。用いた手法はNAGRA-DOE共同研究プロジェクトで行なわれた手法と同じものであり、熱移動、水分移動、空気移動における連成作用の影響を考察した。その結果、以下の様なことが分かった。

- ① 緩衝材中の水分移動には、蒸気圧勾配の他に温度勾配、空気圧勾配の影響が見られる。
- ② 緩衝材中の水分挙動として、熱源に近いところでは、蒸気による水分移動が主となっていると予想される。

また、水分移動を蒸気水による移動と液状水による移動に区分し、蒸気水の移動をフィック則で、液状水の移動をダルシー則で表わしたモデルを作成した。そして、温度勾配下における水分移動実験の解析により温度勾配による水分移動を表わす係数 D_T の値について考察した。また、圧力勾配を大きくした水分移動実験の解析を行ない、不飽和水分特性の検討を行なった。さらに、このモデルを用いて緩衝材大型試験の解析を行ない、水分移動のシミュレーションを行なった。その結果、以下の様な知見を得た。

- ③ 温度勾配による水分移動を表わす係数 D_T は

$$D_T = D_{T_0} \exp\left(\alpha \frac{T - T_0}{T_0}\right) \quad (2-26)$$

という温度依存性を考慮すると、実験値とよく一致した。最もよい一致を得た時のパラメータ値は $D_{T_0} = 9 \times 10^{-6} \text{ cm}^2/\text{s}^\circ\text{C}$ 、 $\alpha = 1.8$ であった。

- ④ 水分移動過程では、不飽和水分特性が大きな影響を持つことが分かった。特に、蒸気水による移動が卓越し始める体積含水率における不飽和水分特性が重要な役割を持つことが分かった。
- ⑤ 緩衝材大型試験のシミュレーションの結果、昨年度に行なったPhilip&de Vriesタイプのモデルでは表現出来なかった水の早い浸潤が、今回開発したモデルでは表現出来ることが分かった。

以上、モデルの開発に関する試行錯誤の一環として、上記の様な試みを行ない、検討結果を得たが、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) ケイ砂混入ベントナイトの広範囲な体積含水率領域における不飽和水分特性の把握
- b) ケイ砂混入ベントナイトの膨潤メカニズムの検討
- c) ケイ砂混入ベントナイトの不均一性の把握
- d) 移動中の蒸気圧あるいは蒸気密度分布の測定

3. 連成モデルの妥当性の評価

3.1 ベンチマークテスト1の解析結果および他の手法との比較

ベンチマークテスト1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3-1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3-2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3-3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3-4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。

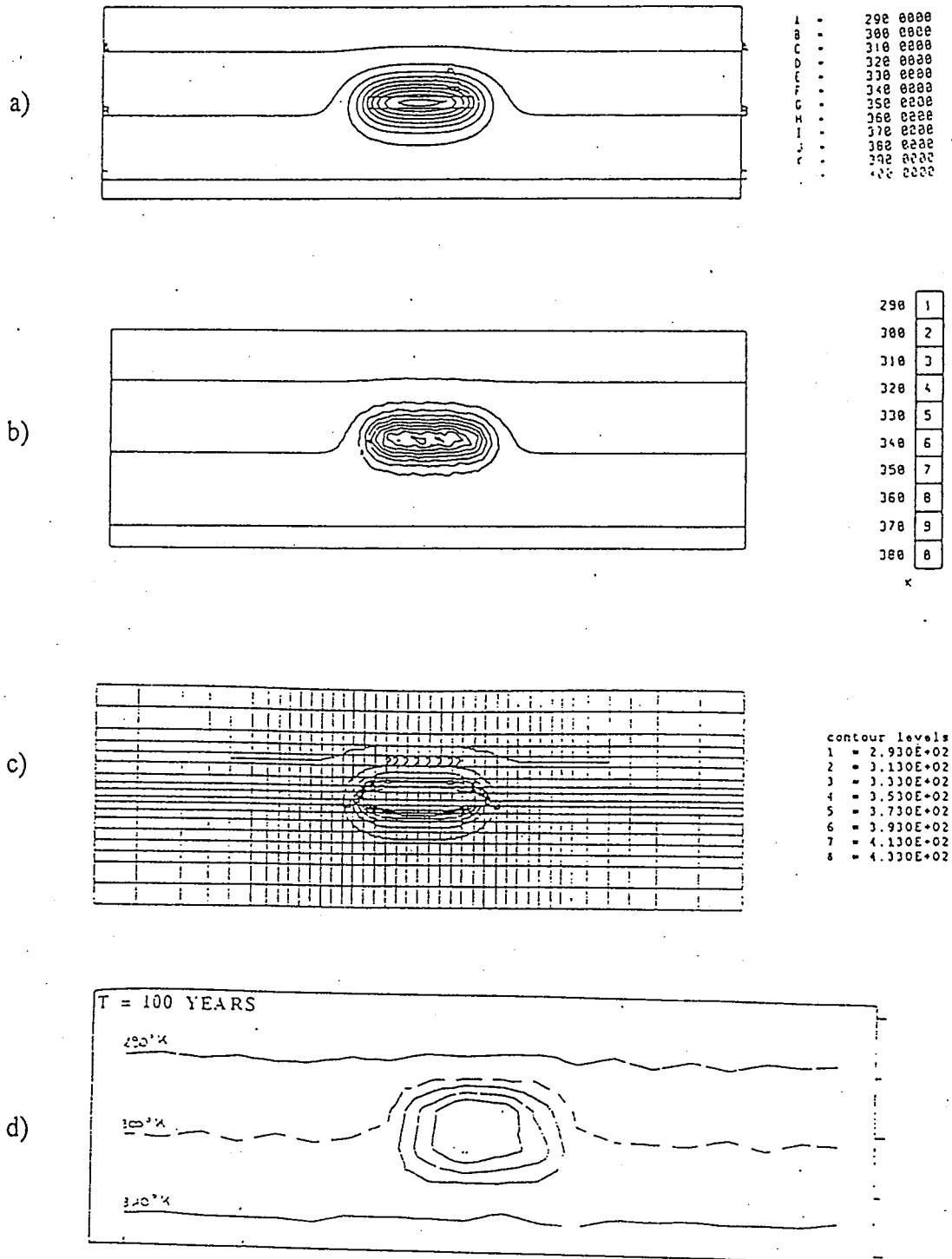


図3-1 100年後の温度分布図の比較 (case 1、亀裂間隔100m、単位:°K)
a) CEA/DMT model、b) ENSMP model、c) HAZAMA model、d) INERIS model

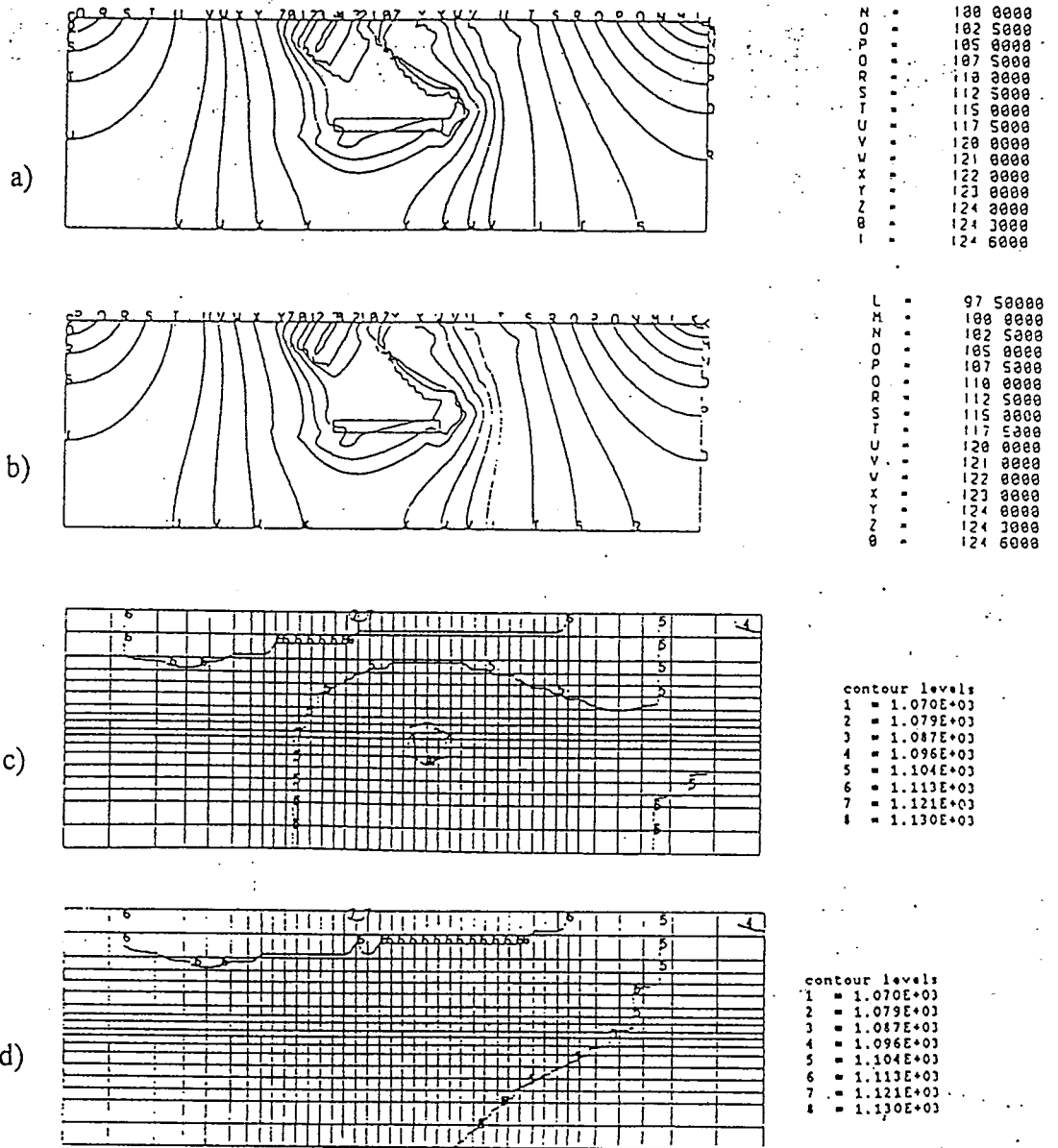
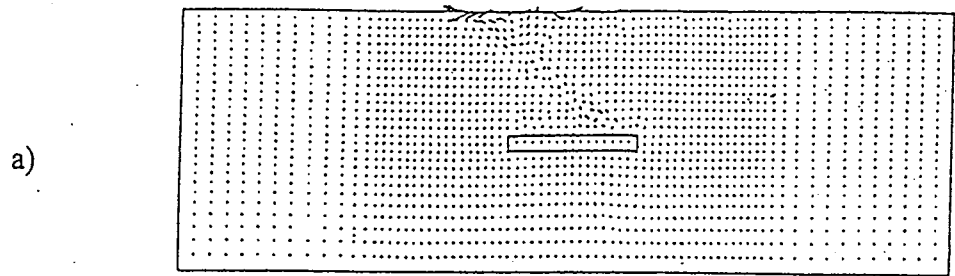
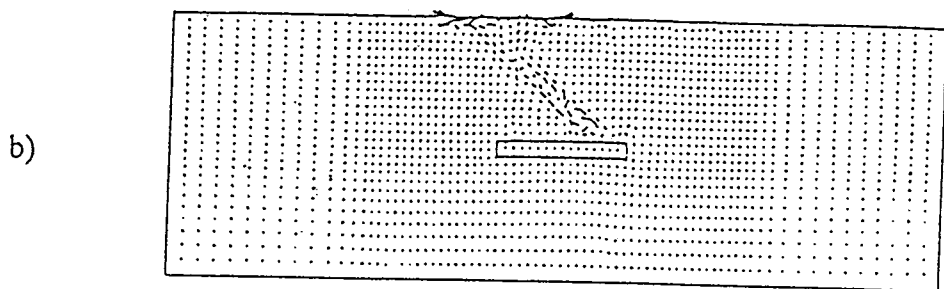


図3-2 全水頭分布図の比較 (case 1、亀裂間隔100m、単位:m)
 a) CEA/DMT model (100年後)、b) CEA/DMT model (150年後)
 c) HAZAMA model (100年後)、d) HAZAMA model (150年後)



V MAX = 0.109E-06 M/S



V MAX = 0.121E-06 M/S

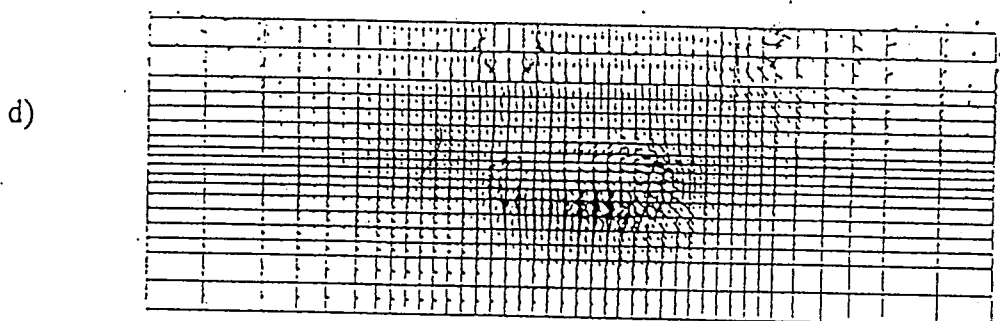
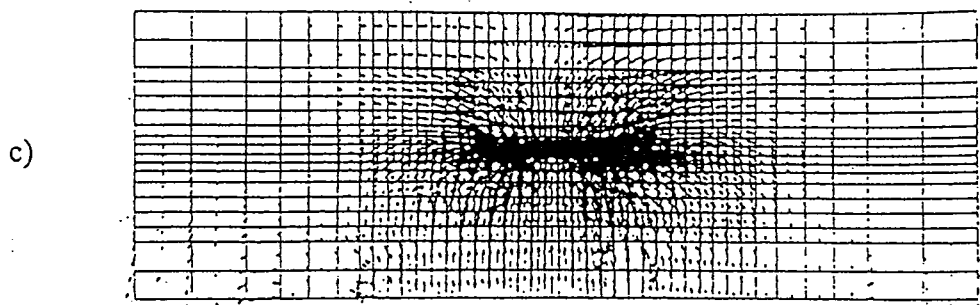


図3-3 流速ベクトル図の比較 (case 1、亀裂間隔100m、単位：m/s)
 a) CEA/DMT model (100年後)、b) CEA/DMT model (150年後)
 c) HAZAMA model (100年後)、d) HAZAMA model (150年後)

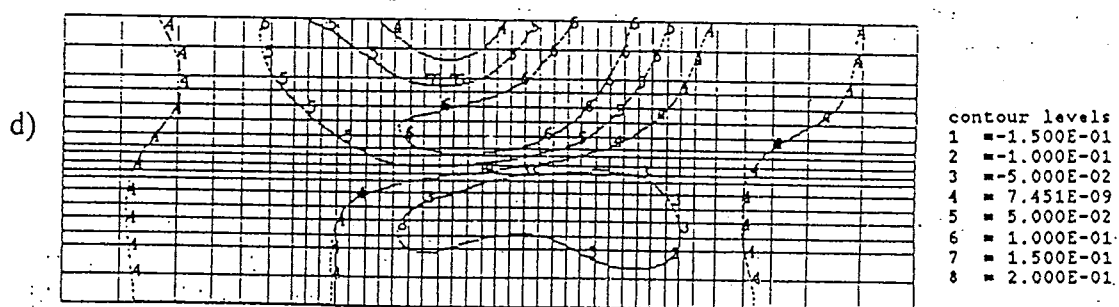
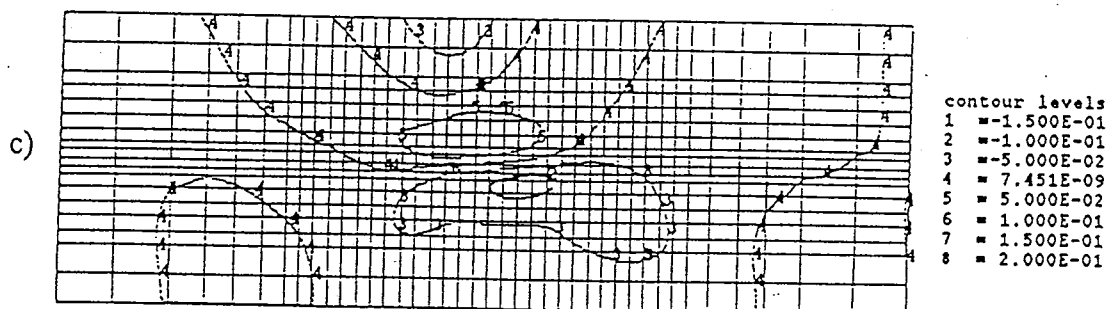
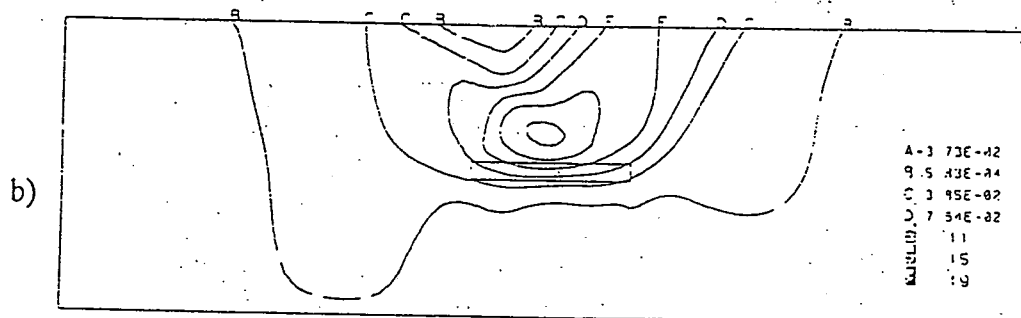
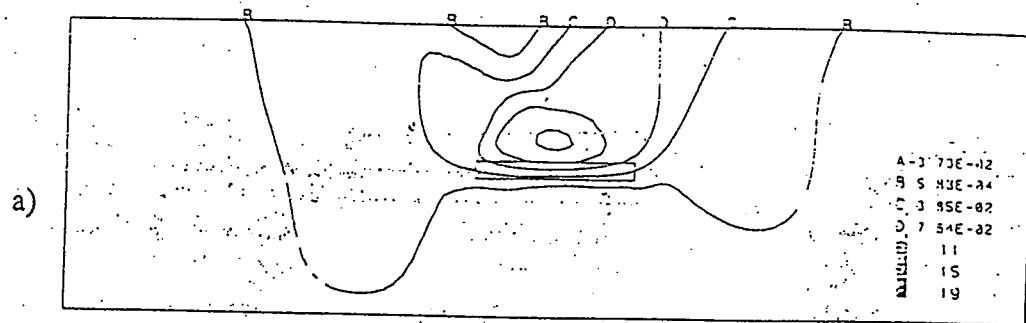


図3-4 鉛直変位図の比較 (case 1、亀裂間隔100m、単位:m)
 a) CEA/DMT model (50年後)、b) CEA/DMT model (150年後)
 c) HAZAMA model (50年後)、d) HAZAMA model (150年後)

3.2 ベンチマークテスト3の解析

3.2.1 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の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。

F_{ijk} 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10×10mがREVであると判断する。

3.2.2 解析結果

図3-5に掘削直後の変位図を、図3-6に流速ベクトル図を示す。図3-5より異方性の影響を受け、トンネルの左壁面の方が右壁面より変形が大きくなっている様子が分かる。また、図3-6においても異方性の影響を受け、場所により異なった流速と方向を持っている様子が分かる。

図3-7に掘削後1ヶ月後の全水頭分布を示す。同図においても、異方性の影響を受けトンネル右肩部の水圧低下が大きくなっているのが分かる。

図3-8に発熱開始直後の温度分布を、図3-9に流速ベクトル図を示す。図3-8よりキャニスターを中心に

同心円状に温度が高くなっている様子が分かる。すなわち熱移動に関しては異方性の影響は小さいことが分かる。また、図3-9より流速分布は異方性の影響を受けているのが分かるが、この時点では温度が高くなっていないため温度による影響は少ないものと思われる。

図3-10に発熱後1年の温度分布を示す。温度分布はキャニスターを中心にほぼ同心円状に高くなっているが、トンネル壁面は熱伝達境界であるため一様の温度になっている。また、キャニスター部での温度は 1600°K 以上になっている。これはDECOVALEXのミーティングでの指摘通りかなり高い温度であると思われる。

図3-11に発熱後30年の温度分布を、図3-12に流速ベクトル図を示す。図3-11より、発熱後1年に比べキャニスター部の温度は低くなっているのが分かる。またトンネル右肩部に比べ左肩部の方が低い温度になっている。図3-12より30年後においてはトンネル下部に対流現象が見られる。

図3-13、14は発熱量を $Q_0^* = 470\text{W/m}^2$ にしたケースである。このケースについては現在検討中であるため、結果の一部を示す。図3-13が発熱後10年の温度分布、図3-14が流速ベクトル図である。図3-13よりキャニスターの温度は発熱量が $Q_0^* = 0.47 \times 10^4\text{W/m}^2$ のケースに比べ、かなり低いことが分かる。しかし、流速ベクトルについてはさほど大きな違いは見られない。

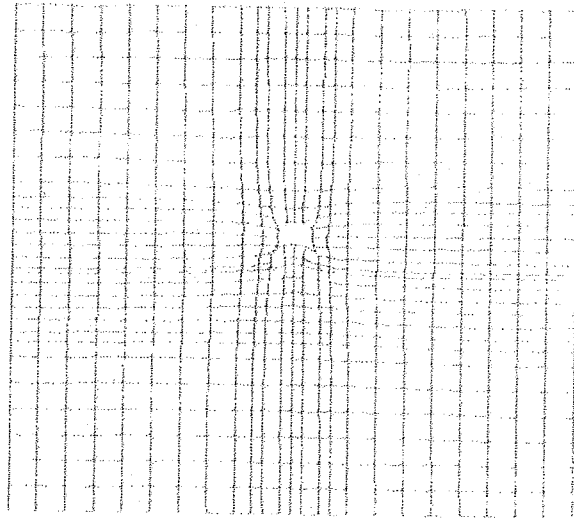


図3-5 変位図（掘削直後）

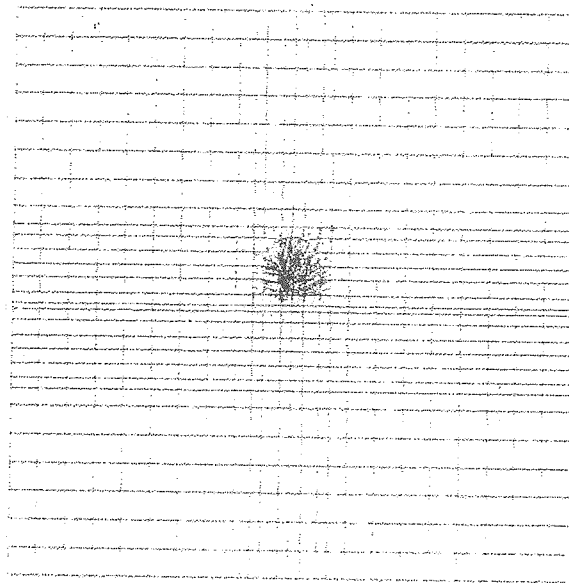


図3-6 流速ベクトル図（掘削直後）

```

contour levels
-1.000E+01
0.000E+00
1.000E+01
2.000E+02
3.000E+02
4.000E+02
5.000E+02

```

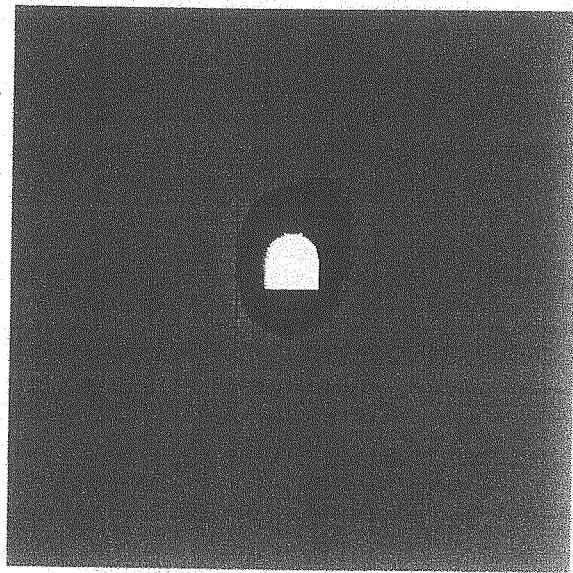


図3-7 全水頭分布 (掘削後1ヶ月後、単位:m)

```

contour levels
3.000E+02
3.010E+02
3.020E+02
3.030E+02
3.040E+02
3.050E+02
3.060E+02

```

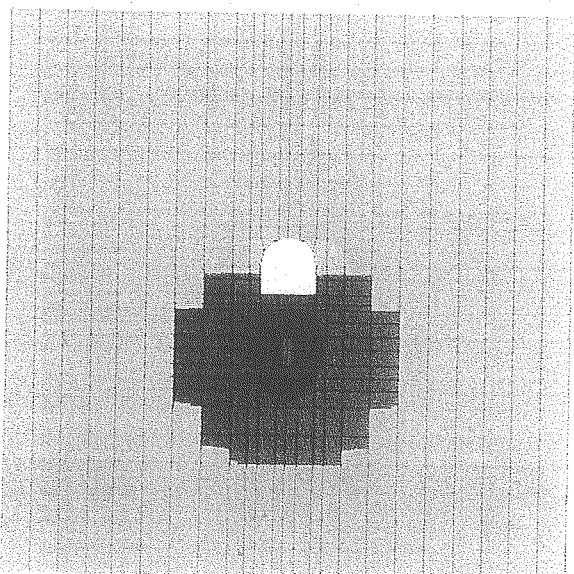


図3-8 温度分布 (発熱開始直後、単位:°K)

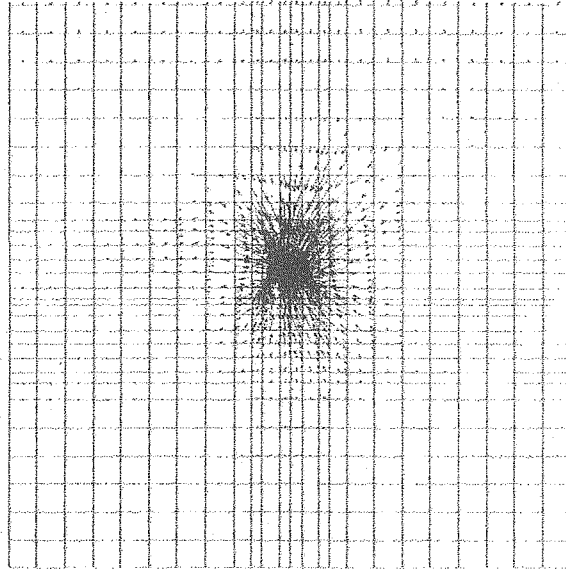


図3-9 流速ベクトル図 (発熱開始直後)

contour levels
 2.000E+02
 4.000E+02
 6.000E+02
 8.000E+02
 1.000E+03
 1.200E+03
 1.400E+03
 1.600E+03

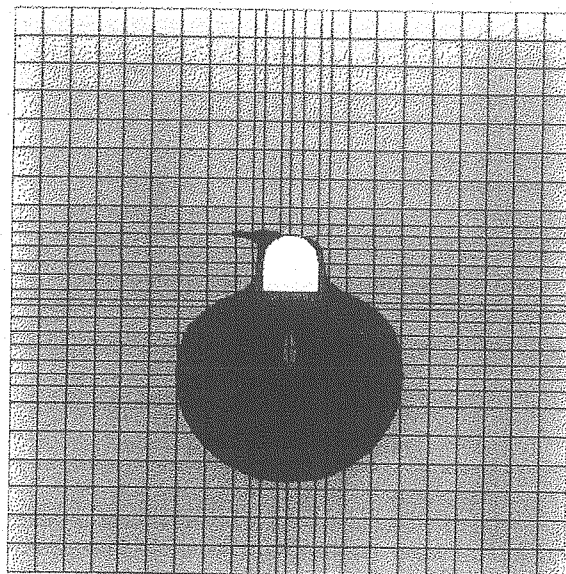


図3-10 温度分布 (発熱開始1年後、単位:°K)

```

contour levels
0.000E+00
2.000E+02
4.000E+02
6.000E+02
8.000E+02
1.000E+03

```

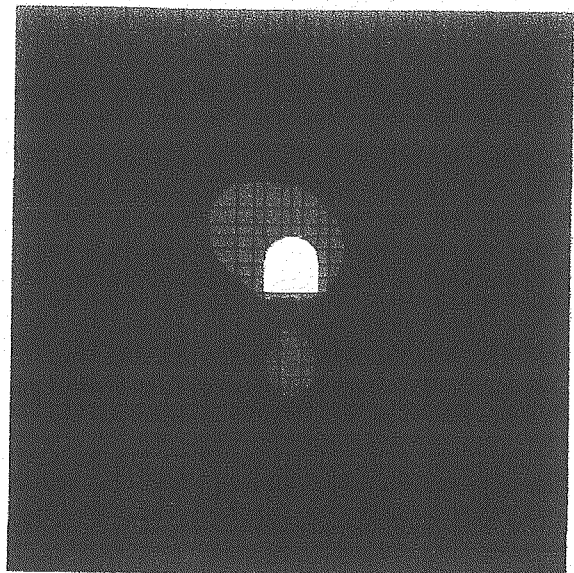


図3-11 温度分布（発熱開始30年後、単位：°K）

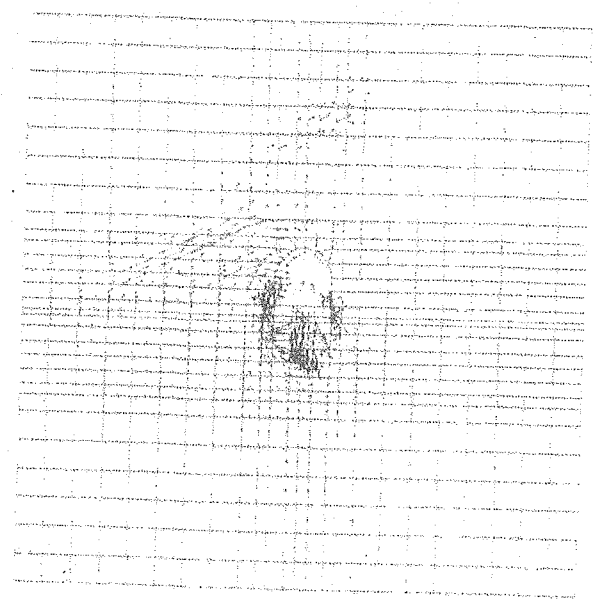


図3-12 流速ベクトル図（発熱開始30年後）

contour Level:

1	3.000E+02	5
2	3.010E+02	6
3	3.020E+02	7
4	3.030E+02	8
5	3.040E+02	9
6	3.050E+02	10
7	3.060E+02	11
8	3.070E+02	12
9	3.080E+02	13
10	3.090E+02	14

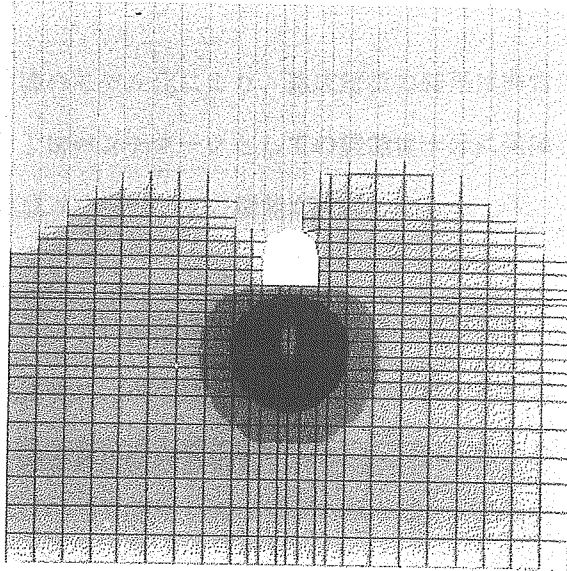


図3-13 温度分布（発熱開始10年後、発熱量 $Q_0^* = 470\text{W/m}^2$ 、単位： $^{\circ}\text{K}$ ）

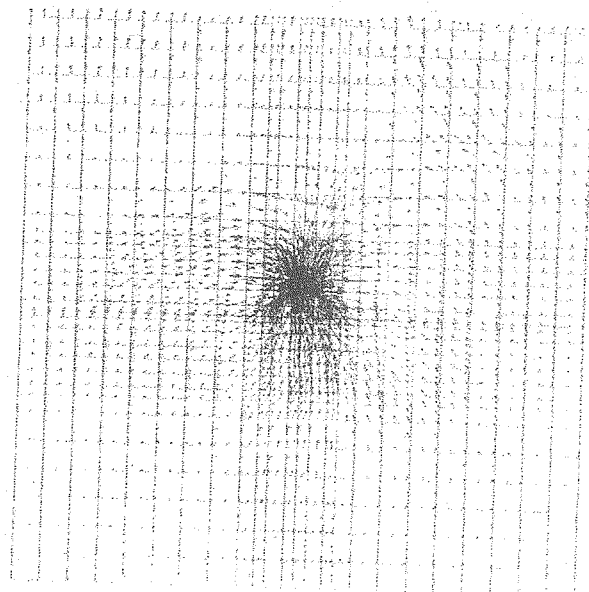


図3-14 流速ベクトル図（発熱開始10年後、発熱量 $Q_0^* = 470\text{W/m}^2$ ）

3.3 まとめ

連成モデルの検証の場として、DECOVALEXもフェーズ1のまとめの段階にある。フェーズ1から得た知見として以下の様なことが言える。

- ① 亀裂のモデル化と破壊のモデル化により、連成解析の結果は非常に異なったものとなる。
- ② ベンチマークテスト1はベンチマークとしての機能は十分に発揮されなかったが、異方性のとりこみ、破壊の考慮等、連成コードとしての機能が充実した。

また、ベンチマークテスト3では掘削過程を考慮したことより実際に近いプロセスの解析である。これも、ベンチマークとしての機能は、不十分であると思われるが、掘削による破壊現象のシミュレーションとそれに関する温度変化、水圧変化の影響について多くの知見が得られるものと期待している。

フェーズ2に対するTHAMESの課題としては以下の様な項目がある。

- a) 異方場での破壊条件の取り扱い
- b) 破壊過程を考慮した連成解析を安定に行なう技術の開発

尚、フェーズ2に関しては本年9月1日までにベンチマーク3のレポートを提出することになっている。

4. ゆるみ領域の非破壊、遠隔計測手法の調査、検討

4. 1 はじめに

岩盤中にトンネル等を掘削すると、周辺岩盤にいわゆる”ゆるみ領域”が発生する。このゆるみ領域の発生は、周辺岩盤の物理、透水特性に及ぼす影響が大きく、地中構造物の設計、施工において、無視できない要素である。また、熱-水-応力連性試験設備(COUPLE)での試験内容を充実させるうえでも、応力の変化に伴うゆるみ領域の発生過程を知ることが重要になる。このため、ゆるみ領域を非破壊、または遠隔計測で測定するための手法を調査し、熱-水-応力連性試験設備(COUPLE)への適用の可能性について検討を行う。

ゆるみ領域は、後に述べるように様々な要因が絡み合って発生するもので、その計測・評価方法は確立されていない。このため、まず、ゆるみ領域の考え方、計測法について整理し、さらに地圧測定、地中変位、内空変位、弾性波速度、レーダー、AE計測、透水試験、ロックボルト軸力等の計測法に着目し、個々の適用例、問題点等をまとめた。調査は、科学文献検索システムJOIS(JICST online information system、JICST=日本科学技術情報センター)を利用して、ゆるみに関する文献検索を行い、更にその参考文献等を各学会誌、論文集等から収集する方法で行った。なお、同一人が同じ内容で発表した論文についてはできる限り重複しないよう削除した。表4. 1に収集した文献数を出展、項目毎に分類する。

表 4. 1 文献調査まとめ

	弾性波試験	変位・ロックボルト	透水試験	レーダー	A E	応力 地山強度	ゆるみ・その他	合計
土木学会論文集	2	4	2		1		6	15
岩の力学国内シンポジウム	3		1	1	4	1	1	12
資源・素材	7					3		10
岩盤力学に関するシンポジウム	1			1	4	2	1	9
物理探査学会	1			6				7
土木学会年次学術講演集		1	2		1		1	5
土木技術資料			2					2
地下水学会誌			4					4
地熱エネルギー					1		2	3
土質工学研究発表会					2			2
応用地質	2							2
物理探査				1				1
電力土木					1			1
資源	1							1
トンネルと地下							1	1
電力中央研究所報告			2		1	2	2	7
鹿島建設技術研究所年報			1					1
ハザマ研究年報				1				1
その他	3	2	3	1	2		1	12
合計	20	9	17	11	15	8	14	94

4. 2 ゆるみ領域

空洞、トンネルの掘削時には、その影響を受けて周辺地山の力学特性が変化する、いわゆるゆるみ領域が発生する。一般にゆるみ領域では、強度が低下し、変形係数の減少、ポアソン比の増加が見られる。しかし、その発生メカニズムは、地山の地質構造、物理的・力学的性質、土被り、初期地圧、地下構造物の形状及び大きさ、更に施工法等の諸要因に左右され、一意には定まらない。

日本トンネル技術協会では、昭和56年に関西電力株式会社から委託を受け、“ゆるみ領域特別小委員会”を発足させ、ゆるみ領域の考え方、及び計測法について整理した。この委員会報告¹⁾によるとゆるみ領域の発生には、以下のような異なったメカニズムが考えられる。

(1) 重力による天盤のゆるみ領域

空洞天盤付近の上部地山が掘削によって反力を失い、重力作用によってゆるみながら空洞内に向かって崩落しようとするドーム状の領域であり、天盤からの垂直距離でゆるみ高さと呼ばれている。図4. 1 (a)は、天端付近の地山が重力によってゆるみ崩落するケースの模式図である。このタイプのゆるみ領域は、割れ目間隔等の地質構造、初期地圧、トンネル掘削断面の大きさや形状によって相違するが、主に割れ目の発達した岩盤内で土被りの薄い地点に空洞を掘削する場合に現れる。地表面から浅い地点では、一般に初期地圧の水平成分が鉛直成分に比べてかなり小さく、空洞天盤付近には、引張応力が発生するか、あるいは無応力状態に近い傾向にあり、岩塊として強度が十分であっても相互に支持するアーチ作用が生じないため、割れ目が開くようになり、ゆるみが生じる。

(2) 岩盤の降伏による塑性領域

土被りが厚く、従って地山の初期地圧が大きい地下深くに空洞を掘削すると、地山構成材料である岩盤の強度が低ければ、空洞周辺の地山には塑性状態に達した領域が発生する。すなわち、地山の応力に比べてその強度が小さいときには、空洞掘削によって岩盤は降伏し、塑性状態に変化する領域が空洞壁面近傍に発生する。この領域は、岩盤内割れ目等の不連続性の影響を受けるよりもむしろ材料そのものの力学的性質に左右され、発生箇所は天盤だけでなく、図4. 1 (b)に示すように側壁およびインバート部にも発生する。塑性領域としてのゆるみ領域は、すでに材料の最大強度を越えているため、その変形挙動は複雑であり、次のよう

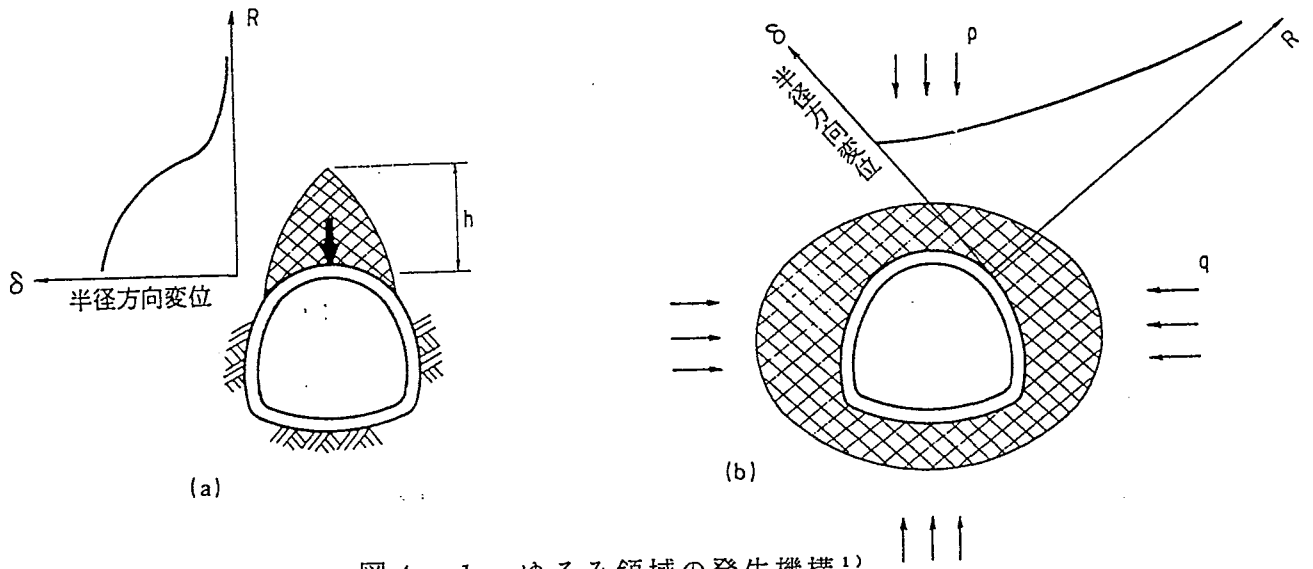


図 4. 1 ゆるみ領域の発生機構¹⁾

なものに分類することができる。

- ①降伏して強度が低下している強度劣化（ひずみ軟化）領域
- ②残留強度状態に達した塑性流動領域
- ③体積膨張領域：理想的な塑性流動状態では、非圧縮性として体積変化がなく、弾性的な体積変化だけである。しかし、岩石ではダイレイタンスも現れ、体積膨張することによってゆるみが生じる。
- ④引張応力発生領域：岩石材料は圧縮強度に比べ、引張強度が低いため、一旦引張が発生すると亀裂が生じやすく、破壊することでゆるみが生じる。

(3) 発破による直接損傷領域

岩盤を爆薬によって掘削する場合、掘削面近傍の岩盤は発破により亀裂や内部破壊を生じ、損傷を受ける。損傷領域の深さは薬量、発破工法の違いによって左右される。

(4) 地下水などに起因する風化作用によるゆるみ

空洞掘削後、空洞に向かって流れる地下水などによる風化作用によってもゆるみが発生する。

COUPLEの場合、ベントナイト孔削孔時の力学特性の変化や、引張亀裂の

発生などは問題にならず、試験中の載荷圧による塑性領域の発生が問題とされる。前述のようにゆるみ領域は、その発生メカニズムが複雑であるため、定量的な評価はともかく定義すらも明確ではない。このため、現状では目的にあった計測法、解析・評価手法を取り入れる必要がある。

4. 3 ゆるみ領域の評価

ゆるみ領域を推定する方法としては、現場における実測と解析によって理論的に求める手法がある。実測による場合、以下の方法がよく利用される。²⁾

- ① 弾性波速度の変化から求める方法
- ② 地中変位の分布から求める方法
- ③ 透水係数の変化から求める方法
- ④ 孔内載荷試験から弾性係数の変化を直接測定する方法
- ⑤ ボアホールテレビにより直接観察する方法
- ⑥ その他

その他として、ロックボルト軸力分布、多点岩盤ひずみ検出器、電気探査、密度検層・水分検層、スライディングマイクロメーターなどによる方法が提案されている。

また、弾性波計測では、速度変化よりも初動振幅減衰がゆるみの指標としてより有効に利用されるケースも多い。図4. 2は、同一地点で計測された弾性波速度の変化とP波初動振幅の変化を比較した例で、この場合ゆるみ領域は壁面から4~6mの範囲と推定されるが、その影響は振幅減衰により顕著に現れていることを示す。

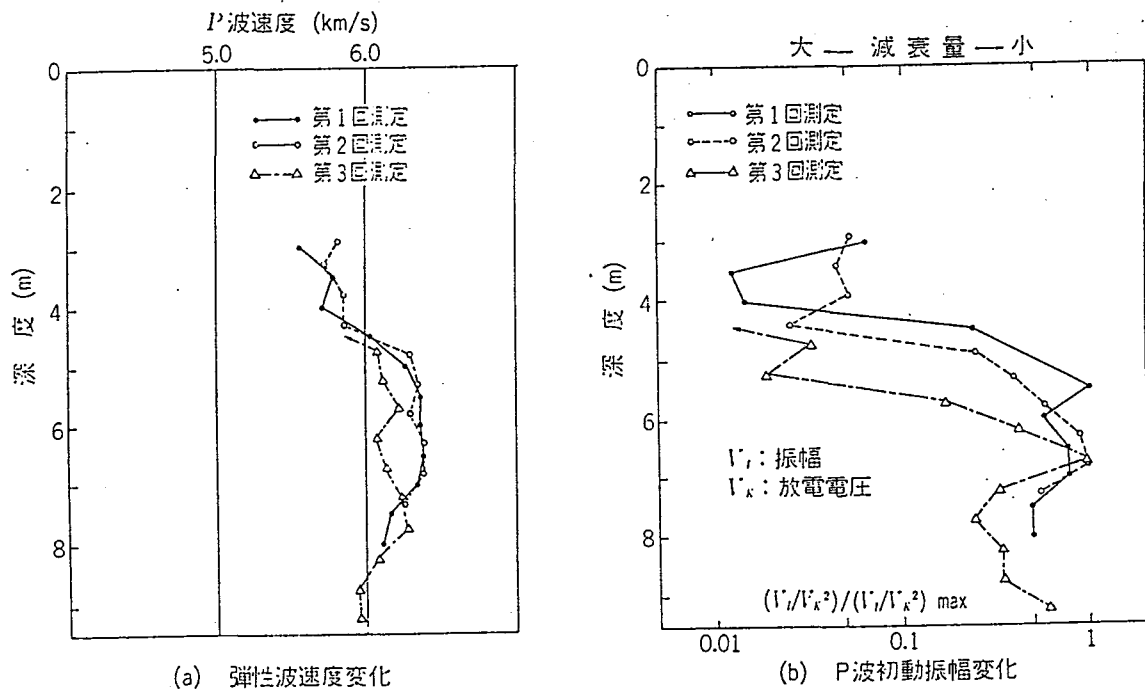


図4. 2 ボーリング孔内における弾性波速度および初動振幅幅の測定²⁾

石田³⁾らは、地下空洞掘削時に応力再配分に着目したゆるみ域測定法を提案している。この中で、図4.3に示すように応力再配分の機構を、半径方向の圧縮応力(σ_r)の解放、円周方向の圧縮応力(σ_θ)の減少に分類している。 σ_r の解放は、既存の亀裂の開口幅の増大、潜在亀裂の開口及び岩石基質部の伸びによる空洞方向へのはらみ出し現象として現れ、内空変位計、岩盤変位計、地中変位計、ボアホールテレビ等で捉えることができる。 σ_θ の増大に伴う現象は、空洞接線方向の圧縮ひずみの増大、岩盤内亀裂の新たな発生や既存亀裂の進展、またその結果として生じる耐荷力の低減などの現象であり、これらに対しては岩盤内の微小ひずみやAEの測定、弾性波の利用が有望であるとしている。

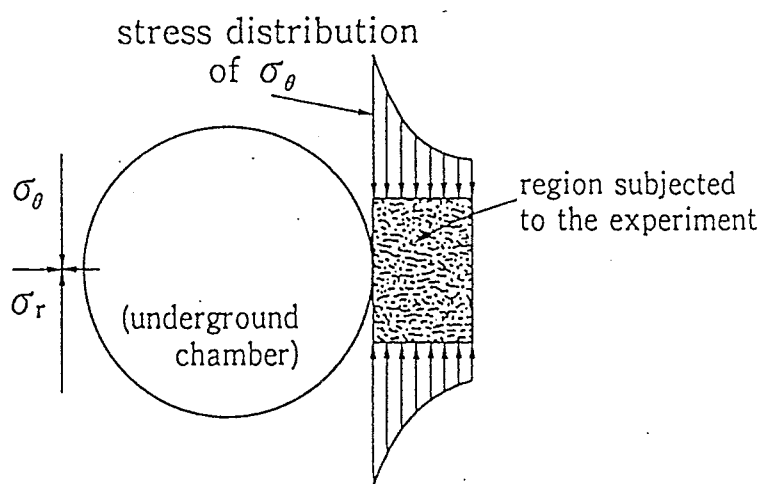
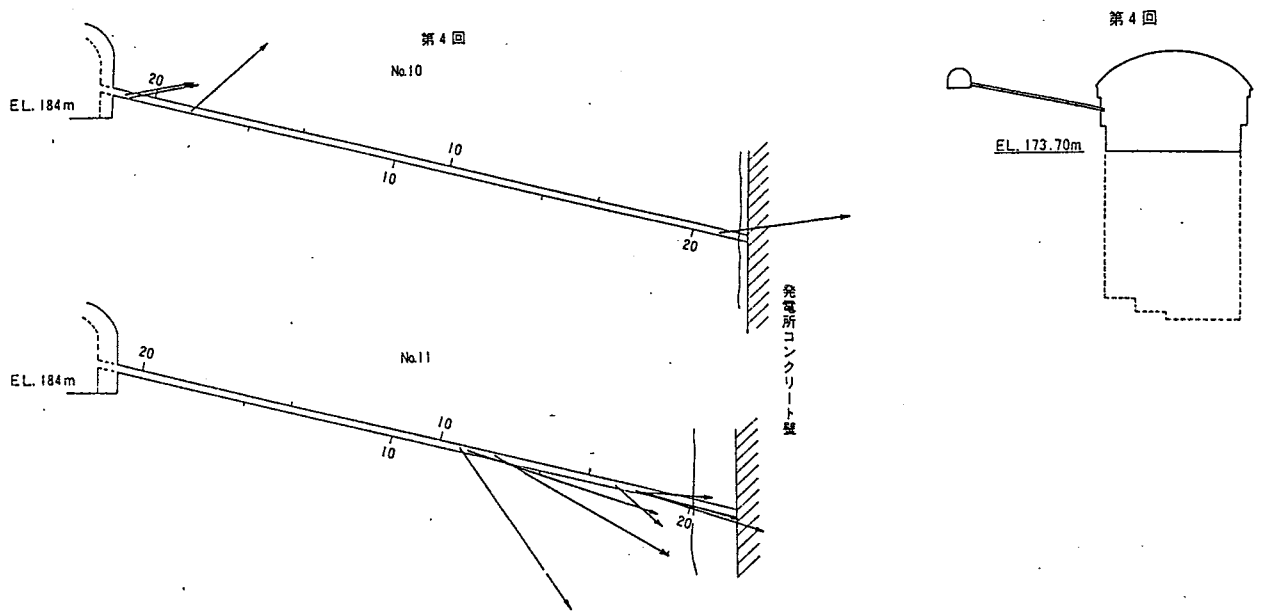


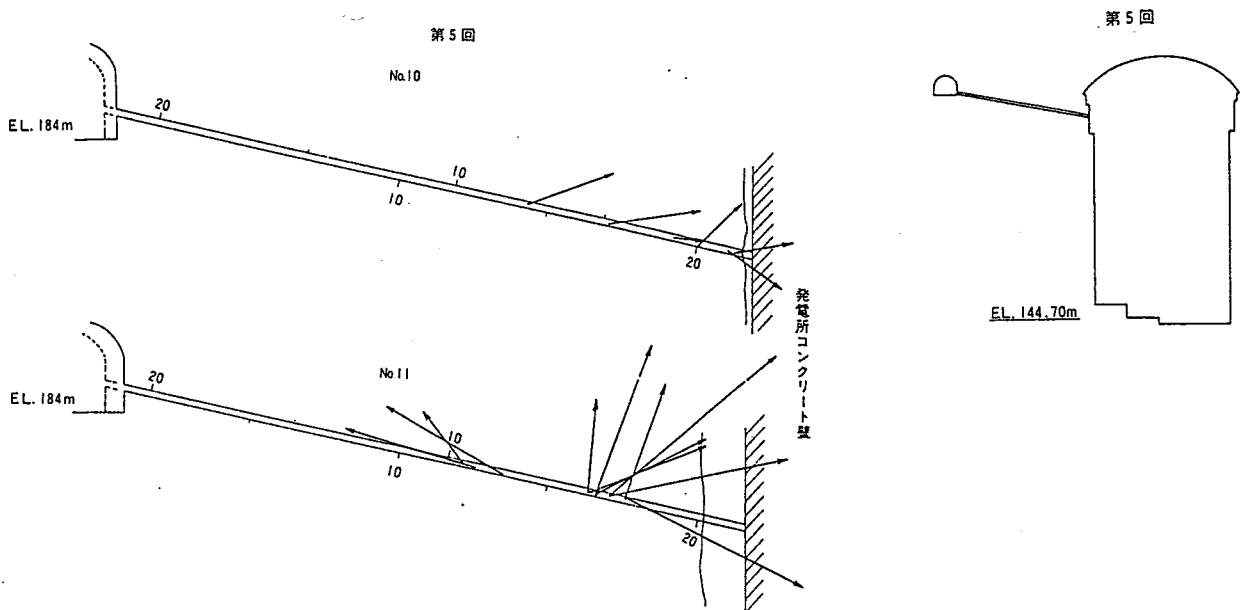
図4.3 応力再配分³⁾

金折⁴⁾らは、地下発電所掘削工事において、岩盤変位、内空変位等の他、ボアホールテレビにより孔壁の亀裂の観察を行い、ゆるみ現象に対する割れ目の性状、応力場の変化についてまとめた。図4.4に、金折らがボアホールテレビ観察より求めた引張変位方向の変化とその時の掘削状況を示す。最大引張応力 σ_3 は、展張割れ目に直交する方向にある(Billings, 1972)ことから、掘削途中段階と

終了時とで引張応力の方向の変化を推定することができると考えられる。また、ボーリングした孔にセメント注入後、再度ボーリングを行い、セメント表面に生じた亀裂を観察する手法によって、節理が非常に多く存在する岩体でもボアホールテレビの観察が可能であることを示している。



(a) 第3リフト(EL.173.7m)掘削終了時



(b) 本体掘削終了後(EL.144.7m)

図4.4 開口割れ目から推定した引張変位の方向⁴⁾

4. 3. 1 弾性波速度

弾性波の伝搬特性に対し、亀裂の開口、応力状態、水の飽和状態等が及ぼす影響について把握する必要がある。

佐々⁶⁾らは、一軸圧縮試験におけるP波速度および初動振幅の変化を計測し、図4. 5に示すように荷重との関係としてまとめた。図中、 C_0 、 A_0 は載荷前のP波速度とP波初動の振幅を示し、各載荷レベルにおけるP波速度の低下率 C/C_0 、振幅減衰率 A/A_0 をプロットしたものである。クラックの発生する段階で、 A/A_0 は、 C/C_0 よりも早く変化が現れ、亀裂発生の影響を受けやすいことを示している。

亀裂を含む岩盤内の弾性波の伝搬特性は、伝播経路を横切る亀裂の数、厚さ、幅、長さ、亀裂内に存在する物質（水、空気）によって変化し、さらに振幅の減衰に関しては弾性波の波長との関連性が高いことが報告されている^{6) 7) 8)}。このため、前述の振幅減衰率と速度低下率の差は、測定系の周波数特性にも依存すると考えられる。

図4. 6⁹⁾は、ダイラタンシーひずみ（全体積ひずみと弾性的体積ひずみの差）とP波速度の関係を理論値と実測値で示している。ダイラタンシーひずみは、クラックによる体積ひずみと考えられ、クラックの増加すなわちダイラタンシーひずみの増大によりP波速度が低下する。理論曲線によれば、このP波速度の低下の割合は、クラックの面比 α （＝クラックの開口幅／クラックの長さ）に依存し、定性的ではあるが、P波速度の低下がクラックの形状に影響を受けることが示されている。

弾性波速度と応力状態との関係は、他にも多くの研究がなされている^{9) 10)}。図4. 7は、圧縮応力と弾性波速度の増加率の関係を表している。小林ら¹⁰⁾は、粒状媒質論を用いて弾性波速度と圧力の関係に以下の考察を加えている。粒状物質の集合体内を伝搬する音波と圧力に4.1式で示される関係がある。

$$V = \sqrt{V_0^2 + A P \mu} \quad 4.1$$

P : 圧縮応力

V : 圧縮応力Pのもとでの音速

V₀ : 無荷重状態での音速

A : 定数

μ : 圧力依存指数

圧力依存指数 μ は粒状物質の接触状態によって定まる定数で、弾性範囲内では正の数ではほぼ一定値をとるが、塑性領域に入ると粒界に亀裂が進展することで値が減少していくものと説明される。図4. 7は、弾性範囲内における $V^2 - V_0^2$ と圧縮応力の関係が μ 一定の式に当てはまることがわかる。

また、岩石の含有水分の関係を示す式として、固相実質部分の比重を G_s とすると含水比 w 、飽和度 S_r の間に4.2式の関係がある。

$$S_r = (w G_s V_s) / V_v \quad 4.2$$

遠藤ら¹¹⁾は、図4. 8のように4種類の岩石(大谷石、白川凝灰岩、砂岩、泥岩)について飽和度とP波速度S波速度との関係についてまとめている。P波速度はS波速度に比べ、飽和度の影響がかなり小さくなっていることがわかる。

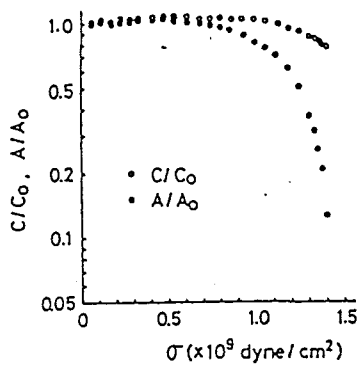


図4. 5 C/C_0 、 A/A_0 と σ の関係⁶⁾

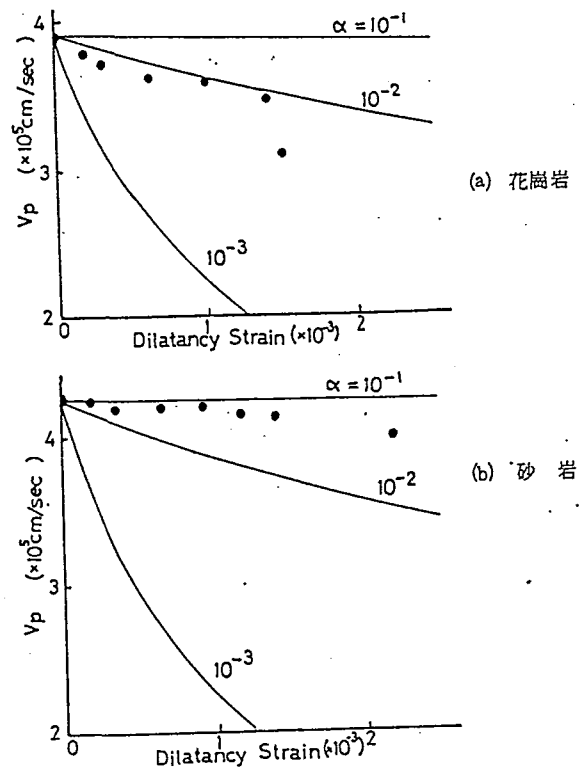


図4. 6 ダイラタンシーひずみと⁶⁾
P波伝搬速度

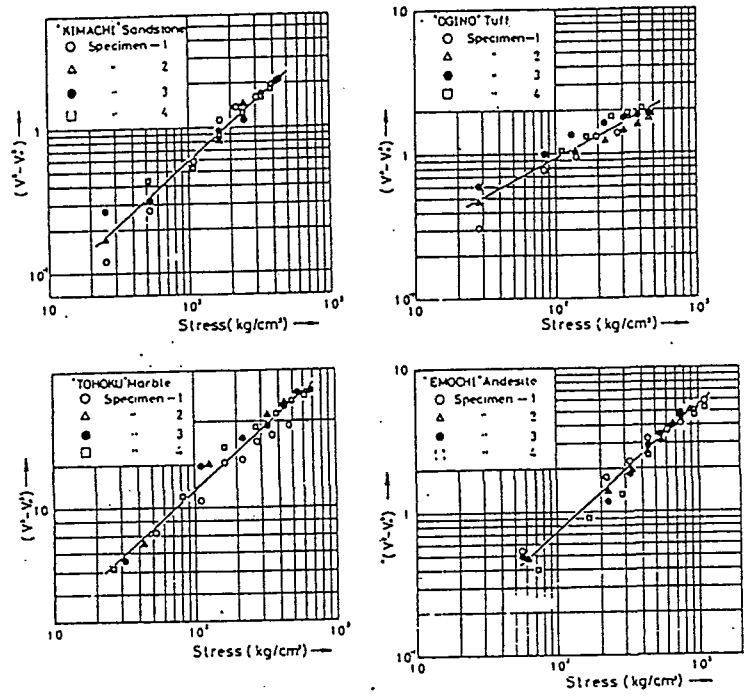
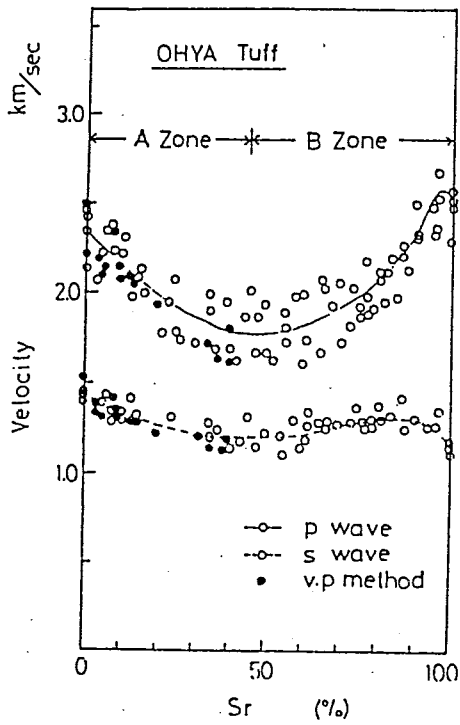
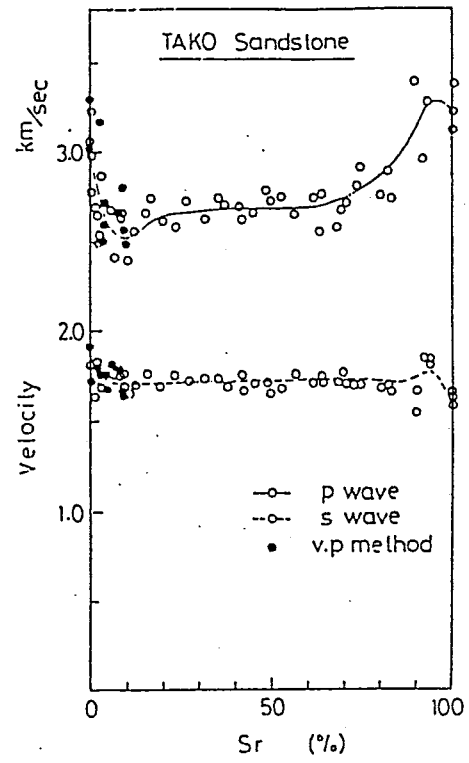


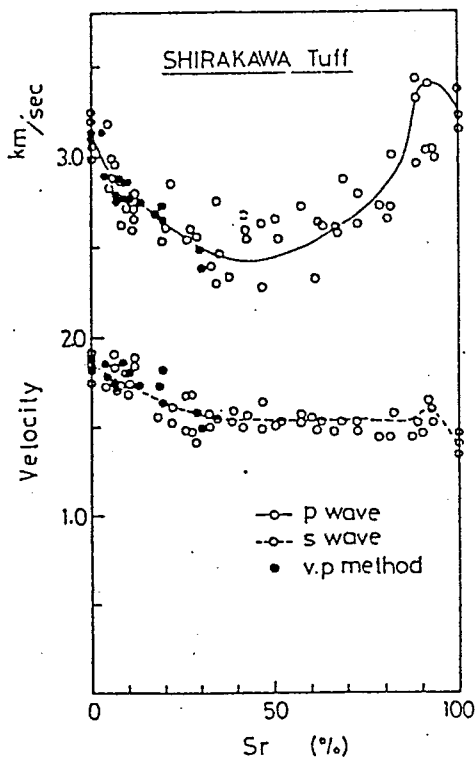
図 4. 7 弾性波速度低下率と圧縮応力の関係¹⁰⁾



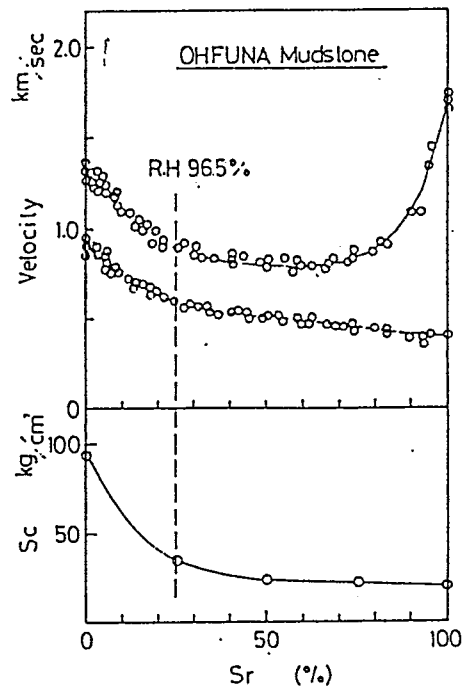
(a) 大谷凝灰岩



(c) 多胡砂岩



(b) 白河凝灰岩



(d) 大船泥岩

図4. 8 軟岩における含有水分のエネルギー状態と弾性波速度の変化¹¹⁾

以上の岩石試験の事例から、亀裂発生と弾性波伝搬特性との関係が複数のパラメータを介して表現できることが示される。しかし、岩石試料に対し、岩盤は大規模な亀裂や断層、地層の違い等のさらに多くの不確定な要素が含まれるため、岩石試験の結果をそのまま適用することはできない。池田ら¹²⁾は、岩石と岩盤の弾性波伝搬特性の違いに着目し、岩盤の弾性波速度 v と岩石の弾性波速度 V との比を岩目指数 v/V と定義し、ゆるみ層厚 R との関係を整理した(図4.9)。岩盤の弾性波速度 v が低下する(=岩目指数 v/V が減少する)とゆるみ層厚が増加することが示される。

蓮井¹³⁾らは、地下空洞掘削時に孔間弾性波計測、ルジオンテスト、地中変位計測を近接岩盤内で実施し、弾性波計測によるゆるみ領域の評価、および各計測結果の相互関係の考察を試みた。図4.10、4.11は、空洞壁面から距離と弾性波速度および振幅の低下率の関係を表したもので、低下率はそれぞれ最も壁面から遠くゆるみの影響が少ないセンサでの測定値を基準に%表示している。速度及び振幅とも壁面に近づくにつれて低下するが、2番目のセンサ位置で一度増加し再び減少する。これは、2番目のセンサの周辺に応力集中による圧縮ゾーンが生じたためと考えられる。このように低下率の傾向は一致しているが、やはり岩石試験の結果と同様、振幅の方がゆるみの変化に対し敏感で、増減の幅が大きい。

図4.12は、弾性波速度、振幅、ルジオン値、地中変位の分布を同時に示したものである。ルジオン値が増大する範囲と振幅減衰が顕著な範囲は一致している。また、圧縮ゾーンの内側の弾性波速度が低下する範囲と岩盤ひずみが増加する範囲もほぼ同じである。亀裂が発生しても開口幅が小さい場合、弾性波速度の低下、岩盤ひずみの増加はみられないが、弾性波の伝搬効率が下がるため振幅減衰や透水係数の増加が顕著になると考えられる。このケースではB~C_H級のカコウ岩で、このような脆性度の高い岩盤におけるゆるみ特性は亀裂の発生、開口に左右される。

以上の結果をまとめると次のようになる。

- ・弾性波速度は伝搬経路に含まれる亀裂の数、厚さ、幅、長さ、亀裂内に存在する物質の特性によって変化し、さらに振幅の減衰に関しては波動の波長との関連性がある。
- ・初動振幅の減衰率は、速度の低下率よりも亀裂の発生の影響を受けやすい。し

かし、その影響の度合いは、測定機器の周波数特性にも依存する。

・亀裂の開口幅が小さい場合、弾性波速度の低下、岩盤ひずみの増加はみられないが、弾性波の伝搬効率が下がるため振幅減衰や透水係数の増加が顕著になる。

一般にセンサの共振周波数帯における波長の1/16の大きさの亀裂まで、弾性波特性は影響を受ける。COUPLEで使用するセンサの周波数特性(400kHz共振)と、岩石のP波速度(2500m/s)から、理論的には約0.5mmの大きさの亀裂の影響を受けると考えられる。このため、模擬処分孔周辺のゆるみの発生を亀裂の発生という観点から評価できると考えられる。

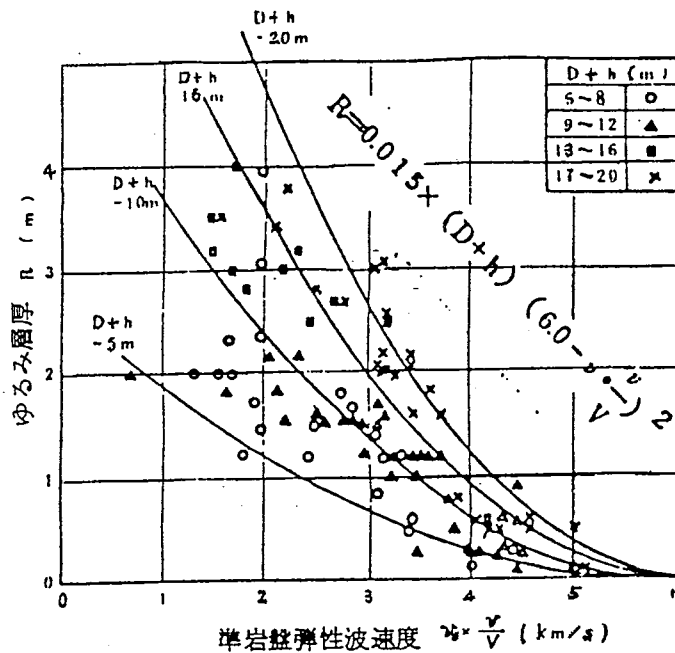


図4.9 弾性波速度とゆるみ層厚¹²⁾

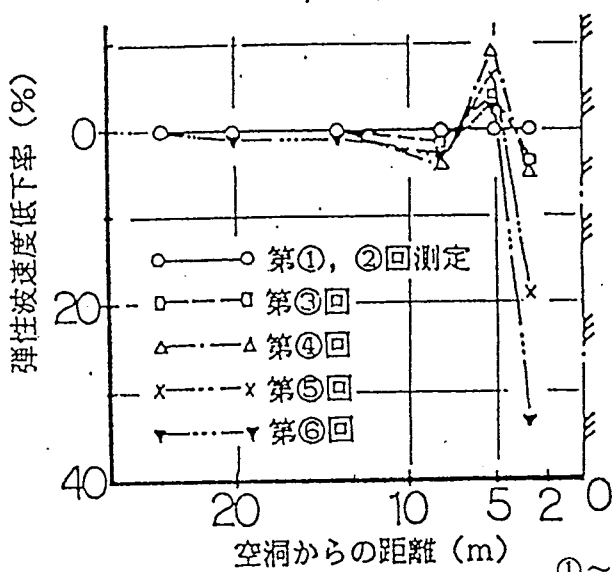


図4.10 弾性波速度分布¹³⁾

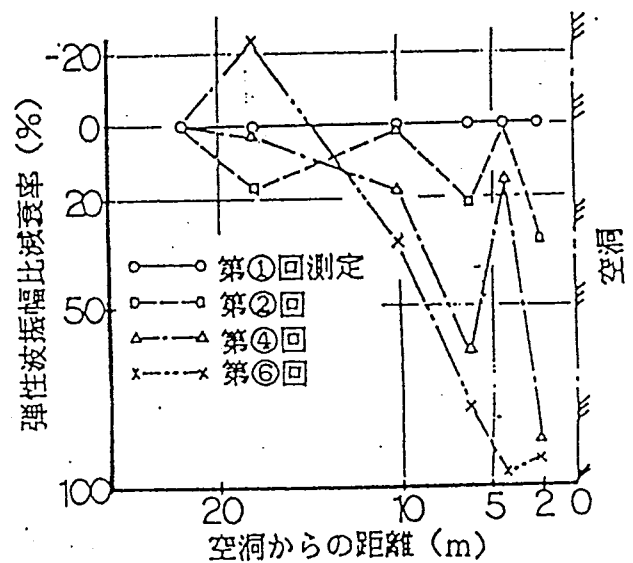


図4.11 弾性波振幅減衰率分布¹³⁾

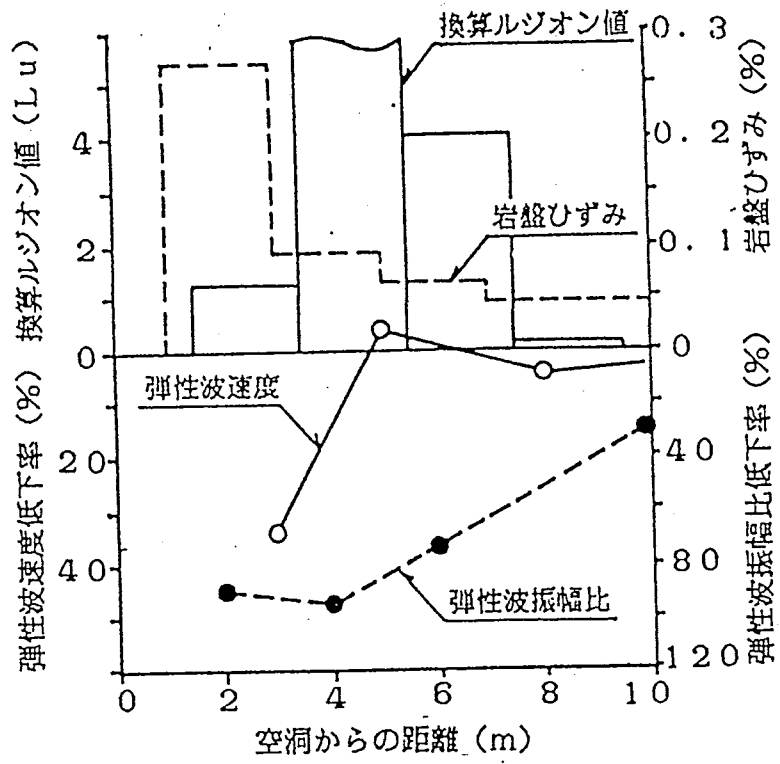


図4. 1 2 各計測結果の相関¹³⁾

4. 3. 2 内空変位及び地中変位

トンネル施工時の計測の結果は、支保機能（吹き付けコンクリート、ロックボルト等）の評価、変更にフィードバックされる。日本トンネル技術協会の「NATM計測指針」では、トンネルで実施される計測を標準化し、計測A、計測Bに分類している。表4. 2¹⁴⁾はさらに、地山状況に応じて計測の選定の基準を示したものである。

表4. 2 NATMトンネル計測指針による計測項目分類

計測 A	計測 B
日常の施工管理のため必ず実施すべき計測項目	地山条件に応じ、計測 A に追加して選定する計測項目
①坑内観察調査 ②内空変位測定 ③天端沈下測定	④地山試料試験および原位置試験 ⑤地中変位測定 ⑥ロックボルト軸力測定 ⑦ロックボルト引き抜き試験 ⑧覆工応力測定 ⑨地表、地中の沈下測定 ⑩坑内弾性波速度測定

内空変位は、計測が容易であること、地山と支保の挙動が総合化された変位量として得られることから、施工管理基準として多く利用されている。内空変位から直接ゆるみ領域を推定することはできないが、地山のゆるみによる崩落の危険性等を間接的に評価できる。

このようにトンネルにおいては一般に変位計測が主流であることから、変位計測の結果を用いて地山のひずみ分布を求め、評価する方法が利用される。計測変位から地山のひずみ分布を求める方法については、計測点が十分に多い場合は、変位－ひずみ関係から直接求めることが可能であるが、計測点が限られる場合は、逆解析によって初期応力パラメータを求め、ひずみ分布を求める方法が有効である。

桜井¹⁵⁾が提案した逆解析法は、変位データを用いて地山の材料定数ならびに初期応力を求め、さらに逆解析の結果から地山周辺のひずみ分布を求め、限界ひず

みと比較してトンネルの安定性を評価するシステムである。図4. 13¹⁶⁾は、地中変位の変化からゆるみ領域を推定し、更に逆解析で得られた結果と計測値を比較したものである。この図において、両者は良く一致しており、地中変位から推定されたゆるみ領域が適切であることが示されている。

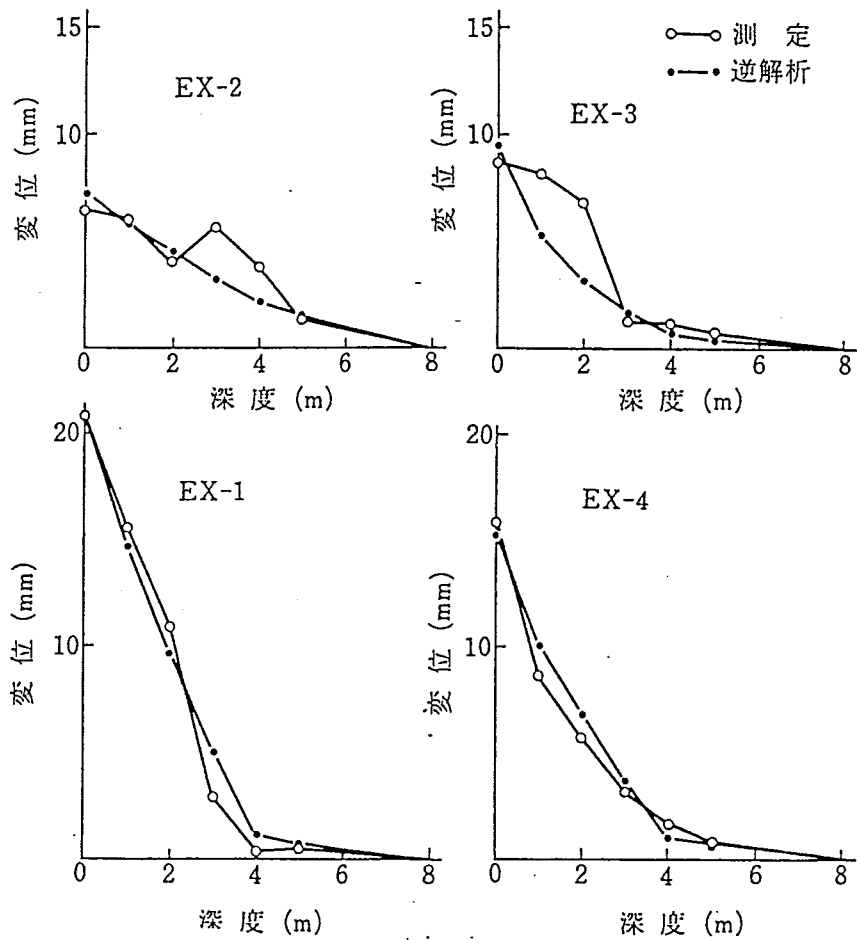


図4. 13 逆解析で得られた変位と実測値の比較¹⁶⁾

表 4. 3 計測項目の選定¹⁾

◎ 多くの場合実施する必要があるもの。
○ 場合により省略するもの。

調査・計測・試験		①特に注意すべき計測地点					②計測の規模			備考		
対象	項目	細目	膨張性 地山	含水未 固結地 山	土浅 被い り地 の山	坑へ能 口付・ 近崩 で壊る 地の地 す可山	試 験 施 工	詳 細 計 測	簡 易 計 測			
地 山	坑内地質観察	岩質、地質構造(断層、褶曲、走向、傾斜など)風化、変質、破砕状況、湧水状況	◎	◎	◎	◎	◎	◎	◎			
	内空変位測定	壁面間	◎	◎	◎	◎	◎	◎	◎			
		天端沈下	○	○	◎	○	◎	◎	◎	○	不動点を基準としたトンネル天端の鉛直方向の変位量	
	地中変位測定	相対変位	◎	○	○	○	◎	◎			計測断面掘削後からの変位	
		絶対変位			◎	○					計測断面掘削前からの変位	
	地表沈下測定				◎	○					地表観察も含む	
	地すべり変位	地表の移動				◎					地表観察も含む	
		すべり面の動き				◎						
	地山応力測定	}						○			地山条件に応じて、測定が必要な場合もある	
	原位置試験											
坑内弾性波速度測定							◎	○		トンネル全長にわたり測定することもある		
物理試験	}		○	○	○	○	◎	◎	○*	該当区間の地質の種類によって試験項目を選ぶ		
力学試験												
移動測定	トンネル内空断面の移動				◎					不動点を基準とした断面全体の移動		
支 保 ・ 覆 工	支保・覆工の観察	矢板の割れ、たわみ鋼製支保工の変形、ロックボルトのプレートの変形、吹付け、覆工コンクリートの割れ	◎	◎	◎	◎	◎	◎	◎			
	支保・覆工の変形測定	鋼製支保工	内空断面の変形	◎ ^S	◎ ^S	◎ ^S	◎ ^S	◎ ^S	◎ ^S	◎ ^S	地山の内空変位測定と並行して行う	
			移動・沈下など	◎ ^S	◎ ^S	◎ ^S	◎ ^S	◎ ^S	◎ ^S	◎ ^S	支保工の天端沈下測定は地山の天端沈下測定と並行して行う	
		吹付けコンクリート	覆工コンクリートの内空断面の変形	○ ^S	○ ^S	○ ^S	○ ^S	○ ^S	○ ^S	○ ^S		吹付けコンクリートでは地山の内空変位と同じとする
			移動・沈下など				○	◎				
	亀裂の開き	○			○	○	○	○	○	目視により発見された場合実施		

以上をまとめると、内空変位、地中変位は計測が容易であることから、トンネル、地下空洞における施工基準としての適用頻度は高く、計測値の分布や経時変化から直接評価する方法、逆解析によりひずみで評価する方法が利用される。

C O U P L Eでは、ベントナイトの設置等により模擬処分孔自体の変位計測は不可能である。市販の地中変位計は現位置試験用で $\phi 76$ 前後と径が大きく、パッカー部分も長いため、C O U P L Eの試験体に不適切である。このため、L V D Tとバネを組み合わせた小型地中変位計を特注した。L V D Tの測定範囲は、 $\pm 1.25\text{mm}$ で、やや予想される試験体の変形に対して精度が粗くなることが心配されるが、山口大学における一軸状態の載荷試験において変形過程を十分モニタリングできたことから、計測自体には特に支障はないと考えられる。

4. 3. 3 ロックボルト軸力

変位計測と共にロックボルト軸力の計測は、N A T Mでは頻繁に利用される。西川ら¹⁷⁾は、L N G地下貯蔵タンク掘削工事において、吹き付けコンクリートとロックボルトによる地山保護の設計、および施工後の地山の安定性について地山変位、ロックボルト軸力の計測により評価を行った。図4. 14は、地山変位とロックボルト軸力の経時変化を示したもので、打設直後の急激な変化以外は安定している。ロックボルト軸力は、ロックボルトに生じたひずみからその効果を確認し、長さや径の妥当性を判断する指標として利用される。

ロックボルト軸力とゆるみの関係は、定量的に評価することはできないが、軸力の分布の様子から定性的にゆるみ領域の推定が可能である。図4. 15¹⁸⁾は、駒止トンネルで計測された地中変位とロックボルト軸力の分布を示している。地中変位は足元部分でそれほど大きくないが、ロックボルト軸力は大きな値を示し、②測点で6 m以深でもかなり地中変位が発生している可能性があり、ゆるみ領域がかなり深い部分まで進展しているとみることもできる。このように地中変位とロックボルト軸力分布は、お互い補完し合う関係にあり、地中変位と併せて評価する必要があると考えられている。C O U P L Eでは、特にロックボルトとの関連はない。

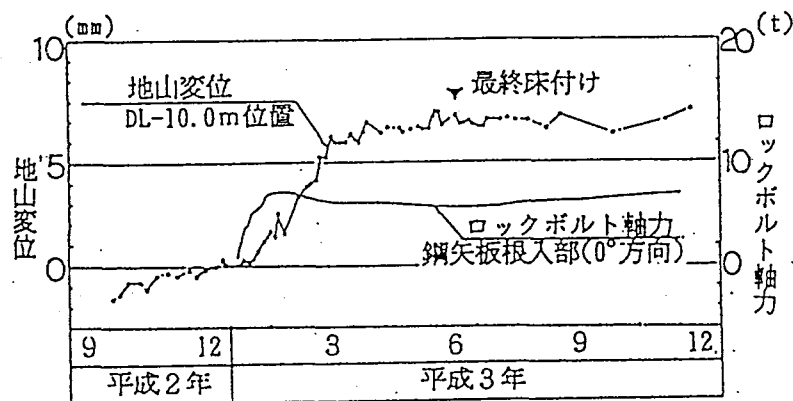


図4. 14 地山変位とロックボルト軸力の経時変化¹⁷⁾

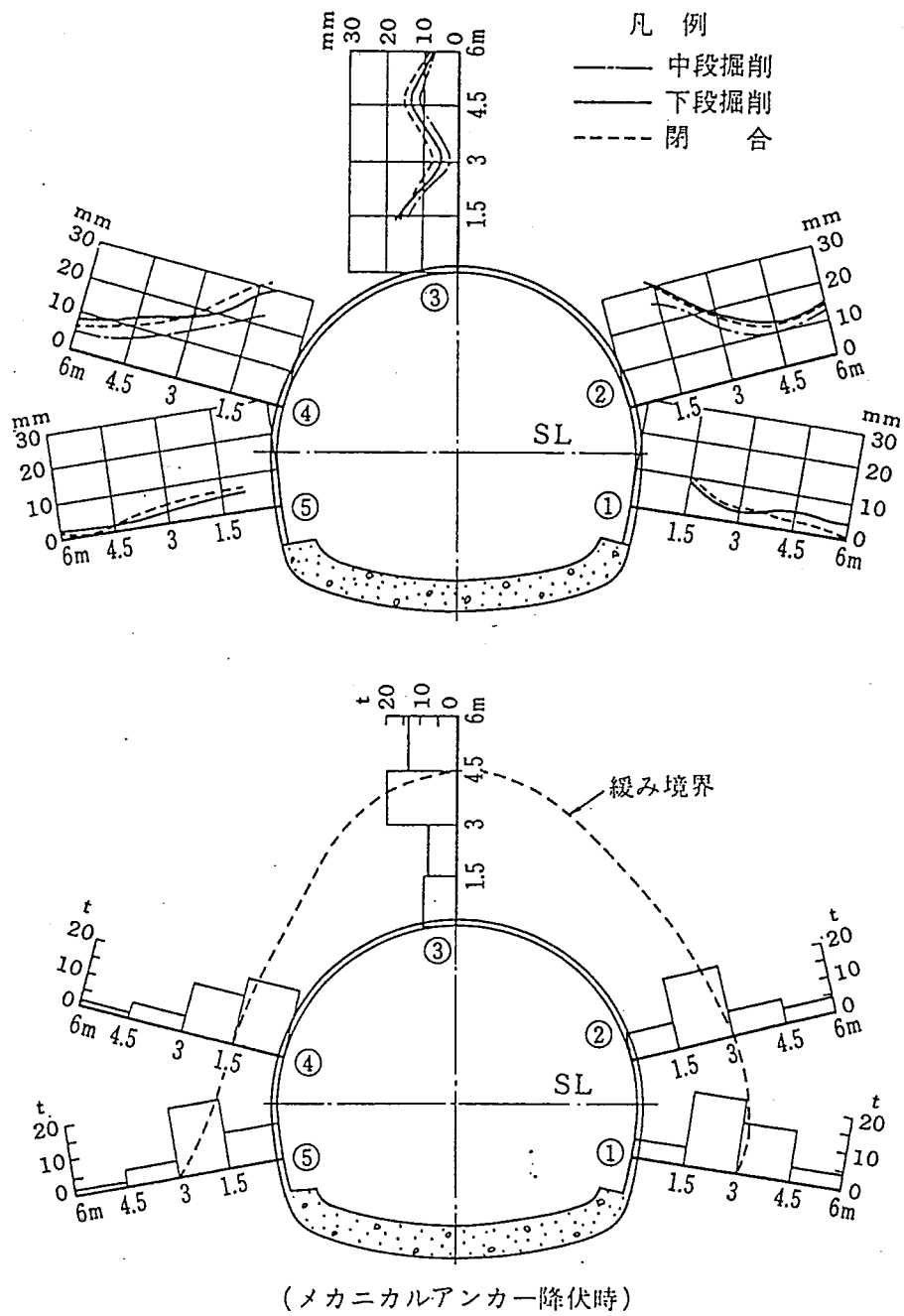
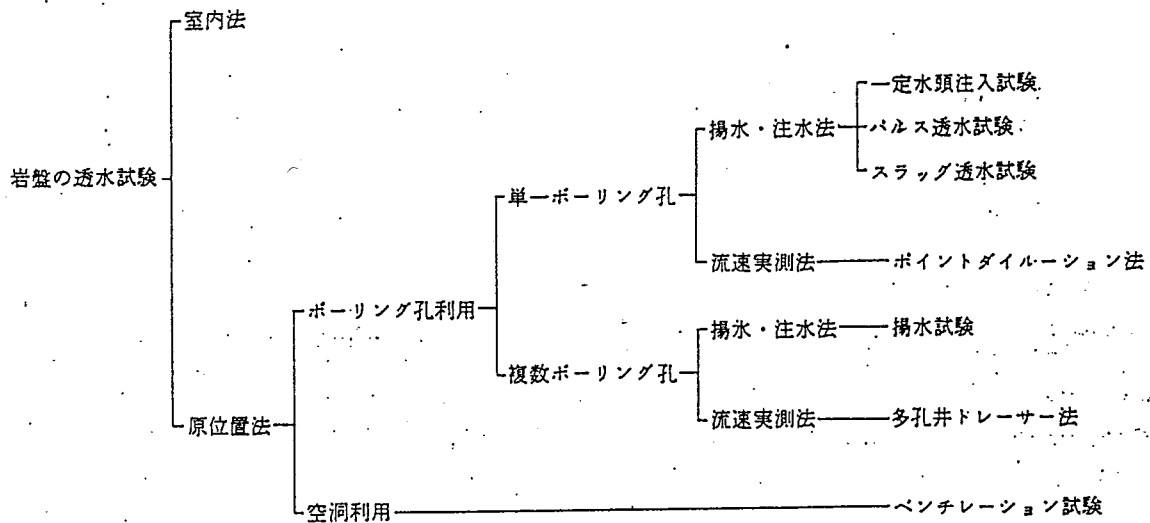


図 4. 15 駒止トンネルにおける地中変位およびロックボルト軸力分布¹⁸⁾

4. 3. 4 透水係数

高レベル放射性廃棄物処分や、ダム基礎岩盤の漏水等においては、地下水の賦存と挙動に対する関心が高く、数多くの透水試験が実施されている。嶋田¹⁹⁾は、岩盤の透水試験法を表4. 4に分類し、その適用範囲を図4. 16としてまとめている。以下に、適用例の多いボーリング孔を利用した揚水、注水試験法をまとめる。

表4. 4 岩盤の透水試験方法一覧表¹⁹⁾



①一定水頭注入試験（ルジオン試験）

パッカーによって閉塞された区間に一定圧の水を注入し、注入量一定の平衡状態における注入量を、複数の注入圧に対して求め、その圧力-流量曲線から透水係数を求める試験である。

②パルス透水試験

非常に狭い単一亀裂内の透水係数を求めるため開発された手法で、パッカーで亀裂を挟み小さな測定区間をつくり、そこに瞬間的に水圧をかけ、その後の圧力減衰を計測する方法である。

③スラッグ透水試験

パッカーで閉塞された区間に瞬間的に注水、揚水を行い、対象区間の透水性を判定する方法で、JFT等が含まれる。透水性が非常に大きい場合水位変化

の測定が難しく、逆に難透水性の場合測定に長時間要する等、測定対象の範囲がある程度限定される。

④揚水試験

一定揚水量、あるいは一定水位を保ったまま、周辺観測井の水位変化から透水性を測定する方法で、未固結地盤の帯水層への適用が多い。鉛直方向の割れ目系が発達した不均質岩盤への適用性は低い。

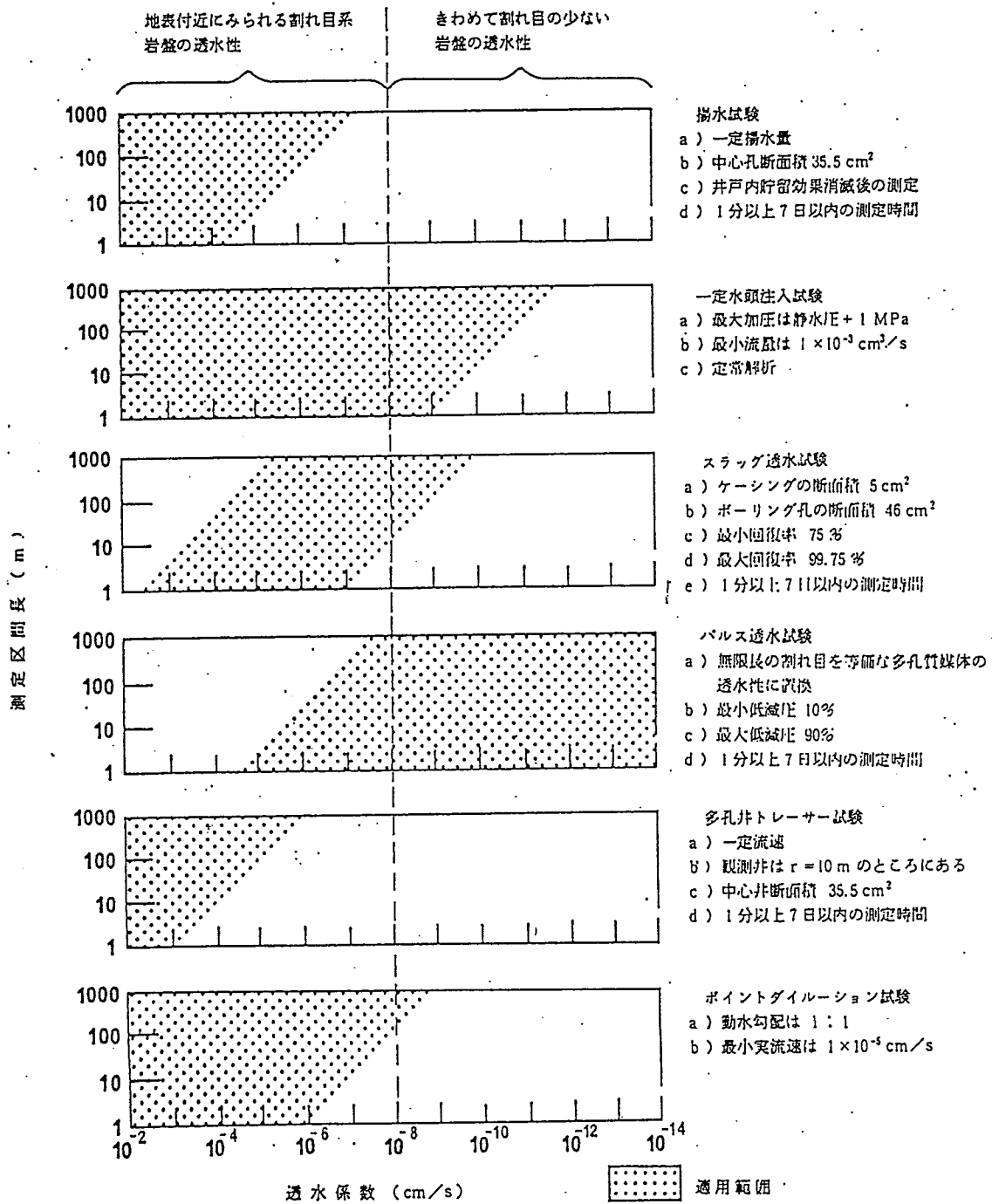


図4.16 ボーリング孔を利用した岩盤透水試験の適用範囲¹⁹⁾

割れ目が少なく透水性の低い岩盤に対しては、測定範囲の大きい一定水頭注入試験、パルス透水試験が優れているとしている。J F Tは、単孔式の定常法で、透水係数が小さいと定常状態に至るまで非常に長時間の測定を要する²⁰⁾。柳沢ら²¹⁾は、従来のJ F Tをベースにインナーパッカーを採用し、新たに動燃式J F T試験装置を開発した。図4. 17は動燃式J F T装置の概要を示す。この装置は現場実験において、難透水性地層に対し、高い性能を有していることが確認されている。

ゆるみを対象とした透水試験の例として、本島²²⁾らは地下空洞の掘削前と掘削後に透水試験を行った結果、掘削後のルジオン値が掘削前の10倍ないし数100倍に増加する例があることを示した(図4. 18)。この図では、空洞壁から5 mの範囲でルジオン値の変化が激しく、この範囲がゆるみ領域と考えることができる。本島らは、さらにボアホールT Vの観察結果から亀裂の開口幅とルジオン値の関係式を導いた。

$$\Delta D = 0.774 \{ (N_A^2 L u_A)^{1/3} - (N_B^2 L u_B)^{1/3} \}$$

ΔD : 空洞掘削状態がBからAに変化する間の節理間隔幅の変化量

N : 節理密度(本/m)

$L u$: ルジオン値

上式から算出される節理間隙幅と実測される変位量とはかなり良く一致しており、ボアホールテレビの観察でも確かめられている。図4. 19は節理間隔幅の変化量と掘削前の節理密度の関係を示す。両者には比較的高い相関がみられ、空洞掘削による周辺地山のゆるみが、初期節理密度に依存することを示唆している。

以上をまとめると、

- ・ 難透水性岩盤に対しては、ルジオンテスト、動燃式J F Tの適用性が高い。
- ・ 透水性と亀裂の発生には高い相関性があり、ゆるみの評価に利用される。

C O U P L Eでは、単孔式のルジオンテストの適用を考えるが、日華石の透水係数が非常に小さい場合、パルステストと動燃式J F Tのうち、試験装置の簡易なパルステストが有望と考える。また、隣合う間隙水圧計を利用してクロスホールでの透水性の変化を同時に計測することができる。なお、注水式透水試験の場合、試験孔の水圧破砕が心配されるため、注水圧は試験体の一軸圧縮強度の10%程度以下に抑える必要があると考える。

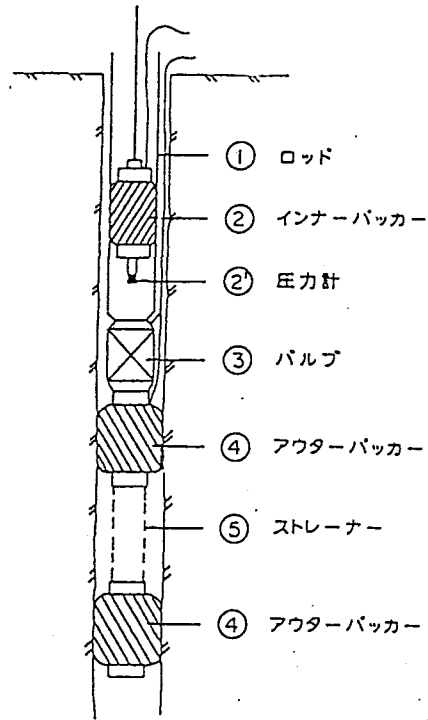


図4. 17 動燃式 J F T 装置²¹⁾

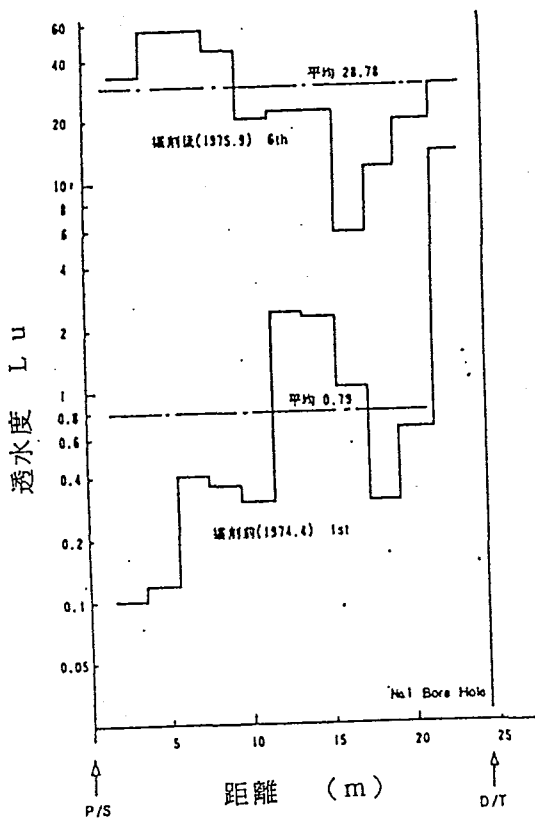


図4. 18 掘削前後の透水度の変化²²⁾

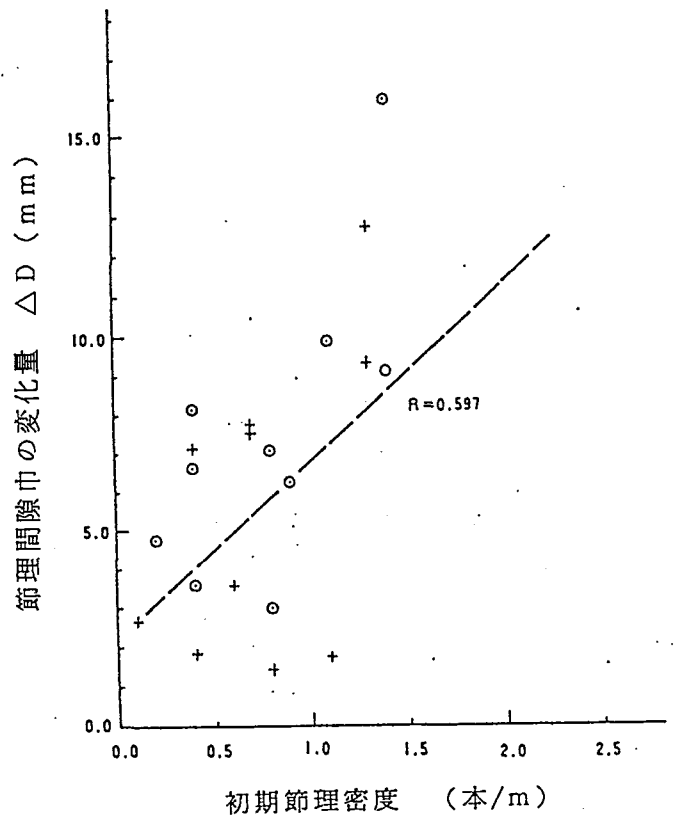


図4. 19 節理間隔巾の変化量と²³⁾
初期節理密度

4. 3. 5 レーダー計測

レーダー計測に関する文献調査を行った結果、ゆるみ領域の評価のために行われた例が見られなかったが、地下水挙動予測のため、透水試験と併せて実施した例が、多数あり、亀裂密度の高いゆるみ領域の推定には利用できるのではないかと考えられる。

レーダーの計測では、弾性波と同様、ポアホールタイプのシステムが多く、トモグラフィ解析により、水みちを視覚的に表現する例が多い。図4. 20は、塩水注入前後の減衰の差をトモグラフィで表し、ルジオン試験の結果と比較したものである²³⁾である。トモグラフィの結果から高透水性ゾーンと細片状部分が一致しているのが明らかである。この図では、ルジオン値の大きいゾーンとトモグラフィ結果とは、必ずしも一致しないが、ルジオン値が岩盤内部の特定の点に関する情報であり、3次元の（あるいは2次元の）な連続性を表現していないためである。このことから、現場計測において特に、ルジオン値の分布、あるいは変化からのみ、ゆるみ領域を特定することは危険であり、コア観察、レーダーなどと組み合わせる必要があるといえる。

電磁波、および比抵抗による計測は、電導度の高い物質に対して用いることができない。COUPLEでは、試験体サイズに対し周辺の載荷装置の電導度の影響が大きいと考えられる。また、ポアホール型のレーダー試験装置は、現場計測用としてφ60前後のサイズが一般的であり、小型の新機器の開発が必要と望まれる。

4. 3. 6 AE計測

AEは、亀裂の発生、開口、進展等に伴い、放出される弾性波であり、大規模な変形が生じる以前の前兆現象として計測される。その信号の処理、解析法として様々な手法が提案され、破壊予知、初期地圧の計測、ゆるみ域の評価に利用されている。

(1) 発生頻度

AE発生数は、亀裂の発生などに伴い徐々に増加し、大規模破壊直前に急激に増加する。このような特性から、鉱山やトンネル、地下空洞周辺の山はね等の岩盤の崩落現象を予測する手段として利用される例が多い。

(2) 破壊源探査

発生数以外に、頻繁に利用されるのが、AE発生位置の集中度である。AEが多発する場所では、亀裂の発生等、異常が起きていると考えられる。図4. 21は、カコウ岩ブロックを静的破砕剤で割った時の破断面とAE発生位置の関係²⁴⁾で、両者に非常に良い相関が見られる。

(3) カイザー効果

図4. 22は、モルタルに繰り返し荷重を作用させた時の荷重とAEの変化を同じ時間軸上で表現したものである²⁵⁾。AEには、以前に作用していた荷重以下では発生数が極端に少ないという現象が見られる。これはカイザー効果と呼ばれ、図4. 21からもその様子が伺われる。この性質を利用し、採取したコアの載荷試験を行いAE発生数の増加する点から初期地圧を推定する方法も実施されている。

(4) 振幅分布と最大振幅

地震の分野では、マグニチュードと地震の累積頻度を示すGutenberg-Richter式と呼ばれる統計則が利用されている。ここで、マグニチュードの代わりに最大振幅 a を用い、発生頻度を N 、定数 α 、 b で表現すると、

$$\log N = \alpha - b \log a$$

となる。この式では、振幅の大きいAEは少なく、小さいAEが多いことが示される。さらに、 $a + da$ の大きさのAEの発生数を $n(a)$ とすると

$$n(a) = k a^{-m} da \quad (m = b - 1)$$

という指数則で表現される。この両式の b 、 m は、振幅の大きいAEが多発すると小さくなる値で、破壊の危険性を示す指標として利用されている。図4. 23は、

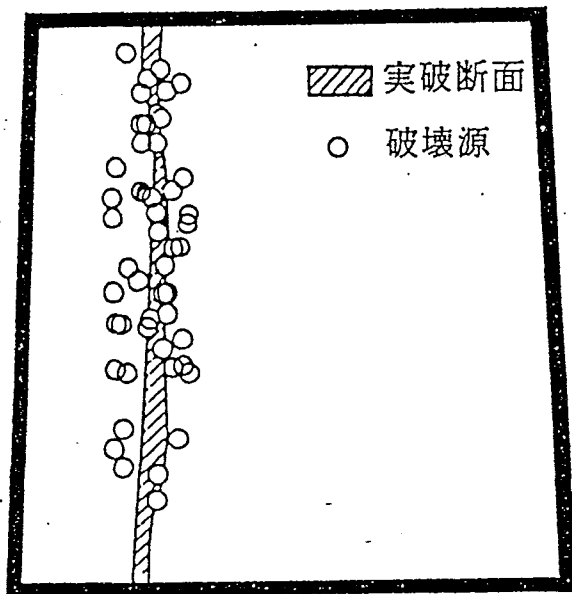
セン断試験で得られた载荷ステージ別の A E の振幅頻度分布と m 値を示したものである。²⁶⁾

(5) モーメントテンソル解析

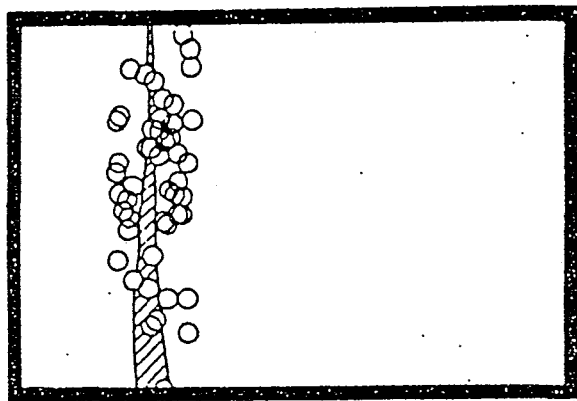
複数のセンサで観測される初動の立ち上がりから、A E が発生した亀裂が引張型か、セン断型か推定できる場合がある。大津²⁶⁾は、モーメントテンソルの概念を取り入れ、セン断卓越型のひび割れか引張型のひび割れかを判別し、ひび割れ面の方向を求めた。図 4. 24 はアンカーボルト引き抜き試験にモーメントテンソル法を適用し、亀裂を同定した結果で、破壊面付近で引張亀裂が発生しているのが認められる。

C O U P L E の場合、亀裂の発生を把握するために A E カウント、発生位置の変化についてモニターする必要がある。また、亀裂のモードを推定するモーメントテンソル解析等も有効と考えられる。対象となる試験体は、 100kgf/cm^2 前後の軟岩になるため、減衰が大きいことが予想される。このため、測定範囲を限定し、できるだけ A E の伝搬経路が短くなるようにし、現場で適切な計測パラメータ（アンプゲイン、しきい値等）を設定するよう十分留意しなければならない。

0 10 20 30cm



平面図



立面図

図4. 21 実破断面と計算されたAE発生位置の対応²⁴⁾

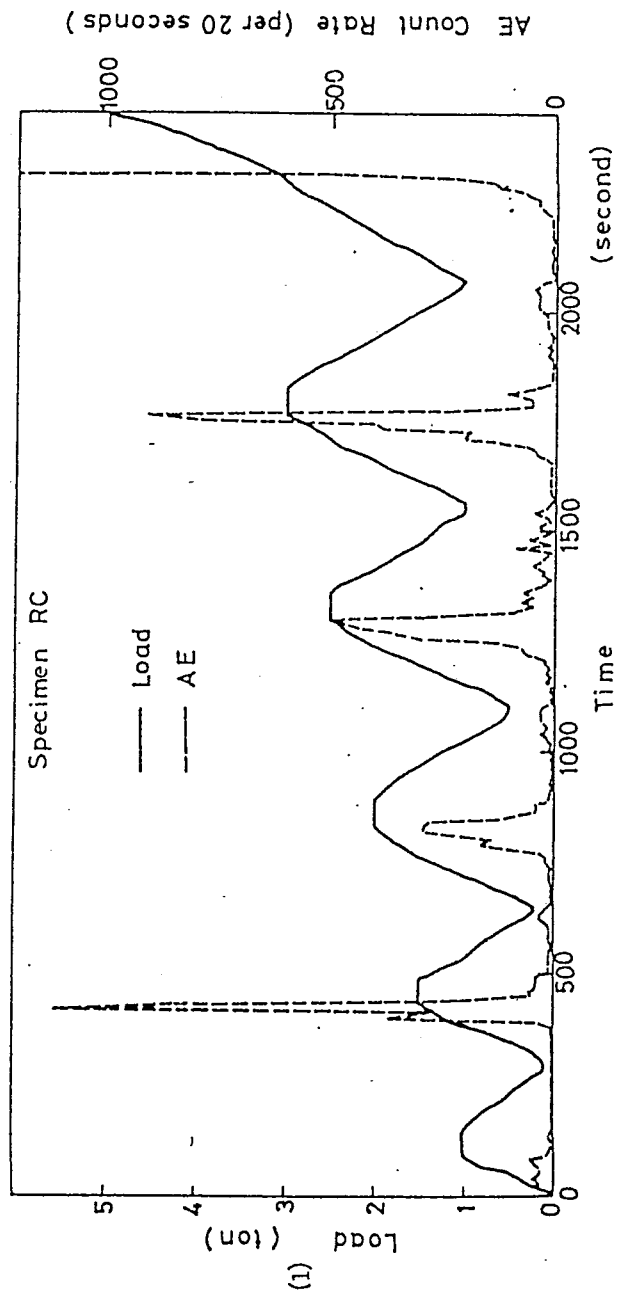


図 4. 22 繰り返し載荷による A E と荷重の関係²⁵⁾

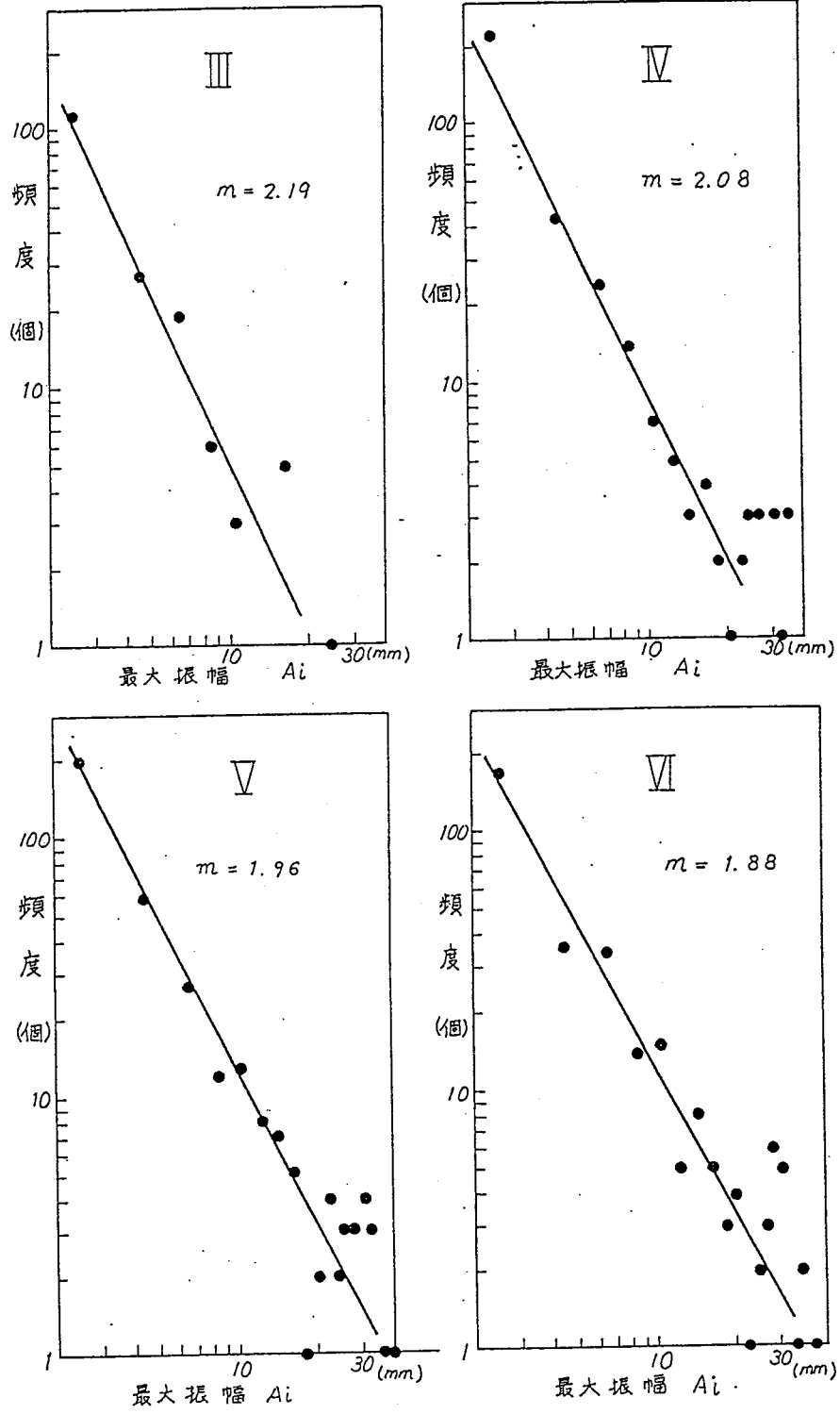


図4.23 AEの振幅頻度分布と m 値²⁵⁾

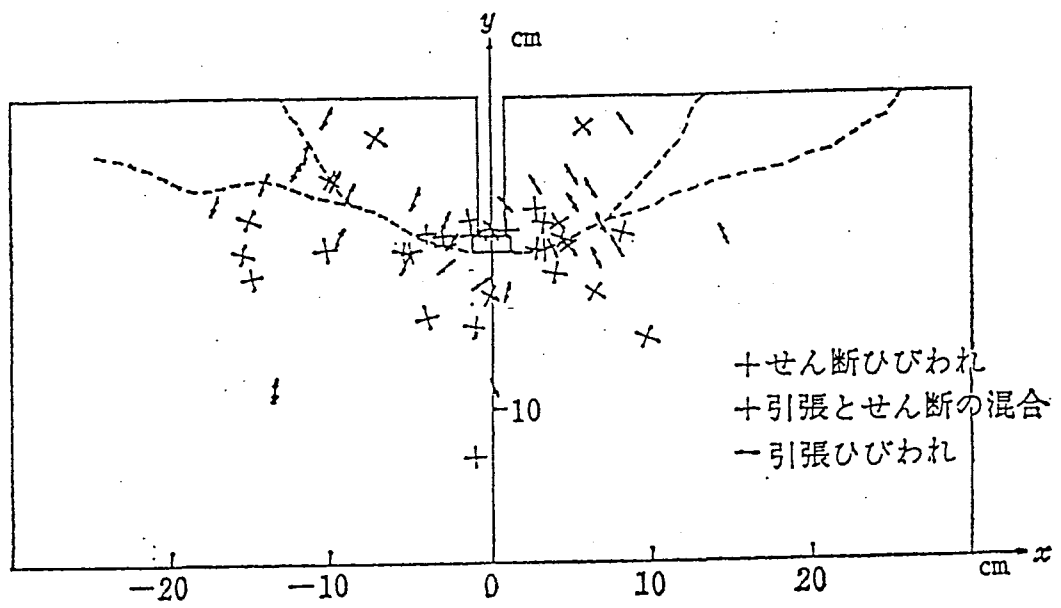


図4. 24 モーメントテンソル法によるアンカ-ボルト引き抜き試験時のひび割れ同定

4. 3. 7 地圧計測

自然の地盤、岩盤内に生じている初期地圧の計測方法として、①応力解放法、②水圧破砕法、③AE法、④その他（スリフ・フランクティック、変形率変化法）等が挙げられる。表4. 5²⁶⁾にその分類を、表4. 6²⁷⁾に特徴と問題点を示す。

施工中の地圧（岩盤応力）は、ひずみ分布から推定するか、あるいは振動弦型地圧計等を用いて計測を行う。図4. 25²⁸⁾は、空洞掘削時のAE、ひずみ、岩盤応力の変化をまとめたものである。計器埋設位置より深い位置で掘削が行われる頃、壁面近傍に応力が集中し、ゆるみが発生しているのがわかる。

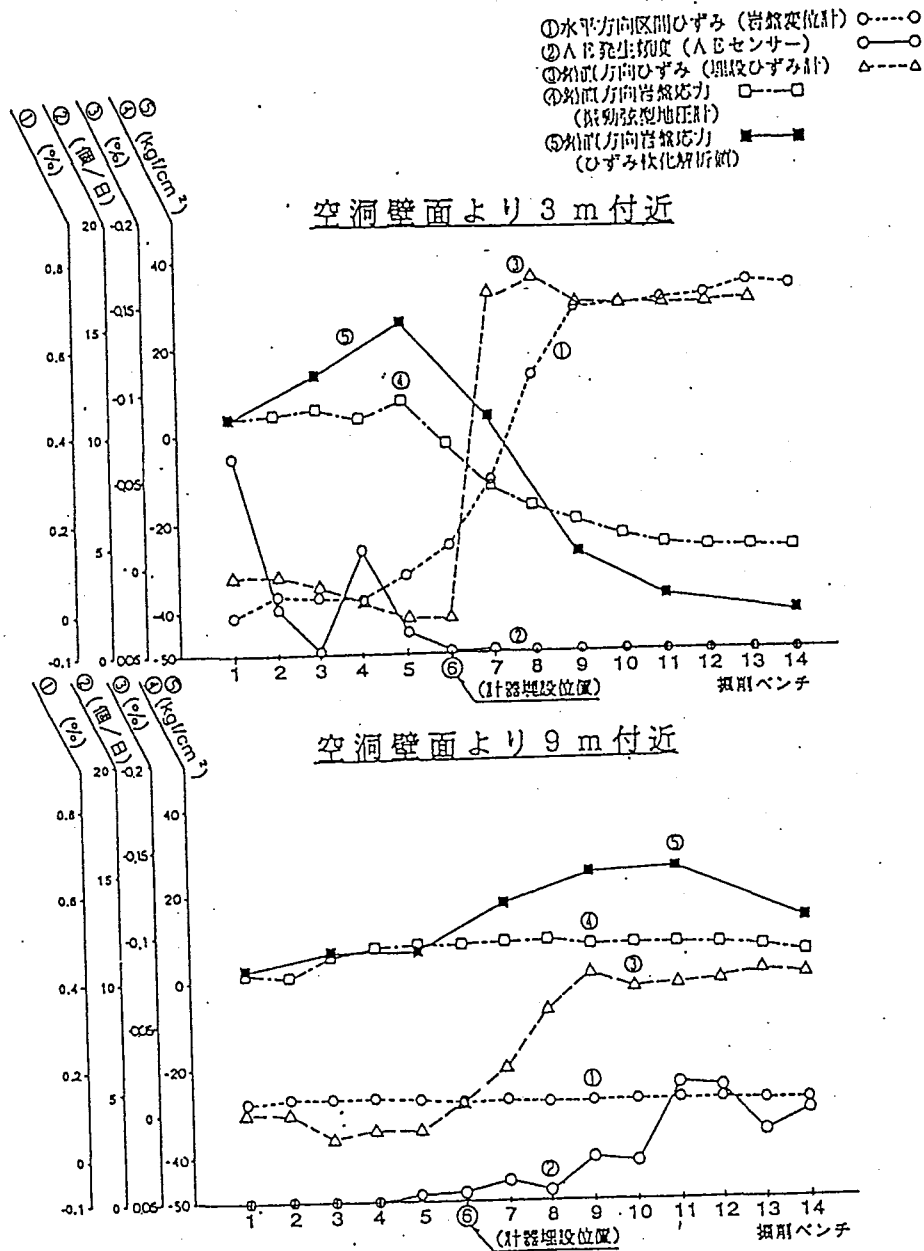


図4. 25 岩盤挙動の経時変化²⁸⁾

表 4. 5 初期地圧計測法の分類

測定原理	測定法および測定項目	
応力解放	部分応力解放 (大規模)	<ul style="list-style-type: none"> 切羽の変形, 地中変位, 弾性波伝播速度変化 (音弾性)
	全応力解放 (小規模: ボーリング孔)	<ul style="list-style-type: none"> 変位測定: 孔径方向および斜め変位 壁面ひずみ, 孔底ひずみ測定: 平面, 半球状, 円錐状 etc. 孔壁ひずみ 埋設ゲージ測定: 孔径方向および斜め変位 孔径・孔軸方向および斜めひずみ 応力測定: 硬い埋設ゲージ 光弾性ゲージ etc.
応力補償	原 位 置	<ul style="list-style-type: none"> 変位・ひずみ測定: ジャッキ・油圧, 形状記憶合金
	実 験 室	<ul style="list-style-type: none"> AE(カイザー効果): 発生頻度, 発生出力 変形(率)変化測定, 非弾性ひずみ(率)回復測定 音弾性: 弾性波(縦波・横波)伝播速度変化測定
破 碎	原 位 置	<ul style="list-style-type: none"> 水圧破碎 スリーブ破碎: 破碎圧 ジャッキ破碎
そ の 他		<ul style="list-style-type: none"> コア・デイスキング テクトニック・フォースの大規模測量などによる推定 シミュレーション計算などによる推定

表 4. 6 初期地圧計測法の特徴と問題点

測定方法	特 徴	問 題 点	そ の 他
応力解放法 (部分解放)	<ul style="list-style-type: none"> 大領域の平均的な応力測定 非弾性条件考慮可 	<ul style="list-style-type: none"> 測定値が小さい モデル設定と解釈 3主応力の決定が困難 	施工時に測定
応力解放法 (全応力解放) (孔径変位・ 孔壁上ひずみ)	<ul style="list-style-type: none"> 局所的な応力測定 比較的簡便, 信頼性大 3主応力決定可能 	<ul style="list-style-type: none"> 線形弾性を仮定 弾性定数の推定 測定センサー部の孔壁への接着性 深部の測定が困難 	実験室内で検定
応力解放法 (全応力解放) (埋設ゲージ)	<ul style="list-style-type: none"> 局所的な応力測定 比較的簡便, 信頼性大 3主応力決定可能 	<ul style="list-style-type: none"> 線形弾性を仮定 弾性定数の推定 充填材の弾性定数と追従性 深部の測定が困難 	実験室内で検定
応力補償法 (原 位 置)	<ul style="list-style-type: none"> 直接的 中規模の測定 	<ul style="list-style-type: none"> 弾性回復を仮定 壁面上の一方向応力のみ せん断の効果が不明確 	試掘坑を利用
応力補償法 (実 験 室)	<ul style="list-style-type: none"> 簡便, 管理試験可能 局所応力推定 3主応力決定可能 	<ul style="list-style-type: none"> 履歴応力の記憶性 変化量の解釈 履歴応力のクロス効果の有無 	
破 碎 法	<ul style="list-style-type: none"> 大深度の測定可能 比較的簡便 	<ul style="list-style-type: none"> 主応力方向の決定不明確 検出圧力と応力の解釈 岩の引張り強度推定 	

4. 4 まとめ

今まで述べてきたように、文献等の既存の研究成果を調査した結果から、各計測法の特徴、ゆるみ領域との係わりについてまとめた。文献の多くは、トンネルや空洞掘削に関するもので、施工管理上、ゆるみ領域の把握が大きなキーポイントになっていることがわかる。COUPLEにおける試験では、既存の亀裂の開口幅の増大、潜在亀裂の開口、及び岩石基質部の伸びによるベントナイト設置前の模擬処分孔へのはらみ出し、反対にベントナイト設置後の膨潤圧の作用など、複雑な要素が混在すると考えられる。このような特徴、及び本調査結果からCOUPLEでの計測項目に相当と考えられる計測は以下のものである。

- ・ 応力（孔径変位から換算）
- ・ 地中変位
- ・ 透水係数
- ・ 間隙水圧
- ・ 弾性波計測
- ・ A E
- ・ 温度

弾性波速度と亀裂の数、厚さ、幅、長さ、密度、亀裂内に存在する物質の特性との関係や、振幅の減衰と波長に関する研究が数多く行われ、弾性波計測の結果には、より多くの亀裂情報が含まれることが明らかにされている。この情報を有効に利用するために、COUPLEの試験体と同一の岩石を用いて基本試験を行い伝搬特性を十分把握しておくことが望ましい。また、弾性波の速度、振幅減衰等は亀裂の特性をパラメータとして透水係数、間隙水圧、応力との関係が有効に利用できると思う。他に、岩盤内亀裂の新たな発生や既存亀裂の進展、またその結果として生じる耐荷力の低減などの現象について、A Eの測定が有望であることが期待される。

4 章の参考文献

- 1) (社)日本トンネル技術協会：トンネル掘削によるゆるみ領域の調査報告書，1982.
- 2) 桜井：トンネル掘削に伴うゆるみ領域の研究，トンネルと地下，Vol.14，No.1，pp.35-41，1983.
- 3) 石田，金川，矢田，田中：空洞掘削時の応力再配分に着目したゆるみ域測定法の提案，土木学会論文集，No.457/Ⅲ-21，pp.41-50，1992.
- 4) 金折裕司：ボアホールテレビジョン装置による岩盤ゆるみ現象に関する検討－俣野川発電所地下空洞掘削に伴う観測結果－，電力中央研究所報告，研究報告：382026，1982.
- 5) 佐々，劉，杉本：水で飽和した亀裂を含む岩盤のP波伝搬特性，第6回岩の力学国内シンポジウム講演論文集，pp.163-168，1984.
- 6) 金子，井上，佐々，伊藤：岩石の破壊の進展に伴う弾性波伝搬速度の変化，日本鉱業会誌/94，pp.77-83，1987.
- 7) 井上，金子，佐々，伊藤：岩石の破壊の進展に伴う弾性波の振幅の減衰，日本鉱業会誌/94，pp.323-327，1978.
- 8) 金子，井上，佐々，伊藤：岩石の破壊の進展が周波数の異なる波動に及ぼす影響について，日本鉱業会誌/94，pp.791-795，1978.
- 9) 松村，三木，西垣：岩石の超音波伝搬速度に及ぼす圧力効果について，第18回岩盤力学に関するシンポジウム，pp.296-299，1986.
- 10) 小林，古住：圧縮破壊過程における岩石の弾性波速度に関する研究，日本鉱業会誌/93，pp.7-11，1977.
- 11) 遠藤，北岡：軟岩における含有水分のエネルギー状態と弾性波速度の変化，物理探査，Vol.32，No.1，PP.20-28，1979.
- 12) 池田，桜井，浅野，樋口：トンネル掘削に伴うゆるみ層厚または塑性範囲の推定，鉄研報告，No.941，1974.
- 13) 蓮井，世一，山下：地下空洞掘削時における周辺岩盤の物性変化に関する計測結果とその評価について，第6回岩の力学国内シンポジウム講演概要集，1984.

- 14) トンネルにおける調査・計測の評価と利用：土木学会，1987.
- 15) 16) 桜井：マイクロコンピュータによる地下空洞掘削時の安定性の評価，土木学会論文集第358号，pp.44，1985.
- 17) 小松原，青木，西川，田中：吹き付けコンクリート及びロックボルト工法による大規模円筒掘削の計測結果に関する一考察，第24回岩盤力学シンポジウム，No.68，pp.331，1992.
- 18) 内田：膨張性地山におけるNATM，トンネルと地下，Vol.12，No.9，pp.13，1981.
- 19) 嶋田：現位置における岩盤の透水測定：日本地下水学会誌，Vol.26，No.1，1984.
- 20) 菅原：トンネルの湧水量の推定に関する一試み，土木技術資料，9-11，pp.19-26，1967.
- 21) 柳沢，西垣，平田：動燃式低水圧制御水理試験機（動燃式JFT）の原理と適用例，地下水学会誌，Vol.30，No.3，pp.127-137，1988.
- 22) 本島：地下空洞掘削に伴う周辺岩盤における透水度の変化に関する計測，第6回岩の力学国内シンポジウム講演概要集，pp.199，1984.
- 23) 稲葉，向上，塩崎，滝沢，弘末：ボアホール型岩盤レーダーによる探査について，間組研究年報，pp.215，1992.
- 24) 平井，蓮井：AE計測の岩盤監視・破壊予知への適用性について，間組研究年報，1988.
- 25) 石田：AEによる空洞周辺岩盤ゆるみ現象予測法の実験的検討，電力中央研究所報告，No.35024，1986.
- 26) 九州橋梁構造工学研究会：土木工学へのAE計測の応用に関する講習会テキスト，1992.
- 27) 土木学会：初期地圧測定法の現状と実績テキスト，1992.
- 28) 前島：大規模地下空洞掘削時の挙動実績，第25回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，1992.