

# 軟岩の長期力学的変形挙動に関する研究

( 研究報告 )

2002 年 5 月

核燃料サイクル開発機構  
東海事業所

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  
してください。

〒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

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:

Technical Cooperation Section,  
Technology Management Division,  
Japan Nuclear Cycle Development Institute  
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184,  
Japan

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

軟岩の長期力学的変形挙動に関する研究  
(研究報告)

宮野前俊一\* , 小川 豊和\*  
井上 博之\*\* , 梨本 裕\*\*

要 旨

地層処分システムを考えるにあたり、ニアフィールド岩盤の長期力学的変形挙動を把握することが重要である。建設時、操業時、閉鎖後、それぞれの期間において、ニアフィールド岩盤が置かれる環境は異なり、それらを考慮したうえで、長期力学的変形挙動について検討することが必要である。

本報告では、ニアフィールド岩盤の長期力学的変形挙動に影響を及ぼす因子として、建設時における乾湿繰り返し作用、および廃棄体定置による熱の作用を抽出し、検討を行った。

人為的に乾湿繰り返し作用、および熱の作用を与え、一軸応力下における定歪速度試験を実施した結果、試験に供した泥岩においては、以下のようなことが分かった。

- ・乾湿繰り返し作用により、強度の低下、および変形特性に変化が見られた。
- ・熱の作用により、強度の低下、および変形特性に変化が見られたが、乾湿繰り返し作用による変化に比べ顕著ではなかった。

また、試験結果を用いて、ニアフィールド岩盤の長期力学的変形挙動について、解析的検討を実施し、今後、これらが及ぼす影響について検討していく必要があることを述べた。

---

\* 東海事業所 環境保全・研究開発センター 処分研究部 システム解析グループ

\*\* 前田建設工業株式会社

Research of Long-Term Mechanical Displaced Behavior of Soft Rock  
(Research Document)

Shunichi MIYANOMAE\* , Toyokazu OGAWA\*  
Hiroyuki INOUE \*\* , Yutaka NASIMOTO \*\*

Abstract

For the safety assessment of geological waste disposal system, it is imperative to understand the long-term mechanical deformation characteristics of the near field rock mass. In the assessment, it is important to take into account that the rock mass will be subjected to different environments that will change with the progress of time: during construction; during operation of waste package burial; and after confinement.

Among possible factors that may affect the long-term mechanical deformation characteristics of rock mass, there are mainly two factors investigated in this report: the effects of alternating dry and wet conditions ( during construction ); and the thermal effect ( during the emplacement of waste packages ).

Mudstone samples are first exposed to dry and wet cycles, and/or to elevated temperature conditions. Constant strain rate uniaxial compression tests are subsequently carried out on the samples. Test results of the uniaxial compression tests show:

- Strength of the mudstone decreases and the deformation characteristics change due to dry and wet cycles.
- Strength decreases slightly, and the deformation characteristics change a little due to pre-heat treatment. Effect is however small.

Also discussed in the report is necessity of a numerical prediction analysis with the use of the experimental results on the two factors studied.

---

\* REPOSITORY SYSTEM ANALYSIS GROUP,  
WASTE ISOLATION RESEARCH DIVISION,  
WASTE MANAGEMENT AND FUEL CYCLE RESEARCH CENTER,  
TOKAI WORKS

\*\* MAEDA CORPORATION

目 次

1 .	はじめに	1
2 .	軟岩の長期力学的変形挙動を表現するモデル	2
2.1	モデルの抽出	2
2.2	コンプライアンス可変型モデル	2
2.3	歪軟化型弾粘塑性モデル	5
2.4	レオロジーモデル	9
2.5	重畳原理とスペクトル理論	13
2.6	本報告で用いるモデルの選定	17
3 .	コンプライアンス可変型モデルについて	18
3.1	コンプライアンス可変型モデルの定数	18
3.2	コンプライアンス可変型モデルの定数の決定	18
4 .	定歪速度試験	22
4.1	試験手順	22
4.2	試験装置	25
4.3	試験結果	26
4.4	試験結果まとめ	30
5 .	コンプライアンス可変型モデルを用いた理論解析	32
5.1	理論解	32
5.2	解析条件	32
5.3	解析結果	33
6 .	コンプライアンス可変型モデルを用いた数値解析	40
6.1	コンプライアンス可変型モデルの拡張	40
6.2	解析モデル	41
6.3	解析ケース	42
6.4	解析ステップ	43
6.5	解析結果	45
6.6	解析結果まとめ	56

7 . おわりに.....57

参考文献.....58

## 1. はじめに

ニアフィールド岩盤の長期力学的変形挙動について、地層処分研究開発第2次取りまとめ（核燃料サイクル開発機構，1999）（以下、「第2次取りまとめ」と略す）では、大久保ら（1987a）により提案されたコンプライアンス可変型モデルを用いて評価を行い、設定された物性値においては次のような知見を得た。

- ・硬岩系岩盤については、空洞掘削後も長期にわたって周囲の岩盤状態は安定であるといえる。
- ・軟岩系岩盤については、年数を経るごとに周辺岩盤のコンプライアンスが増大（剛性が低下）し、影響領域が広がっており、10,000年後における影響領域は、半径の3倍弱まで広がる。

それぞれの物性値については、大久保・福井（1997）を参考に推定した。

本報告では、第2次取りまとめでは考慮されていなかった、ニアフィールド環境を模擬した条件での岩盤の長期力学的変形挙動を把握することを主目的とした。岩盤の長期力学的変形挙動に影響を及ぼし得る因子として、建設時における岩盤の乾湿繰り返しの影響（例えば関，1998）や、廃棄体定置による熱の影響（例えば小川ほか，1999）が考えられる。

まず、各種提案されている軟岩の長期力学的変形挙動を表現するモデル（例えば足立・岡，1992）の比較検討を行った。そのうち、大久保らにより提案されたコンプライアンス可変型モデルを例にとり、ニアフィールド環境を模擬した条件での定歪速度試験より物性値を取得し、これを用いて、理論解析および数値解析を実施した。

これらの検討結果より、環境条件が岩盤の長期力学的変形挙動に及ぼす影響について今後、検討していく必要があることを述べた。

## 2. 軟岩の長期力学的変形挙動を表現するモデル

### 2.1 モデルの抽出

軟岩の長期力学的変形挙動（時間依存性挙動）を表現するモデルとして、現在までに数多くのモデルが提案されている。モデルにはそれぞれ特徴があり、適用可能な領域（1次～3次クリープ領域）や、モデルのパラメータの求め方がそれぞれ異なる。また、水との連成挙動（たとえば宮野前ほか，1999）の取り扱いが可能なモデルもある。本章では、代表的なモデルを幾つか抽出し、その特徴を説明する。

抽出した、軟岩の長期力学的変形挙動を表現するモデルを表 2-1 に示す。

表 2-1 軟岩の長期力学的変形挙動を表現するモデル

モデル	特徴
コンプライアンス可変型モデル	指数変数型。主に3次クリープ領域を対象。
歪軟化型弾粘塑性モデル	歪軟化型。ダイレイタンス（体積膨張）や有効応力解析が可能。
レオロジーモデル	バネ・ダッシュポット型。主に1次クリープ領域を対象。
重畳原理とスペクトル理論	バネ・ダッシュポットの連結型。

### 2.2 コンプライアンス可変型モデル

#### 2.2.1 モデル

大久保ら（1987a）により提案されたモデルであり、非線形粘弾性挙動およびピーク強度以降の挙動を数値解析的に表現可能である。一般式は複雑であるが、基礎方程式は(2-1)式のように表せる。

$$\frac{dI}{dt} = a \cdot I^m \cdot s^n \quad (2-1)$$

ここで  $I$  はコンプライアンスで、歪  $e$  を応力  $s$  で除した値 ( $e/s$ )、 $t$  は時間、 $n$  は時間依存性の程度を決める定数、 $m$  はピーク強度以降の応力-歪曲線の傾きを決める定数、 $a$  はピーク強度を決める定数である。また、大久保ら（1987b）により三軸圧縮応力下に拡張したモデルも提案されている。

取り扱いが比較的簡単で、多くの荷重条件において解析解を持つ（大久保，1992）長所を有しているが、1次クリープ領域での挙動は説明出来ない。

第2次取りまとめにおいては、本モデルを有限要素法解析に組み込み、ニアフィールド岩盤の長期力学的変形挙動について検討を実施した。



2.2.2 適用例（緒方ほか,1994）

コンプライアンス可変型モデルを用いて、松峰鉱山の試験坑道での現場計測結果のシミュレーション計算を行った。松峰鉱山の試験坑道周辺の岩盤は主として石膏、凝灰角礫岩ならびに凝灰岩より構成されている。

計測したのは、試験坑道の天盤の約 10m 上にある既存坑道の下盤を基点とした岩盤内鉛直変位、試験坑道側壁を基点とした岩盤内変位ならびに試験坑道のコンバージェンスであった。

シミュレーション計算は、図 2-1 に示す 2 次元有限要素モデルを用いた。シミュレーションに用いる岩盤の物性値等の力学パラメータは、表 2-2 に示す松峰鉱山の坑内で採取した岩石試料で求めた値を参考にして決めた。

試験坑道のコンバージェンス(坑道踏前(床)から 1.2m の高さの水平方向)を例にとり、現場計測結果(図中において 印)およびシミュレーション計算結果(図中において点線)を図 2-2 に示す。

検討結果より、コンプライアンス可変型モデルを用いた 2 次元有限要素法による解析は、入力する力学パラメータを適正に選ぶことにより、坑道周辺岩盤の時間依存性の変形(ただし岩盤が連続体として挙動している変形)を比較的容易に、しかも定量的に表すことが出来るとしている。

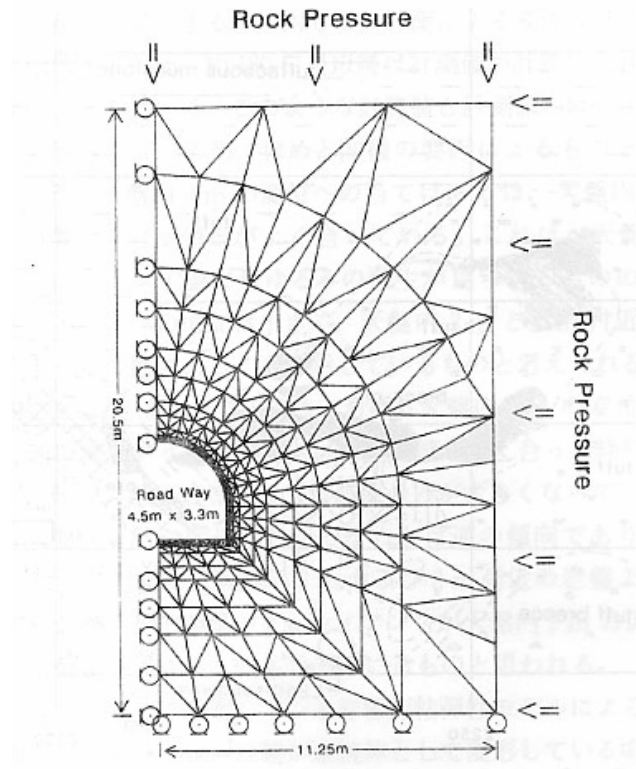
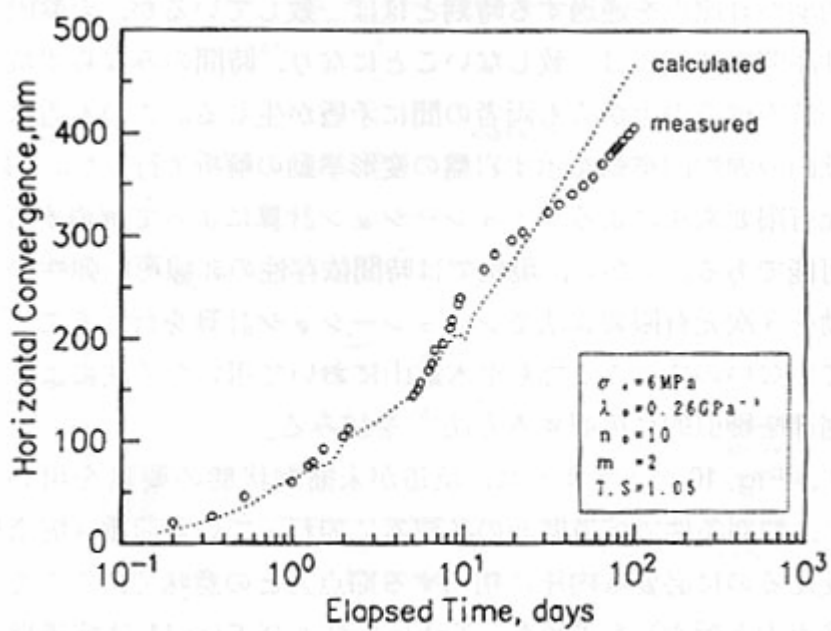


図 2-1 2次元有限要素モデル（緒方ほか，1994）

表 2-2 岩盤の物性値 (緒方ほか, 1994)

uniaxial compressive strength, MPa	6.0
uniaxial tensile strength, MPa	0.9
initial compliance, GPa <sup>-1</sup>	0.25
specific gravity, g/cm <sup>3</sup>	2.5
$n_0$	10
$m$	2
rock pressure (MPa)	7.5
initial time step calculation (hour)	2
increment of time step for calculation	1.02

図 2-2 現場計測結果およびシミュレーション計算結果 (緒方ほか, 1994)



## 2.3 歪軟化型弾粘塑性モデル

### 2.3.1 モデル

足立・岡（1992）により提案されたモデルであり，歪軟化挙動と体積膨張挙動を記述出来る弾粘塑性モデルである。全歪増分テンソル $d\mathbf{e}_{ij}$ は弾性歪増分 $d\mathbf{e}^e_{ij}$ と粘塑性歪増分 $d\mathbf{e}^p_{ij}$ の和であると仮定する（(2-2)式）。

$$d\mathbf{e}_{ij} = d\mathbf{e}^e_{ij} + d\mathbf{e}^p_{ij} \quad (2-2)$$

一般化された等方弾性体と仮定すると，弾性歪増分 $d\mathbf{e}^e_{ij}$ は(2-3)式のように表すことが出来る。

$$d\mathbf{e}^e_{ij} = dS_{ij}/2G + d\mathbf{s}_m \mathbf{d}_{ij}/3K \quad (2-3)$$

ここで， $S_{ij}$ は偏差応力テンソル， $G$ はせん断弾性係数， $\mathbf{s}_m$ は平均有効応力， $\mathbf{d}_{ij}$ はクローネッカーのデルタ， $K$ は体積弾性係数である。

また，塑性歪増分 $d\mathbf{e}^p_{ij}$ は，(2-4)式で与えられる非関連流動則で与えられると仮定する。

$$d\mathbf{e}^p_{ij} = H \frac{\partial f_p}{\partial \mathbf{s}_{ij}} df_y \quad (2-4)$$

ここで， $H$ は歪硬化-軟化パラメータ， $f_p$ は塑性ポテンシャル関数， $f_y$ は塑性降伏関数である。

また，塑性降伏関数 $f_y$ は，現在の応力 $\mathbf{s}_{ij}$ には直接依存せず，応力履歴テンソル $\mathbf{s}^*_{ij}$ と歪硬化パラメータ $\mathbf{k}$ のみの関数として(2-5)式で表されるとする。

$$f_y = \mathbf{h}^* - \mathbf{k} = 0 \quad (2-5)$$

ここで、 $\mathbf{h}^*$  は応力履歴テンソルの不変量で(2-6)式のように関連づける。

$$\mathbf{h}^* = \left( S_{ij}^* S_{ij}^* / \mathbf{s}_m^{*2} \right)^{1/2} \quad (2-6)$$

ここで、 $S_{ij}^*$  は応力履歴テンソルの偏差成分を、 $\mathbf{s}_m^*$  はその等方成分である。  
応力履歴テンソル $\mathbf{s}_{ij}^*$ は(2-7)式で与えられる。

$$\mathbf{s}_{ij}^* = \frac{1}{t} \int_0^z \exp[-(z-z')/t] \cdot [\mathbf{s}_{ij}(z') - \mathbf{s}_{ij}(0)] dz' + \mathbf{s}_{ij}(0) \quad (2-7)$$

ここで、 $t$  は時間測度に対する応力の遅延を表す応力履歴パラメータで粘弾性論における遅延時間に対応しており、 $\mathbf{s}_{ij}(0)$  は  $z=0$  での応力値である。 $z$  は時間測度である。

また、歪硬化パラメータ  $\mathbf{k}$  は、(2-8)式で表される双曲線関数を適用する。

$$\mathbf{k} = \frac{M_f^* G' \mathbf{g}^P}{M_f^* + G' \mathbf{g}^P} \quad (2-8)$$

ここで、 $M_f^*$  は残留強度状態の  $\mathbf{h}^*$  の値、 $G'$  は双曲線型歪硬化関数の初期接線勾配、 $\mathbf{g}^P$  は(2-9)式で表される粘塑性偏差歪テンソル  $e^P_{ij}$  の不変量である。

$$\mathbf{g}^P = \int_0^{\mathbf{g}^P} d\mathbf{g}^P \quad (2-9)$$

また、軟岩の塑性ポテンシャル関数  $f_p$  は、(2-10)式で与えられるとする。

$$f_p = \bar{\mathbf{h}} + \bar{M} \ln \left[ (\mathbf{s}_m + b) / (\mathbf{s}_{mb} + b) \right] = 0 \quad (2-10)$$

ここで、 $\bar{\mathbf{h}}$  は(2-11)式で求まる応力比、 $b$  と  $\mathbf{s}_{mb}$  は塑性ポテンシャル関数のパラメータである。

$$\bar{\mathbf{h}} = \left[ S_{ij} S_{ij} / (\mathbf{s}_m + b)^2 \right]^{1/2} \quad (2-11)$$

(2-5)式の塑性降伏関数，(2-4)式の流動則，(2-10)式の塑性ポテンシャル関数，および(2-8)式の歪硬化パラメータより，粘塑性歪増分 $d\mathbf{e}^p_{ij}$ は(2-12)式のように求まる。

$$d\mathbf{e}^p_{ij} = \Lambda \left[ \frac{\bar{\mathbf{h}}_{ij}}{\bar{h}} + (\bar{M} - \bar{h}) \frac{d_{ij}}{3} \right] \cdot \left[ \frac{\mathbf{h}^*_{kl}}{h^*} - h^* \frac{d_{kl}}{3} \right] \frac{d\mathbf{s}^*_{kl}}{s^*_m} \quad (2-12)$$

$\Lambda$  は(2-13)式により求まる。

$$\Lambda = \frac{M^{*f2}}{G'(M^{*f} - h^*)^2} \quad (2-13)$$

ここで， $\bar{\mathbf{h}}_{ij} = S_{ij} / (s_m + b)$ ， $\mathbf{h}^*_{kl} = S^*_{ij} / s^*_m$  である。

よって，全歪増分テンソル $d\mathbf{e}_{ij}$ は，(2-2)式に(2-3)式，(2-12)式，および(2-13)式を用いることで与えられる。

このモデルに含まれる材料定数は， $G$ （せん断弾性係数）， $K$ （体積弾性係数）， $t$ （応力履歴パラメータ）， $b$ および $s_{mb}$ （塑性ポテンシャルパラメータ）， $M^{*f}$ および $G'$ （歪硬化パラメータ）と $\bar{M}$ （過圧密境界面パラメータ）の8個である。

### 2.3.2 適用例（足立・岡，1992）

弾粘塑性モデルを用いて，凍結豊浦砂の定歪速度三軸圧縮試験をシミュレーションした。三軸圧縮試験条件を表 2-3 に，シミュレーションに用いた材料定数を表 2-4 に示す。

表 2-3 の Test No.S-1～S-3 のシミュレーション結果を例にとり，図 2-3 に示す。図は，軸差応力-偏差歪および体積歪-偏差歪の関係を示す。

結果は，材料定数を適切に決定することで，歪硬化-軟化挙動，歪速度効果（歪速度が Test No.S-1 から S-3 につれ低くなるとともに，最大強度が低下する）をよく表現出来ることを示している。

また，他のケースについても検討を行い，拘束圧の影響や，土粒子の初期間隙比の影響，および温度の影響についてもよく表現出来ることを示している。

表 2-3 三軸圧縮試験条件 (足立・岡, 1992)

Test No.	Temperature ℃	Confining Pressure kgf/cm <sup>2</sup>	Initial Void Ratio	Strain Rate $\dot{\epsilon}_{11}$ %/min
S-1	-48.5	50.0	0.642	2.700
S-2	-51.5	50.0	0.654	0.290
S-3	-51.0	50.0	0.643	0.027
C-1	-49.0	100.0	0.644	2.700
C-2	-50.0	100.0	0.664	0.290
C-3	-52.0	100.0	0.645	0.027
E-1	-50.0	50.0	0.919	2.700
E-2	-49.0	50.0	0.929	0.290
E-3	-50.0	50.0	0.930	0.027
T-1	-10.0	50.0	0.651	2.700
T-2	-12.5	50.0	0.655	0.290
T-3	-10.0	50.0	0.641	0.027

表 2-4 材料定数 (足立・岡, 1992)

Test No. of Series	E kgf/cm <sup>2</sup>	K kgf/cm <sup>2</sup>	G'	$\sigma_{mb}$ kgf/cm <sup>2</sup>	b kgf/cm <sup>2</sup>	$M_f^*$	$\bar{M}_m$	$\tau_0$ sec	a
S-1,2,3	100000	16000	200	10000	400	1.7	1.6	130	0.92
C-1,2,3	80000	21060	200	10000	400	1.5	1.4	75	0.92
E-1,2,3	64500	16000	200	10000	400	1.7	1.6	110	0.92
T-1,2,3	20000	6000	200	10000	400	1.5	1.4	40	0.72

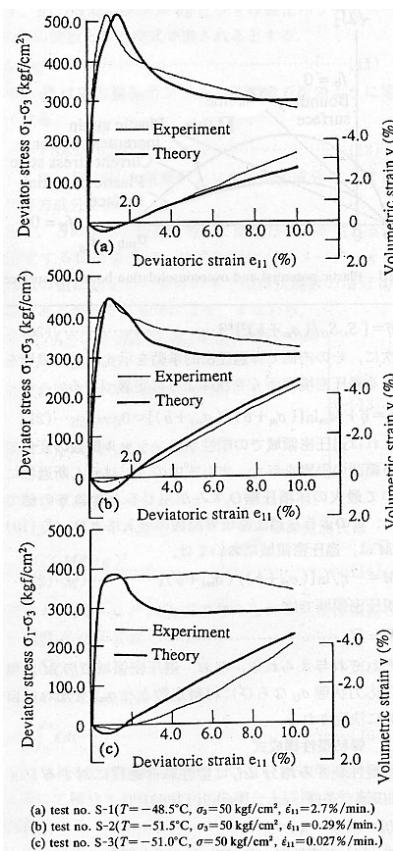


図 2-3 シミュレーション結果 (足立・岡, 1992)

## 2.4 レオロジーモデル

### 2.4.1 モデル

長期力学的変形挙動（時間依存性挙動）を表現するため、バネとダッシュポットを組み合わせたモデルを用いることも多い（大久保，1991）。モデル例を図 2-4 に示す。

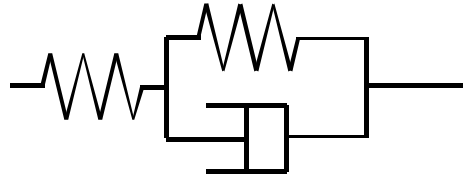


図 2-4 バネとダッシュポットを組み合わせたモデル例

このモデルは，歪  $e$  または変形（変位）  $u$  に対して，(2-14)，(2-15)式のように表すことが出来る。

$$e = e_r [1 + a \cdot \exp(-bt)] \quad (2-14)$$

$$u = u_r [1 + c \cdot \exp(-dt)] \quad (2-15)$$

ここで， $e_r$ ， $u_r$  は弾性的な歪，もしくは瞬時変形を表す。また，右辺の第 2 項は時間依存性を表す歪（変形）分に相当する。 $a \sim d$  は，時間依存性歪（変形）の発生や接続性に関する定数である。このモデルは Burger モデル（Voigt モデルにバネを加えたもの）と称され，無限大の時間に対して，歪（変形）が有限となるので，このモデルのみで 2 次クリープ領域および 3 次クリープ領域での挙動を表現するのは困難である。

このモデルで近似できる時間依存性挙動を取り扱う場合，膨潤試験（Lo・小川，1993）や，クリープ試験，応力緩和試験等の試験結果より定数を決定する。原位置においては，内空変位，天端沈下，地中変位等の計測結果より定数を決定する。

### 2.4.2 適用例（Lo・小川，1993）

岩盤内に円孔を掘削した後，支保工を設置した場合の，岩盤と支保工との相互作用を取り扱った例を示す。

解析（Lo・Yuen，1981）においては，鉛直初期地圧  $s_{vi}$ ，水平初期地圧  $s_{hi}$  の場合を考える。図 2-5 に示すように，応力を体積成分  $P_0$  とせん断成分  $Q_0$  に分け，それぞれの成分について歪（変位）の連続性から，「支保工外側での変形」＝「掘削による岩盤の自由な変形」＋「支保工が押し返す反力による岩盤の変形」と定義し，解を得る。支保工は，弾性体と仮定した場合と粘弾性体と仮定した場合の両方について議論を加えている。

せん断成分については，支保工と岩盤の接触面が完全に付着している場合と，フルスリップを起こす場合の2ケースが考慮されている。図 2-6 は，体積成分の応力に関して支保工と岩盤の間に相互作用が生じる過程を概念的に示したものである。

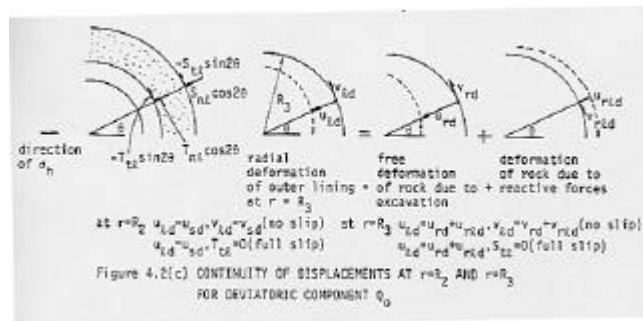
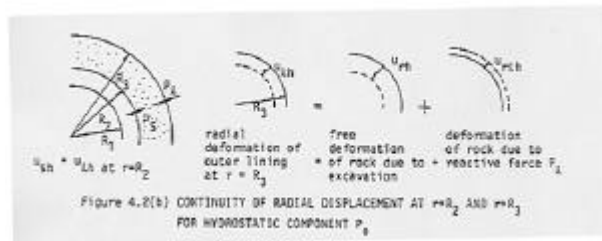
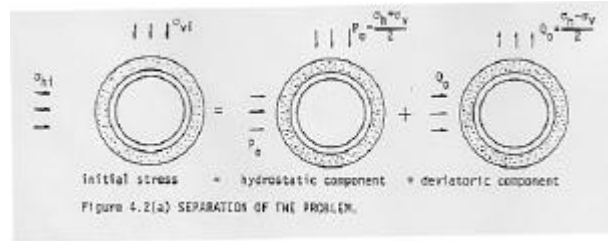


図 2-5 岩盤と支保工の連続性



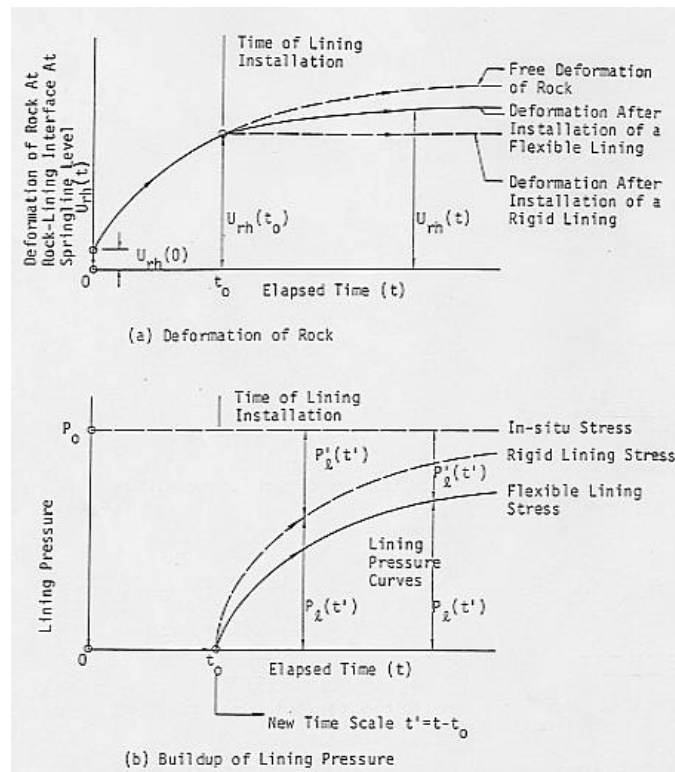


図 2-6 岩盤と支保工の相互作用の概念図（体積成分）

適用例として、カナダのトロント市街地にあるスカイドーム建設のために移転が必要となった頁岩内のトンネルを取り上げる。

この地域では水平初期地圧が以上に大きく、250MPa に達することもある。頁岩の主要鉱物はイライトで、鉄クロライトや少量のバーミキュライトも存在する。炭酸塩鉱物は5%程度である。粘土結晶には、はっきりとした走行性があり、層理面に平行に並んでいるため、乾湿繰り返し作用を与えると、層理面に沿って剥離しやすい。

岩石コアの一軸圧縮強度は11～19MPa、ヤング率は2,200MPa、ポアソン比は0.3であった。現地は水平地圧が大きく、トンネル掘削に伴い大きな時間依存性の変形が発生すると予想された。これに対処するため、設計では、

- ・ 岩盤および支保工の弾性係数と時間依存性パラメータ
- ・ 初期地圧
- ・ 掘削後や支保工設置後の応力状態
- ・ 支保工の設置タイミング

を考慮して、岩盤と支保工の相互作用の解析を実施した。図 2-7 に支保工の設置タイミングと支保工にかかる圧力の関係を示す。

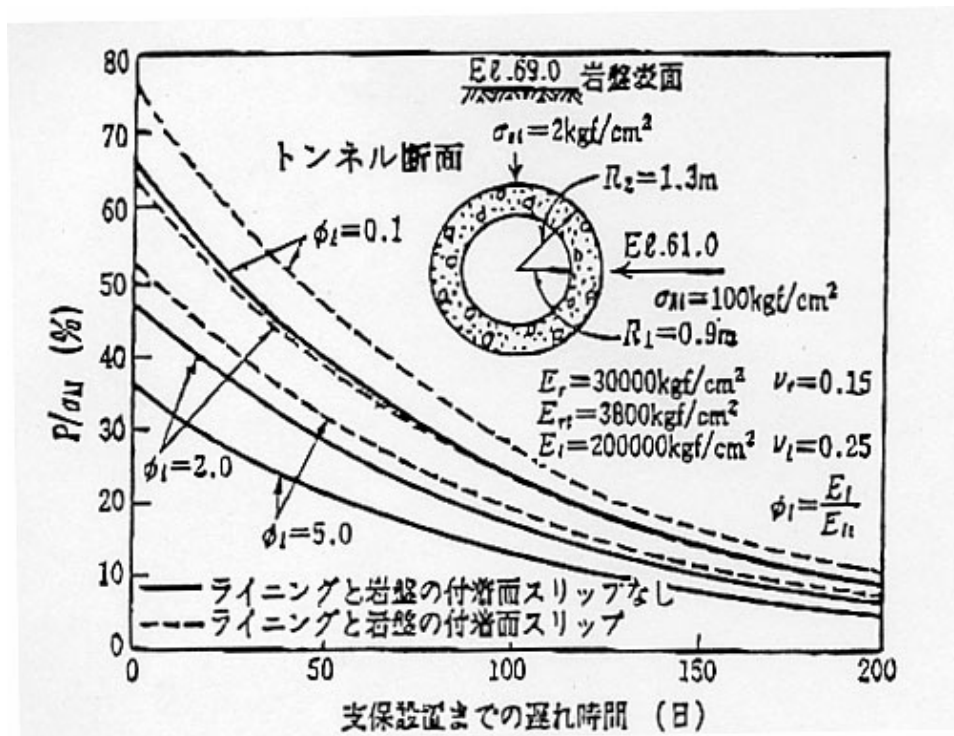


図 2-7 支保工にかかる圧力と設置のタイミング (Lo・小川, 1993)

設置を遅らせば遅らせるほど支保工が分担する応力は小さくなる。実施工では、掘削後の変位収束に必要な期間の短縮が要望されたため、岩盤の押し出しに関しては、支保工と岩盤の間にポリウレタン等の緩衝材を充填して工期の短縮を図った。

## 2.5 重畳原理とスペクトル理論

### 2.5.1 モデル

図 2-8 (山本, 1972) に示すように, 一般的な理論である刺激・応答理論では, 時間  $t$  における刺激  $x_0$  に対して, その応答である  $y$  の値を,  $y(t) = \mathbf{j}(t)x_0$  で表すことが出来る。図 2-9 に示すように,  $x(t)$  を段階的に  $t_1, t_2, \dots$  で  $\Delta x_1, \Delta x_2, \dots$  となるような関数で近似し,  $x_0 = \Delta x_i$  とおくと, 各段階での  $x$  の変化に対する  $y(t)$  は,  $y(t) = \sum \mathbf{j}(t-t_i) \Delta x_i$  で与えられることが分かる。ここで  $t$  の分割の時間間隔を十分に小さくし,  $x$  が連続的に変化する場合を考えると, (2-16)式のように表すことが出来る。

$$y(t) = \int_0^t \mathbf{j}(t-t') \frac{dx(t')}{dt'} dt' \quad (2-16)$$

(2-16)式は, 時刻  $t$  の  $y$  の値が, それ以前の時刻  $t'$  における  $x$  の変化率に重み関数  $\mathbf{j}(t-t')$  を乗じたものを  $t' (< t)$  に対してすべて足し合わせたもので表現出来ることを示すもので, ボルツマンの重畳原理と呼ばれる。

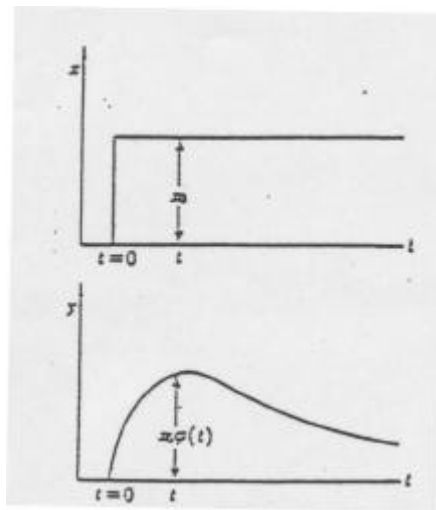


図 2-8 刺激関数と応答関数 (山本, 1972)

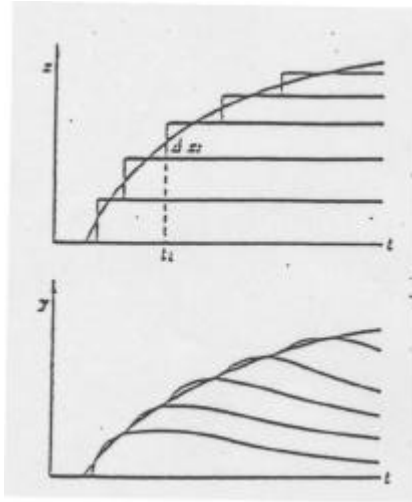


図 2-9 重畳原理 (山本, 1972)

ここで, 応力を刺激関数, 変形を応答関数と考え, 純粹のクリープを与える関数を  $j(t)$  とする。 $j(t)$  は 0 から出発して, 有限の値に漸近する単調増加関数と仮定すると  $j(t)$  は(2-17)式のようにラプラス変換の形で表すことが出来る。

$$j(t) = \int_0^{\infty} M(s)(1 - e^{-st})ds \quad (2-17)$$

ここで, 変数を  $s$  の代わりに  $t = 1/s$  に置き換えると, (2-18)式および(2-19)式となる。

$$j(t) = \int_0^{\infty} K(t)(1 - e^{-1/t})dt \quad (2-18)$$

$$j(t) = \int_0^{\infty} L(t)(1 - e^{-1/t})d(\ln t) \quad (2-19)$$

ここで,  $L(t) = tK(t) = M(1/t)/t$  なる関係があり,  $K(t)$  を遅延時間の分布関数,  $L(t)$  を遅延スペクトルと呼ぶ。

$j(t)$  の両辺を  $t$  で  $k$  回微分し, 任意の  $k$  に対して,  $s = k/t$  における  $d$  関数で  $s^k e^{-st}$  を置き換え,  $k$  が増加するに従って徐々に近似の程度が増す一連の近似式である(2-20)式を求め

$$L(t) = -\lim_{k \rightarrow \infty} \frac{(-1)^k}{(k-1)!} (kt)^k j^{(k)}(kt) \quad (2-20)$$

$k$  を 1 とすると、遅延スペクトルの第一近似が(2-21)式のように求まる。

$$L_1(t) = t \frac{dj(t)}{dt} \tag{2-21}$$

(2-21)式の右辺はクリープ曲線の傾き（歪速度）に時間を乗じたものであり、クリープスペクトルは図 2-10 のように定義される。クリープ試験では破壊に至る過程でスペクトルにいくつかのピークが観察され、その時間において変形が新たに進行し始める契機が与えられたことを意味している。よってクリープ試験では得られる歪データからスペクトルを求め、バネとダッシュポットで与えられる要素をスペクトルのピークが現れる時間に次々と連結し（図 2-11）、実験の観測値（図 2-11 において太線）を記述する。

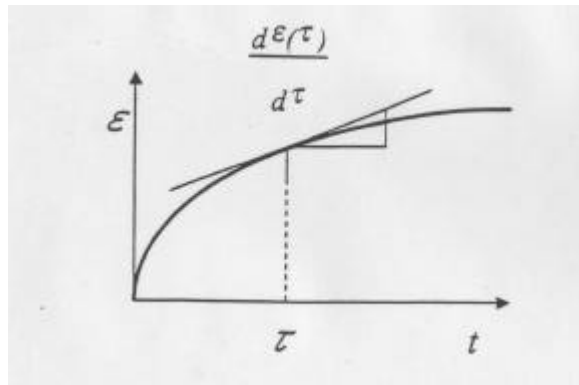


図 2-10 クリープスペクトルの定義

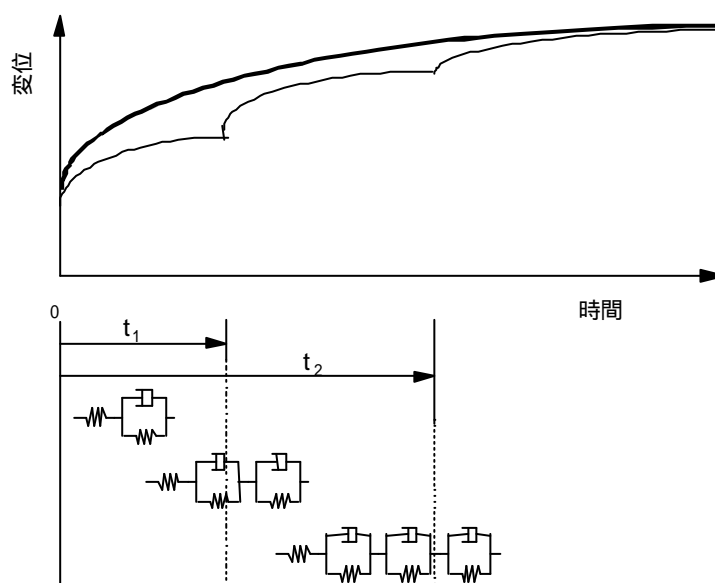


図 2-11 モデル概念図

2.5.2 適用例（小川ほか,1999）

常温における乾燥軟岩の一軸圧縮クリープ試験結果を図 2-12 に示す。このクリープ試験では、一軸圧縮強度より小さい応力レベルまで荷重制御で静的に荷重を加え、所定の荷重を保持したままクリープ変形の過程を記録した。クリープ試験によって得られる歪データからクリープスペクトルを求め、長期力学的変形挙動（時間依存性挙動）の推移を調べた。一軸圧縮応力下のクリープ試験に用いた供試体は、田下凝灰岩である。実験に用いた供試体の平均物性値を表 2-5 に示す。

供試体の変形は、供試体側面に貼付した温度補償型クロスゲージを用いて計測した。図 2-10 に示す方法でクリープスペクトルを算定し、歪とともに時間に対してプロットした（図 2-12）。その結果、スペクトルにはいくつかのピークが観察された。

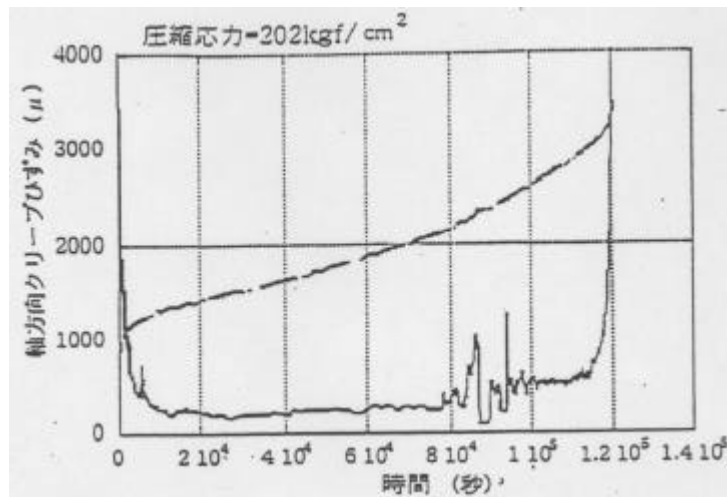


図 2-12 一軸圧縮試験から求められたクリープスペクトル（小川ほか，1999）

表 2-5 田下凝灰岩の平均物性値（小川ほか，1999）

密度	( $g/cm^3$ )	1.786
$V_p$	(m/s)	1.860
$V_s$	(m/s)	1.240
		0.09
$G_d$	( $kgf/cm^2$ )	28,300
$E_d$	( $kgf/cm^2$ )	61,500

## 2.6 本報告で用いるモデルの選定

本章では軟岩の長期力学的変形挙動を表現するモデルをいくつか抽出し、それぞれについて述べた。

本検討の目的は1章に示したように、第2次取りまとめでは考慮されていなかったニアフィールド環境（熱の作用や乾湿繰り返し作用）を模擬した条件での岩盤の長期力学的変形挙動を把握することである。また、第2次取りまとめと同様に数値解析を実施し、それらが及ぼす影響について検討を実施することが望まれる。

その観点から、抽出したモデルについて、表 2-6 のように考えた。

表 2-6 抽出したモデル

モデル	長所	短所
コンプライアンス可変型モデル	<ul style="list-style-type: none"> <li>・定数の取得が比較的容易</li> <li>・破壊領域での挙動を表現可能</li> <li>・数値解析に組み込む作業が必要となるが、比較的容易である</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・クリープの初期の段階での挙動の表現が困難</li> </ul>
歪軟化型弾粘塑性モデル	<ul style="list-style-type: none"> <li>・有効応力解析(水の影響を直接的に考慮)可能</li> <li>・破壊領域での挙動を表現可能</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・定数の取得が比較的困難</li> <li>・数値解析に組み込む作業が必要となる</li> </ul>
レオロジーモデル	<ul style="list-style-type: none"> <li>・定数、解の取得が比較的容易</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・破壊領域での挙動の表現が困難（歪が収束）</li> </ul>
重畳原理とスペクトル理論	<ul style="list-style-type: none"> <li>・温度の影響を考慮した実験結果を有する</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・定数の取得が比較的困難</li> <li>・坑道を対象とした数値解析に適用した例がない</li> </ul>

本検討においては、定数の取得が比較的容易であり、ニアフィールドの長期力学的変形挙動を検討するにあたり必要である破壊領域（3次クリープ領域）での挙動を表現可能であるコンプライアンス可変型モデルを例にとり、検討をすすめることにした。

3章では、コンプライアンス可変型モデルの定数について詳述する。

4章において熱および乾湿繰り返し作用を供試体に与え、定歪速度試験（一軸圧縮試験）を実施し、熱および乾湿繰り返し作用が、コンプライアンス可変型モデルの定数に与える影響について検討する。

### 3. コンプライアンス可変型モデルについて

#### 3.1 コンプライアンス可変型モデルの定数

大久保ら(1987a)により提案されたコンプライアンス可変型モデル(2-1式)の定数について詳述する。

##### 3.1.1 時間依存性を決める定数 $n$

時間依存性の程度を決める定数で、定歪速度試験におけるピーク強度の載荷速度依存性や、クリープ試験における寿命の応力依存性を決定する。範囲は  $n > 1$  である(大久保・福井, 1997)。  $n$  の値が小さいほど、粘性的性質が顕著となり、また、周圧の増加に伴い、  $n$  の値は増加する(時間依存性は弱くなる)が、その程度は岩石によりかなり変わる(趙ほか, 1995)。

##### 3.1.2 ピーク強度以降の応力-歪曲線の傾きを決める定数 $m$

ピーク強度以降の応力-歪曲線の傾きを決める定数で、この値が大きいほどピーク強度以降の応力の低下が急激となる。範囲は  $m > 1$  である(大久保・福井, 1997)。また、  $m/n$  の値が大きいほど、脆性的な挙動を示す。

##### 3.1.3 ピーク強度を決める定数 $a$

ピーク強度を決める定数で、この値が大きいほど、強度が低下する。範囲は  $a > 0$  である(大久保・福井, 1997)。

#### 3.2 コンプライアンス可変型モデルの定数の決定

大久保ら(1987a)により提案されたコンプライアンス可変型モデルの定数の決定について詳述する。

##### 3.2.1 時間依存性を決める定数 $n$

クリープ試験、定応力速度試験、定歪速度試験、応力緩和試験のいずれからも求めることができる(大久保・福井, 1997)が、ここでは定歪速度試験を例にとり述べる。

一軸圧縮強度と  $n$  との間には、(3-1)式であらわせる関係が成り立つ(大久保ほか, 1987a)。

$$s_c \propto C^{\frac{1}{n+1}} \quad (3-1)$$

ここで、  $s_c$  は一軸圧縮強度、  $C$  は定歪速度をあらわす。

しかし、  $C$  をいくつも変えて、試験をすることは容易ではない。よって、大久保ら(1987a)の方法により  $n$  を求める。

(3-1)式は、ピーク強度、すなわち応力-歪曲線の傾きが 0 となった時の応力に対して成り立つ。ピーク強度以前でも、応力-歪曲線の傾きが同じ時の応力に対して、同様な関係が



近似的に成り立つと考えられる。すなわち低歪速度と高歪速度（低歪速度の10倍）を交互に設定した定歪速度試験を実施し、ピーク強度付近において(3-2)式により $n$ を求める。

$$\frac{s_2}{s_1} = 10^{\frac{1}{n+1}} \quad (3-2)$$

ここで、 $s_1$ は歪速度を上げる直前の応力、 $s_2$ は歪速度を10倍とした後、接線弾性係数が歪速度を上げる直前と一致した時の応力である。

低歪速度と高歪速度（低歪速度の10倍）を交互に設定した定歪速度試験例を図3-1に、 $s_1$ と $s_2$ の関係を記した応力-歪曲線を図3-2に示す。

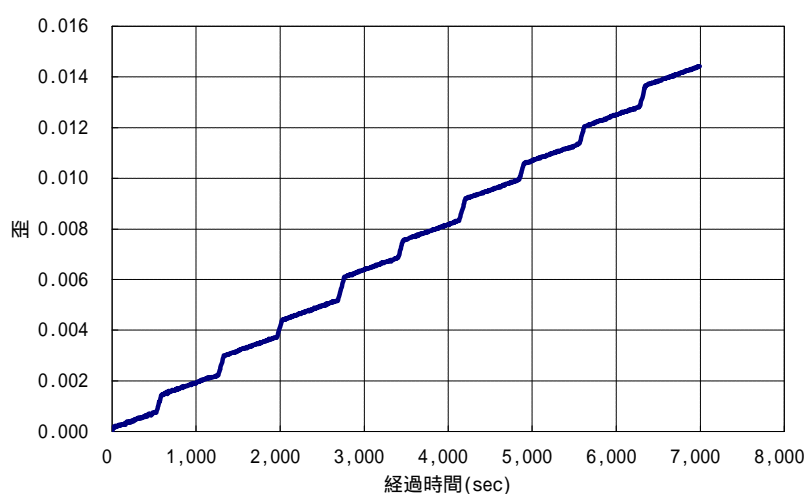


図 3-1 定歪速度と高歪速度を交互に設定した定歪速度試験例

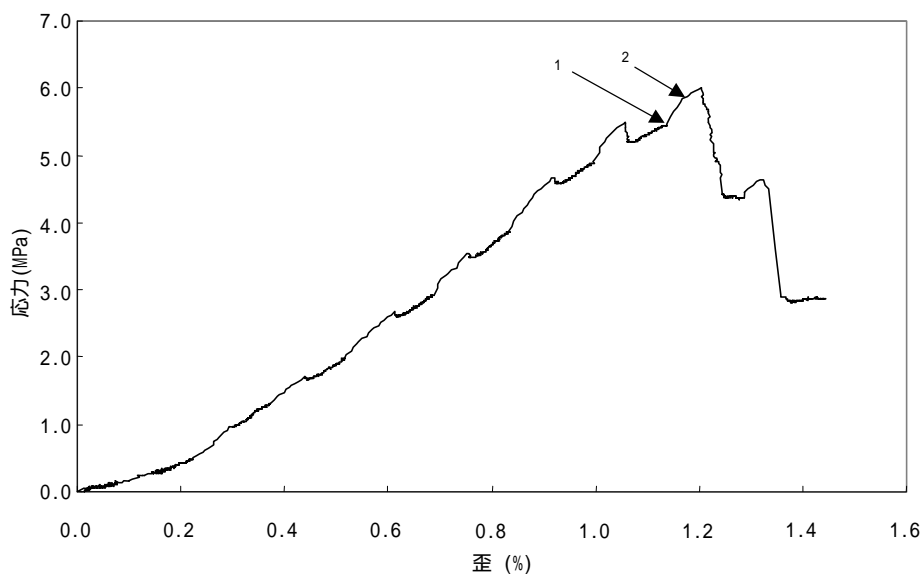


図 3-2  $s_1$ と $s_2$ の関係

### 3.2.2 ピーク強度以降の応力-歪曲線の傾きを決める定数 $m$

定歪速度試験より求まる（大久保・福井，1997）。 $m$ は，ピーク強度以降の応力-歪曲線の傾きと関係がある。図 3-3 に示すように，応力-歪曲線中で，初期勾配を $q$ ，ピーク強度以降の傾きを $a'$ として，(3-3)式で表される $a$ を求める。

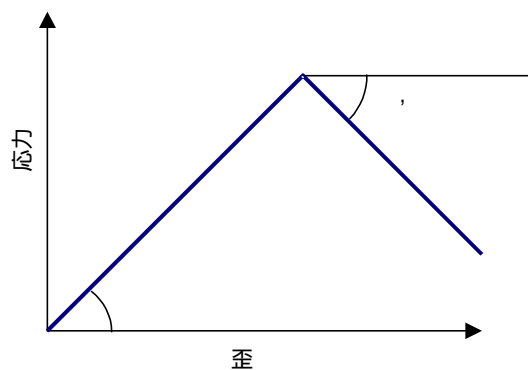


図 3-3 応力-歪曲線

$$a = \arctan\left(\frac{\tan a'}{\tan q}\right) \quad (3-3)$$

このようにして求めた $a$ と $m/n$ の間には，表 3-1 に示すような相関がある。

表 3-1  $a$ と $m/n$ の相関

$a$	$m/n$
90° 付近	1.00
60° 付近	0.75
45° 付近	0.50
30° 付近	0.25
0° 付近	0.00

これらの相関を用いて， $n$ ， $a$ より $m$ を求める。

### 3.2.3 ピーク強度を決める定数 $a$

クリープ試験，定応力速度試験，定歪速度試験のいずれからも求めることができる（大久保・福井，1997）が，ここでは定歪速度試験を例にとり述べる。 $a$ は，(3-4)式により求めることができる。

$$a = \left( \frac{m}{n+1} \right)^{\frac{m}{n-m+1}} I_1^{-m} \cdot s_c^{-(n+1)} \cdot C \quad (3-4)$$

ここで、 $I_1$ は初期コンプライアンス（通常、ピーク強度の50%の位置で得られる接線ヤング率の逆数でよい）、 $s_c$ は一軸圧縮強度、 $C$ は定歪速度をあらわす。(3-4)式の適用範囲は、 $m > 0$ 、 $m \neq n + 1$ である。

## 4. 定歪速度試験

### 4.1 試験手順

泥岩供試体(円柱形)を用いて、完全飽和状態、室温条件下にて定歪速度試験を実施し、物性値およびコンプライアンス可変型モデルの定数を取得した。その後、乾湿繰り返し作用および熱の作用が、岩石供試体の長期力学変形挙動に与える影響について検討する目的で、人為的に乾湿繰り返し作用および熱を作用させ、定歪速度試験を実施し、同様に物性値およびコンプライアンス可変型モデルの定数を取得した。試験中の歪速度は、3章で述べたコンプライアンス可変型モデルの定数 $n$ を取得する目的で、繰り返し変化させた。実施した定歪速度試験の試験条件を、表 4-1 に示す。

表 4-1 定歪速度試験の試験条件

試験 No.	含水条件	温度条件	供試体寸法 (mm)	歪速度 (/sec)	試験本数 (本)
No.1	完全飽和	室温	50 × 100	1.0 × 10 <sup>-6</sup> と 1.0 × 10 <sup>-5</sup> の繰り返し	2
No.2	完全飽和	80			2
No.3	乾湿繰り返し	室温	35 × 70	1.2 × 10 <sup>-6</sup> と 1.2 × 10 <sup>-5</sup> の繰り返し	2
No.4	乾湿繰り返し	80			2

各々の条件下における定歪速度試験は、それぞれ2本ずつ実施した。

後述するように No.3 および No.4 の試験においては、岩石供試体に乾湿繰り返し作用を与える際、スレーキングの発生が認められ、定歪速度試験に供することが可能となる健全な試験本数の確保が困難であったため、供試体寸法を変更した。それに伴い、試験機の能力上、歪速度も変更した。

以下、それぞれの試験手順について述べる。

#### 4.1.1 No.1 (完全飽和, 室温条件)

供試体の4点で測定される高さの最小値と最大値の差が0.1mm以下となることを目標とし、整形を行った(図 4-1)。整形後、真空脱気水槽(写真 4-1)にて24時間以上、脱気を行って完全飽和状態とした後、水で満たした供試体箱内に供試体を設置し(写真 4-2)、定歪速度試験を実施した。

定歪速度試験は、サーボコントロール方式の三軸圧縮試験機を用い、一軸圧縮応力下にて実施した。歪速度は、1.0 × 10<sup>-6</sup>(/sec)を11分間、1.0 × 10<sup>-5</sup>(/sec)を1分間、交互に繰り返した。

歪は変位計 LV-51 (容量 5 mm) にて、応力は荷重計 PV-200SL (容量 5 t) にて計測した。

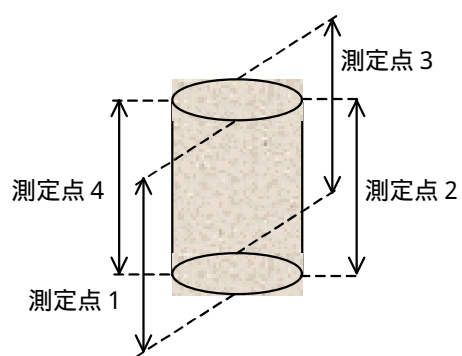


図 4-1 供試体の整形



写真 4-1 真空脱気水槽

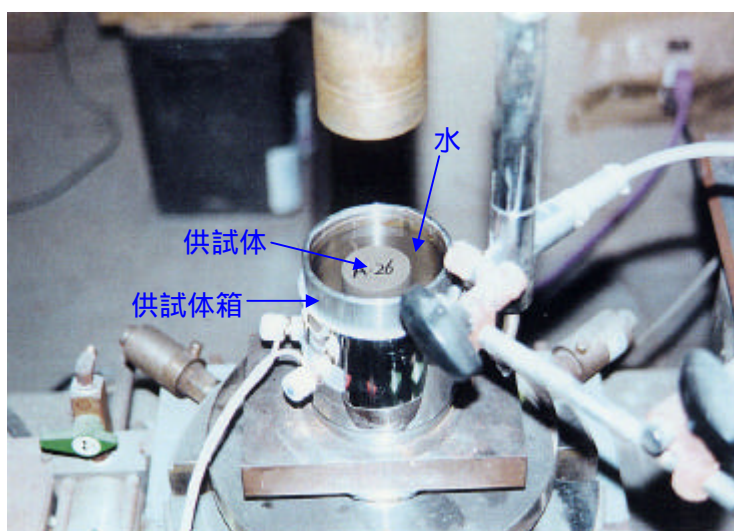


写真 4-2 供試体の設置

#### 4.1.2 No.2 (完全飽和, 80 条件)

No.1 と同様に、整形を行い、真空脱気水槽にて完全飽和状態とした供試体を、水で満たした供試体箱内に設置し、1 日間バンドヒータにより 80 (第 2 次取りまとめを参考に設定した) に加熱放置した後、一軸圧縮応力下にて、定歪速度試験を実施した。歪速度については、No.1 と同様とした。試験中の水温は、熱電対により計測し、温度制御装置にてバンドヒータの制御を行い、一定に保った (写真 4-3)。

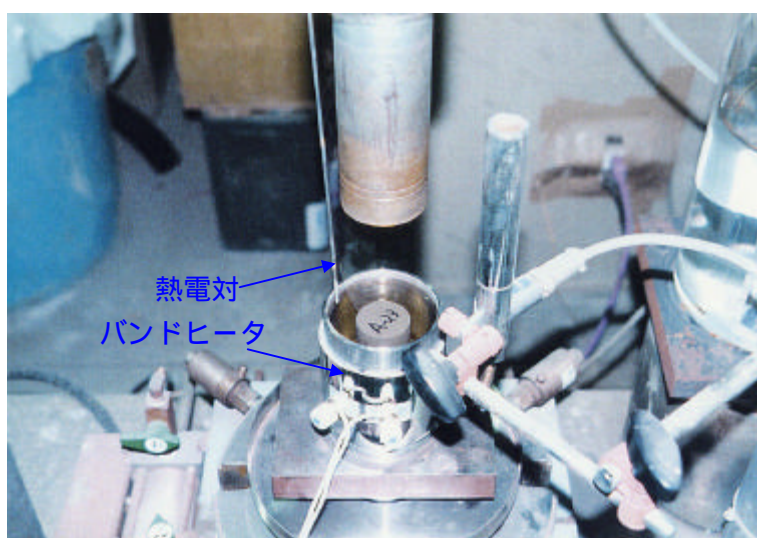


写真 4-3 No.2 試験装置

#### 4.1.3 No.3 (乾湿繰り返し, 室温条件)

人為的に乾湿繰り返し作用を与えた供試体を用いて、定歪速度試験を実施した。供試体に乾湿繰り返し作用を与える手順は、No.1 と同様に整形を行い、真空脱気水槽にて完全飽和状態とした供試体を乾燥させ、再び真空脱気水槽にて完全飽和状態とした。当初は、炉乾燥(60 , 24 時間)を実施したが、再び真空脱気水槽にて完全飽和状態とする際、供試体にスレーキングが発生し (写真 4-4)、乾燥方法の変更、および試験本数確保のために供試体寸法の変更 (50mm × 100mm を 35mm × 70mm に変更) を余儀なくされた。真空脱気水槽に、完全飽和状態とした供試体を設置し、真空脱水にて乾燥させた場合、数本の供試体には炉乾燥の場合と同様に、再び完全飽和状態とする際にスレーキングの発生が認められたが、目視により健全なままと判断できる供試体を水で満たした供試体箱内に設置し、一軸圧縮応力下にて、定歪速度試験を実施した。



写真 4-4 スレーキングが発生した供試体

#### 4.1.4 No.4 (乾湿繰り返し返し, 80 条件)

No.3 と同様に, 試験前の供試体に人為的に乾湿繰り返し返し作用を与えた。その後, No.2 と同様に, 水で満たした供試体箱内に設置し, 1 日間バンドヒータにより 80 に加熱放置した後, 一軸圧縮応力下にて, 定歪速度試験を実施した。試験中の水温は, No.2 と同様に 80 一定を保った。

#### 4.2 試験装置

サーボコントロール方式の岩石三軸圧縮試験機(写真 4-5)を用いて, 一軸圧縮応力下にて定歪速度試験を実施した。

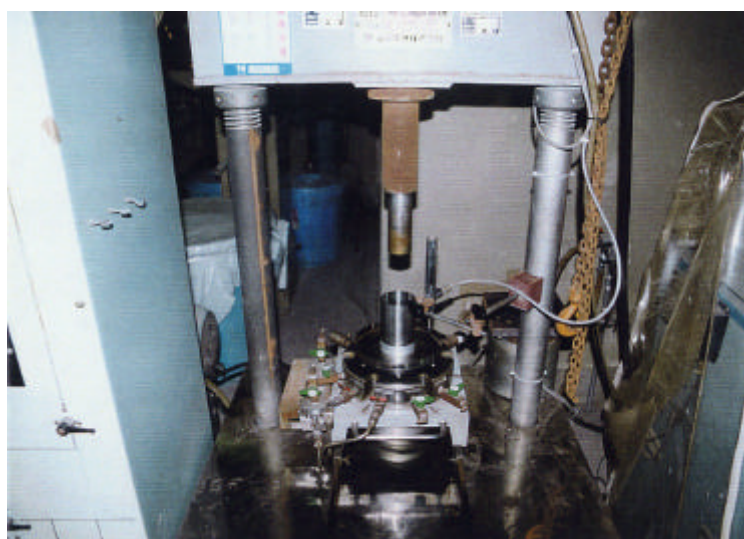


写真 4-5 定歪速度試験装置

### 4.3 試験結果

#### 4.3.1 No.1 (完全飽和, 室温条件)

2本の供試体について,それぞれ同条件にて定歪速度試験を実施した。試験より得られる2つの応力-歪曲線を図4-2に示す。また,一軸圧縮強度,ヤング率(50%接線),および3章にて述べた方法を用いて求めたコンプライアンス可変型モデルの各定数を表4-2のNo.1の欄に2本の平均値とあわせて示す。

それぞれの物性値をコンプライアンス可変型モデルに適用し,それぞれの供試体について描ける応力-歪曲線を図4-2にあわせて示す。

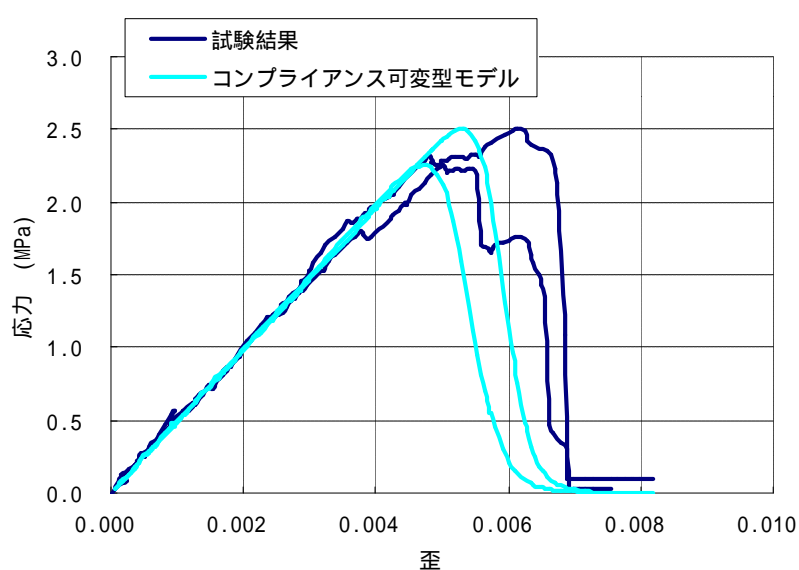


図 4-2 No.1 (完全飽和, 室温条件) 試験結果

ピーク強度付近での挙動は若干異なるが,コンプライアンス可変型モデルを用いて描ける応力-歪曲線は,試験より得られるそれと,傾向は概ね一致している。

コンプライアンス可変型モデルの定数 $m$ については,試験より得られる応力-歪曲線の傾きが水平に対しほぼ $90^\circ$ となっていることから, $m/n$ が $1.0$ ,すなわち $n$ と同じと判断した(3章)。

#### 4.3.2 No.2 (完全飽和, 80 条件)

2本の供試体について,それぞれ同条件にて定歪速度試験を実施した。試験より得られる2つの応力-歪曲線を図4-3に示す。また,一軸圧縮強度,ヤング率(50%接線),および3章にて述べた方法を用いて求めたコンプライアンス可変型モデルの各定数を表4-2のNo.2の欄に2本の平均値とあわせて示す。

それぞれの物性値をコンプライアンス可変型モデルに適用し,それぞれの供試体につい



て描ける応力-歪曲線を図 4-3 にあわせて示す。

また，熱の作用が与える影響について検討する目的で，No.1 の試験より得られる応力-歪曲線を，図 4-3 中に破線であわせて示す。

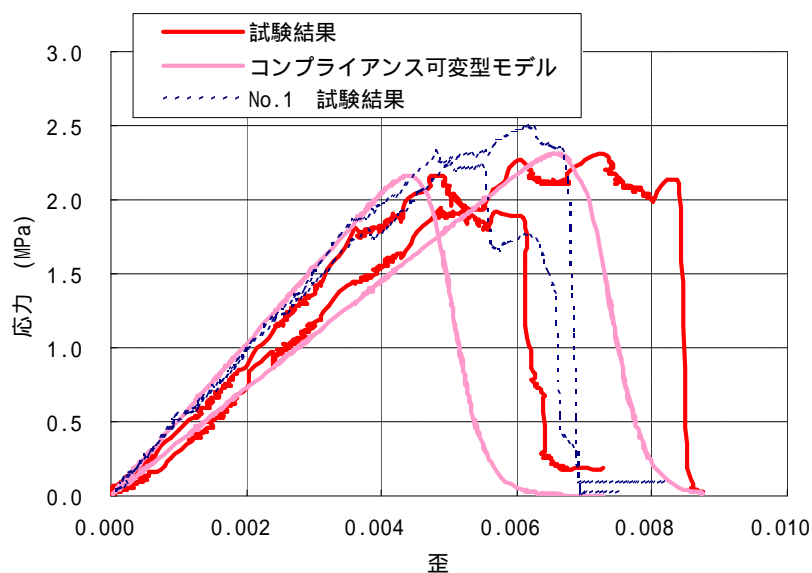


図 4-3 No.2 (完全飽和, 80 条件) 試験結果

ピーク強度付近での挙動は若干異なるが，コンプライアンス可変型モデルを用いて描ける応力-歪曲線は，試験より得られるそれと，傾向は概ね一致している。

コンプライアンス可変型モデルの定数  $m$  については，No.1 と同様に  $m/n$  が 1.0，すなわち  $n$  と同じと判断した。

試験より得られる応力-歪曲線は，No.1 のそれに比較して若干，傾きが緩やか，すなわちヤング率が小さくなる結果となった。また，ピーク強度も若干低下した。

#### 4.3.3 No.3 (乾湿繰り返し, 室温条件)

2本の供試体について，それぞれ同条件にて定歪速度試験を実施した。試験より得られる2つの応力-歪曲線を図 4-4 に示す。また，一軸圧縮強度，ヤング率 (50%接線)，および3章にて述べた方法を用いて求めたコンプライアンス可変型モデルの各定数を表 4-2 のNo.3の欄に2本の平均値とあわせて示す。

それぞれの物性値をコンプライアンス可変型モデルに適用し，それぞれの供試体について描ける応力-歪曲線を図 4-4 にあわせて示す。

また，乾湿繰り返し作用が与える影響について検討する目的で，No.1 の試験より得られる応力-歪曲線を，図 4-4 中に破線であわせて示す。

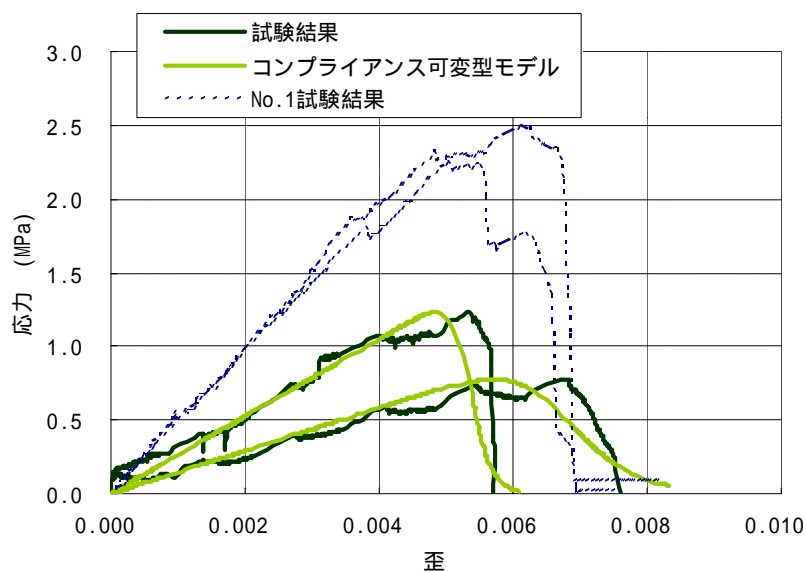


図 4-4 No.3 (乾湿繰り返し, 室温条件)

ピーク強度付近での挙動は若干異なるが、コンプライアンス可変型モデルを用いて描ける応力-歪曲線は、試験より得られるそれと、傾向は概ね一致している。

コンプライアンス可変型モデルの定数  $m$  については、No.1 と同様に  $m/n$  が 1.0、すなわち  $n$  と同じと判断した。

試験より得られる応力-歪曲線は、No.1 のそれに比較してピーク強度が小さくなる結果となった。また、傾きが緩やか、すなわちヤング率が小さくなる結果となった。

#### 4.3.4 No.4 (乾湿繰り返し, 80 条件)

2本の供試体について、それぞれ同条件にて定歪速度試験を実施した。試験より得られる2つの応力-歪曲線を図 4-5 に示す。また、一軸圧縮強度、ヤング率 (50%接線)、および3章にて述べた方法を用いて求めたコンプライアンス可変型モデルの各定数を表 4-2 のNo.4の欄に2本の平均値とあわせて示す。

それぞれの物性値をコンプライアンス可変型モデルに適用し、それぞれの供試体について描ける応力-歪曲線を図 4-5 にあわせて示す。

また、乾湿繰り返し作用、および熱の作用が与える影響について検討する目的で、No.1 の試験より得られる応力-歪曲線を、図 4-5 中に破線であわせて示す。

ピーク強度付近での挙動は若干異なるが、コンプライアンス可変型モデルを用いて描ける応力-歪曲線は、試験より得られるそれと、傾向は概ね一致している。

コンプライアンス可変型モデルの定数  $m$  については、No.1 と同様に  $m/n$  が 1.0、すなわち  $n$  と同じと判断した。

試験より得られる応力-歪曲線は、No.3 との相違（熱の作用による影響）よりも、No.1（乾湿繰り返し作用、および熱の作用）との相違の方が顕著であった。No.1 の応力-歪曲線に比較して、ピーク強度が小さくなる結果となった。また、傾きが緩やか、すなわちヤング率が小さくなる結果となった。

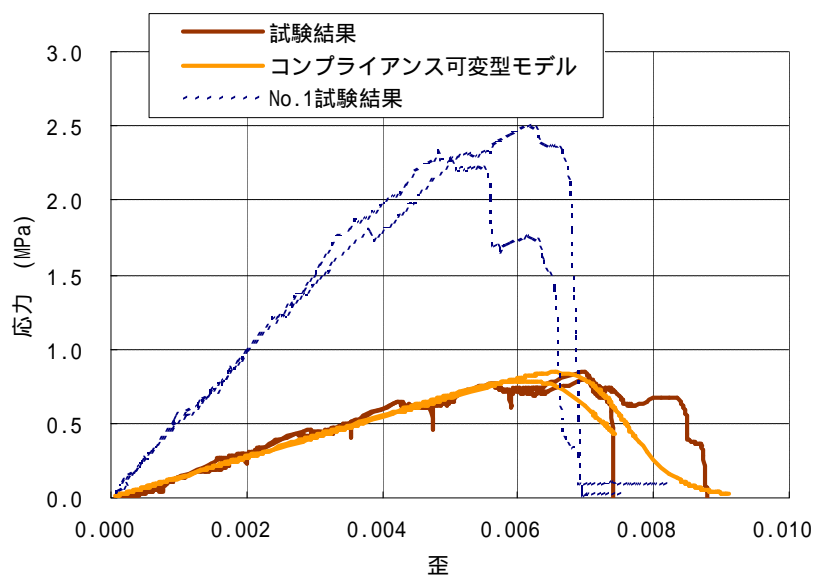


図 4-5 No.4 (乾湿繰り返し返し, 80 条件)

表 4-2 試験結果

試験 No.		$s_c$ (MPa)	$E_{50}$ (MPa)	$I_1$ (MPa)	$n$	$m$
No.1 (飽和, 室温)	test1	2.3	498	$2.0 \times 10^{-3}$	23	23
	test2	2.5	488	$2.1 \times 10^{-3}$	30	30
	average	2.4	493	$2.0 \times 10^{-3}$	27	27
No.2 (飽和, 80 )	test1	2.3	362	$2.8 \times 10^{-3}$	29	29
	test2	2.2	513	$2.0 \times 10^{-3}$	22	22
	average	2.2	425	$2.4 \times 10^{-3}$	26	26
No.3 (乾湿, 室温)	test1	0.8	146	$6.9 \times 10^{-3}$	14	14
	test2	1.2	262	$3.8 \times 10^{-3}$	34	34
	average	1.0	187	$5.3 \times 10^{-3}$	24	24
No.4 (乾湿, 80 )	test1	0.8	135	$7.4 \times 10^{-3}$	20	20
	test2	0.8	139	$7.2 \times 10^{-3}$	14	14
	average	0.8	137	$7.3 \times 10^{-3}$	17	17

#### 4.4 試験結果まとめ

それぞれの条件( No.1 ~ 4 )において、定歪速度試験より得られた物性値の平均値( 表 4-2 )を用いてコンプライアンス可変型モデルにより描ける応力-歪曲線を図 4-6 に示す。

また、No.2 および No.3 それぞれの物性値の平均値を、No.1 の物性値の平均値で除した値を表 4-3 に示す。また、No.4 の物性値の平均値を、No.1 ~ No.3 それぞれの物性値の平均値で除した値を示す。

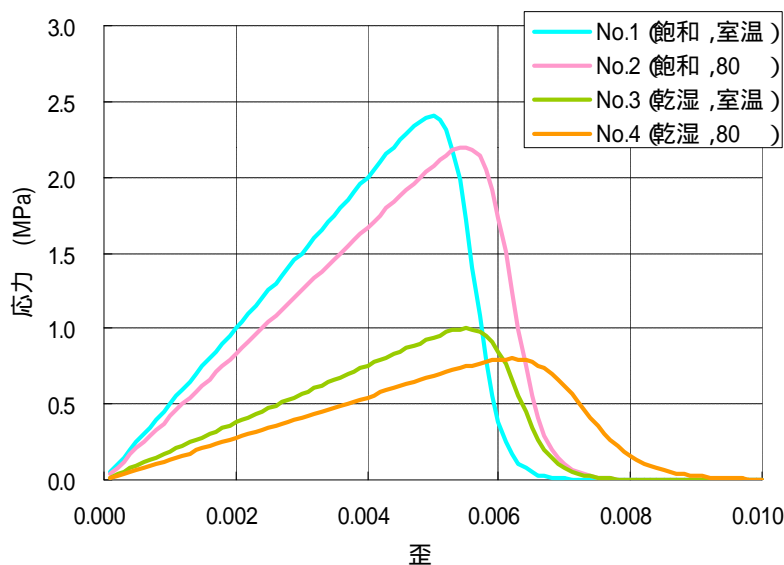


図 4-6 No.1 ~ 4 応力-歪曲線

表 4-3 物性値の関係

	影響	$s_c$ (MPa)	$E_{50}$ (MPa)	$n$	$m$
No.2 ( /No.1 )	熱	0.9	0.9	1.0	1.0
No.3 ( /No.1 )	乾湿	0.4	0.4	0.9	0.9
No.4 ( /No.1 )	熱, 乾湿	0.3	0.3	0.6	0.6
( /No.2 )	乾湿	0.4	0.3	0.7	0.7
( /No.3 )	熱	0.8	0.7	0.7	0.7

試験本数が少なく、ばらつく結果となったため、一概には言えないが、用いた岩石供試体においては、熱の作用( No.1 と 2 の比較, No.3 と No.4 の比較 )による強度、変形特性への影響よりも、乾湿繰り返し作用( No.1 と No.3 の比較, No.2 と No.4 の比較 )による強度、変形特性への影響のほうが顕著であった。乾湿繰り返し作用により、一軸圧縮強度  $s_c$  およびヤング率  $E_{50}$  は、乾湿繰り返し作用を受けていない岩石供試体に比較して、約 40% に低下した。

コンプライアンス可変型モデルの定数についても，同様に乾湿繰り返し作用による影響のほうが顕著であった。

## 5. コンプライアンス可変型モデルを用いた理論解析

### 5.1 理論解

4章で述べた試験結果をふまえ、コンプライアンス可変型モデルを用い、岩石の長期力学的変形挙動（ここではクリープ挙動と称する）について検討を行う。

コンプライアンス可変型モデル（(2-1)式）を、一定クリープ応力 $s_1$ 、初期コンプライアンス $I_1$ の条件のもと変形すると、ある時刻 $t$ における歪 $e$ は(5-1)式、歪速度 $de/dt$ は(5-2)式のようにあらわすことができる。また、クリープ寿命 $t_c$ は(5-3)式のようにあらわすことができる。ここで、クリープ寿命とは、歪が無限大となる時刻とする。

$$e = s_1 \left\{ I_1^{1-m} + (1-m) \cdot a \cdot s_1^n \cdot t \right\}^{\frac{1}{1-m}} \quad (5-1)$$

$$\frac{de}{dt} = a \cdot s_1^{n+1} \left\{ I_1^{1-m} + (1-m) \cdot a \cdot s_1^n \cdot t \right\}^{\frac{m}{1-m}} \quad (5-2)$$

$$t_c = \frac{1}{m-1} I_1^{1-m} \frac{1}{a} s_1^{-n} \quad (5-3)$$

ここで $a$ 、 $m$ 、および $n$ は3章にて述べたコンプライアンス可変型モデルの各定数である。(5-3)式の適用範囲は、 $m > 1$ である（大久保，1992）。

### 5.2 解析条件

#### 5.2.1 岩石物性値

第2次取りまとめで用いられた軟岩系岩盤の物性値を基本（No.1）とする。4章にて得られた試験結果（表 4-3）より、熱の作用による影響を考慮した No.2、乾湿繰り返し作用の影響を考慮した No.3、両者による影響を考慮した No.4 のそれぞれの一軸圧縮強度 $s_c$ 、初期コンプライアンス $I_1$ （ $E_{50}$ の逆数）、コンプライアンス可変型モデルの定数 $n$ および $m$ を、表 5-1 のように仮定する。

$m$ については、実験結果では $m/n=1.0$ であり、第2次取りまとめでは $m/n=1/4$ であるため、岩石の性質がやや異なる（3章）と考えられるが、ここでは実験結果と同様の関係が成り立つと仮定した。

$a$ については、 $C$ を $1.0 \times 10^{-5}/(\text{sec})$ として、表 5-1 に示される物性値を用いて(3-4)式にて求めた。

表 5-1 岩石物性値

物性値 No.	影響	$s_c$ (MPa)	$I_1$ (MPa)	$n$	$m$
No.1		15.0	$2.9 \times 10^{-4}$ (1/3,500)	20.0	5.0
No.2	熱	13.5 (15.0 × 0.9)	$3.2 \times 10^{-4}$ (1/3,500/0.9)	20.0 (20.0 × 1.0)	5.0 (5.0 × 1.0)
No.3	乾湿	6.0 (15.0 × 0.4)	$7.1 \times 10^{-4}$ (1/3,500/0.4)	18.0 (20.0 × 0.9)	4.5 (5.0 × 0.9)
No.4	熱, 乾湿	4.5 (15.0 × 0.3)	$9.5 \times 10^{-4}$ (1/3,500/0.3)	12.0 (20.0 × 0.6)	3.0 (5.0 × 0.6)

### 5.2.2 クリープ応力

それぞれの物性値(表 5-1)について, クリープ応力度(クリープ応力 $s_1$ を一軸圧縮強度 $s_c$ で除したのもの)をパラメータとして検討を行う。

クリープ応力度を 10~90%のパラメータとし, 一軸圧縮状態とした。

### 5.3 解析結果

(5-1)式より求まる歪-時間曲線, および(5-2)式より求まる歪速度-時間曲線を図 5-1~5-8 に, (5-3)式より求まるクリープ寿命 $t_c$ を図 5-9 に示す。

なお, 図 5-9 において, No.1 と No.2 の曲線はほぼ同様であるため, 曲線が重なり, No.1 の曲線は表示されていない。

歪-時間曲線では, 載荷後 1 秒後 ( $t=1.0\text{sec}$ ) での歪を初期値 ( $e=0$ ) とした。

結果(図 5-1~5-8)より, 当然のことであるが, クリープ応力度が小さいほど, クリープ寿命が長くなることが分かる。また, クリープ応力度が小さいほど, 歪速度も小さくなる。

土質工学会(1987)に記載されている Adachi・Takase(1981)による大谷石の排水クリープ試験結果によれば, 最小クリープ歪速度 $\dot{e}_{1s}$ とクリープ破壊時間 $t_r$ は両対数紙上で直線関係となり, 逆比例関係が成り立ち, (5-4)式で表すことができる。

$$\dot{e}_{1s} \cdot t_r = C \quad (5-4)$$

ここで $C$ は材料定数である。

理論解析より得られた歪速度-時間曲線は, 同様の傾向を示している。

あらゆる軟岩において成り立つとは限らないが, 想定した岩石(4章にて実施した定歪速度試験結果と同様の関係が成り立つと仮定)において, 以下のようなことが分かる。

- ・ 載荷されるクリープ応力度が同じ場合、乾湿繰り返し作用を受けていない岩石(No.1 と No.2)に比べ、乾湿繰り返し作用を受けた岩石(No.3 と No.4)のクリープ寿命は短くなる。
- ・ クリープ応力度が大きい場合、クリープ寿命は No.1 ~ No.4 において、ほぼ同様であるが、クリープ応力度が小さくなるにつれ、その差異は、大きくなる。例えば、クリープ応力度が 10%の場合の No.4 (熱、乾湿繰り返し作用による影響を考慮した物性値) のクリープ寿命は、No.1 (基本物性値) のクリープ寿命の  $1.9 \times 10^{-8}$  倍 ( $(3.3 \times 10^{14}) / (1.7 \times 10^{22})$ ) となる。

これらの結果より、以下のことが推測される。

- ・ 1,000 年 ( $3.2 \times 10^{10}$ sec) や 10,000 年 ( $3.2 \times 10^{11}$ sec) にわたる軟岩の長期力学的変形挙動を考えるにあたり、熱の作用や乾湿繰り返し作用による影響を含め、初期の物性値を正確に把握する必要がある。長期的な観点から見れば、クリープ応力度が大きく比較的短期に破壊してしまう場合は、物性値の違いによるクリープ寿命の差異は大きくないが、クリープ応力度が小さい(クリープ寿命が長い)場合、差異が大きくなる。
- ・ ニアフィールド岩盤に作用するクリープ応力度を低減させるような掘削工法や補助工法が採用できれば、ニアフィールド岩盤の長期力学的安定性能は向上する。

本章では、コンプライアンス可変型モデルを用いて、一軸応力下における岩石の長期力学的変形挙動について検討を行った。

次章(6章)では、コンプライアンス可変型モデルを数値解析に組み入れ、三次元応力下におけるニアフィールド岩盤の長期力学的変形挙動について検討を行う。



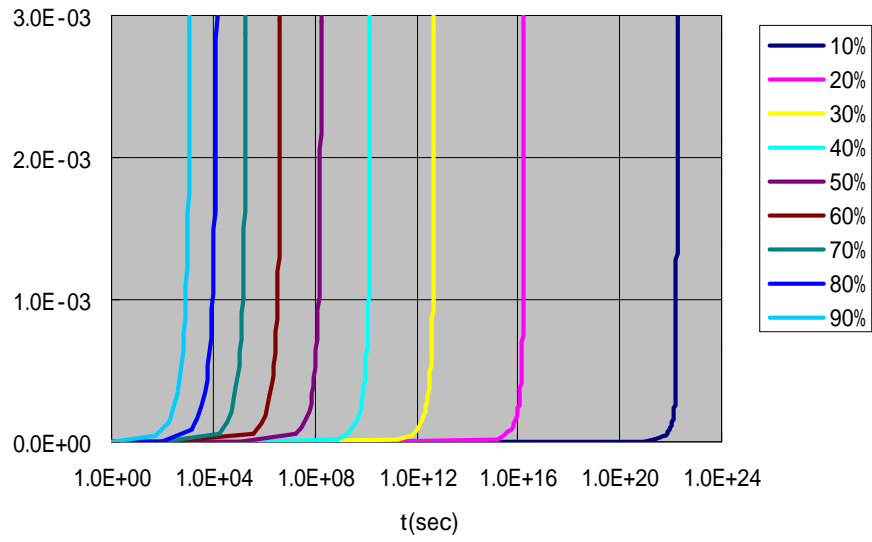


图 5-1 No.1 (基本物性値) 歪-時間曲線

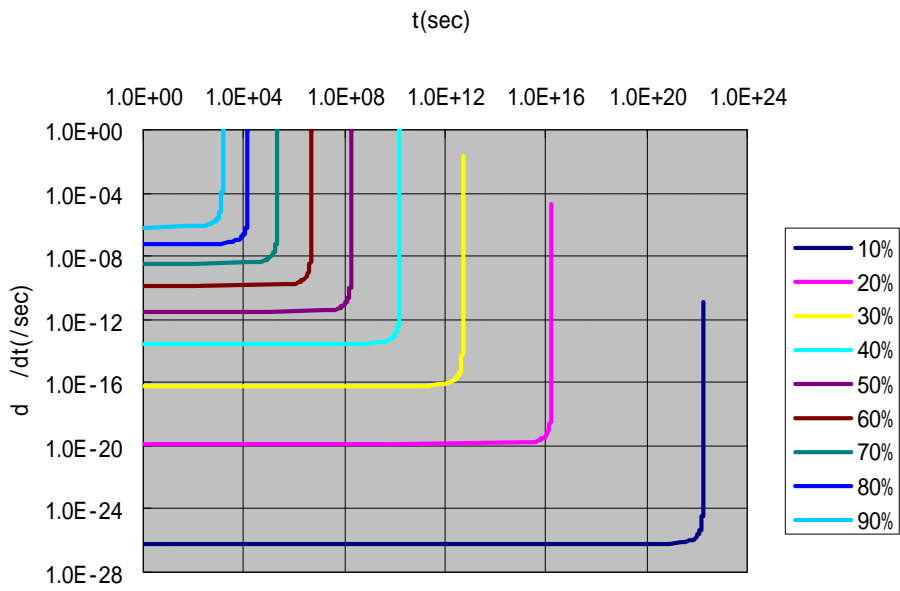


图 5-2 No.1 (基本物性値) 歪速度-時間曲線

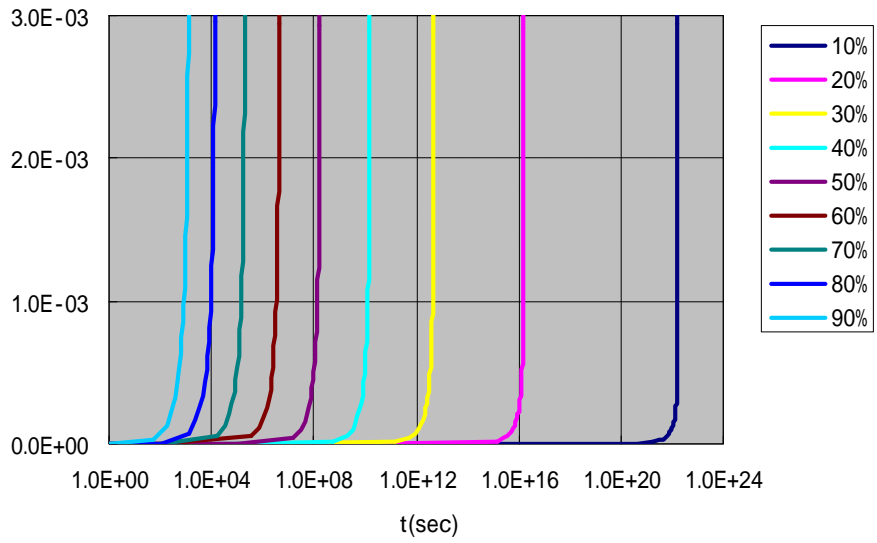


図 5-3 No.2 (熱の作用による影響を考慮した物性値) 歪-時間曲線

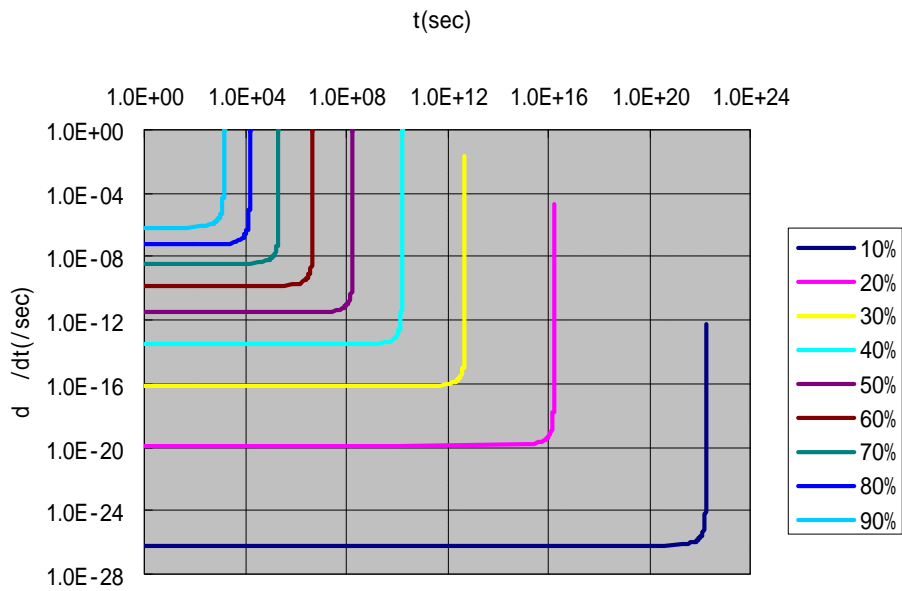


図 5-4 No.2 (熱の作用による影響を考慮した物性値) 歪速度-時間曲線

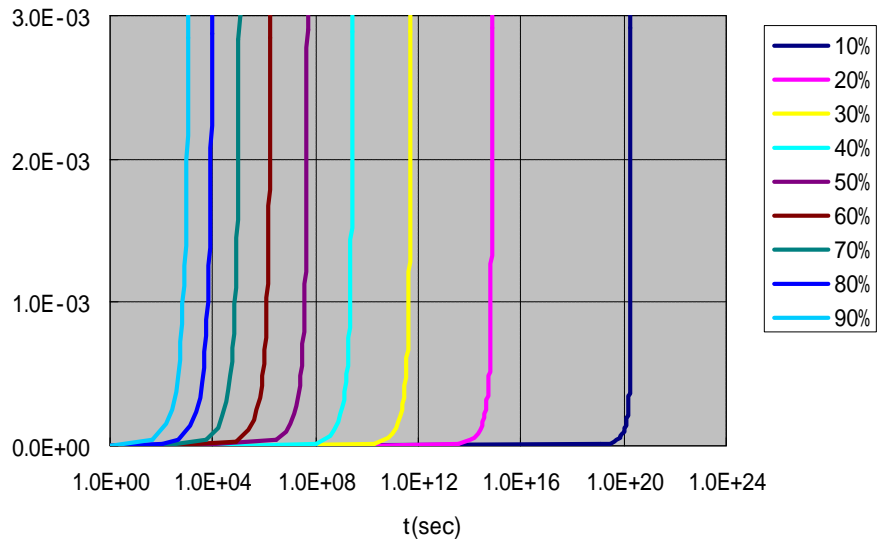


図 5-5 No.3 (乾湿繰り返し返しの作用による影響を考慮した物性値) 歪-時間曲線

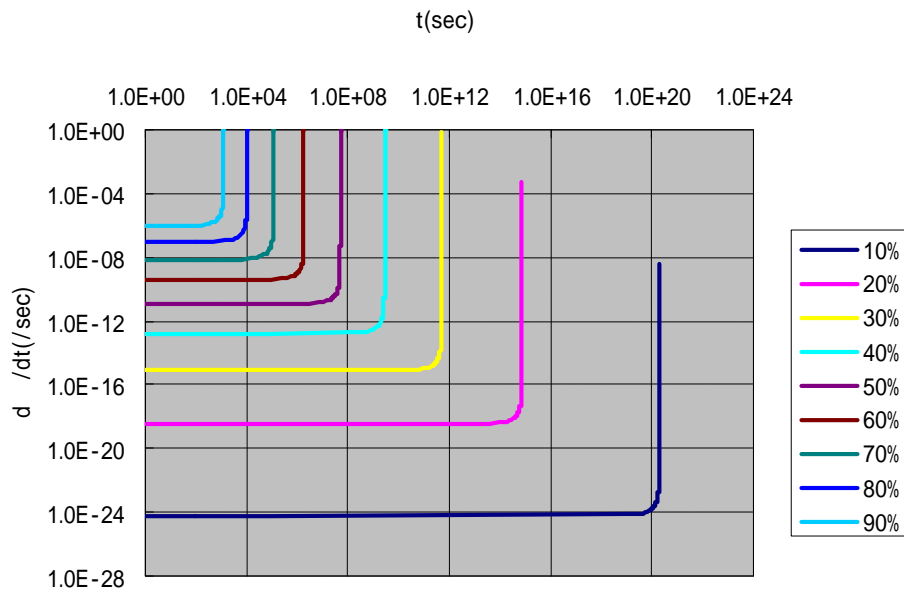


図 5-6 No.3 (乾湿繰り返し返しの作用による影響を考慮した物性値) 歪速度-時間曲線

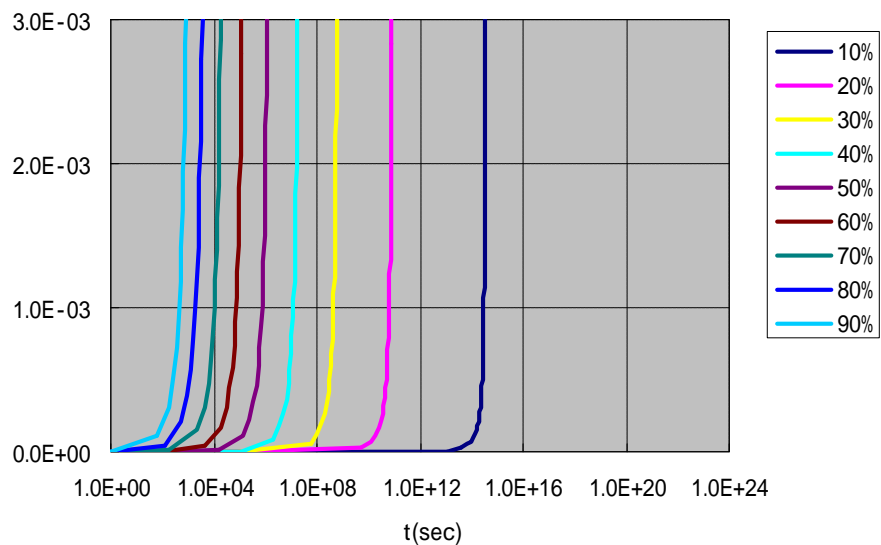


図 5-7 No.4 (熱, 乾湿繰り返し作用による影響を考慮した物性値) 歪-時間曲線

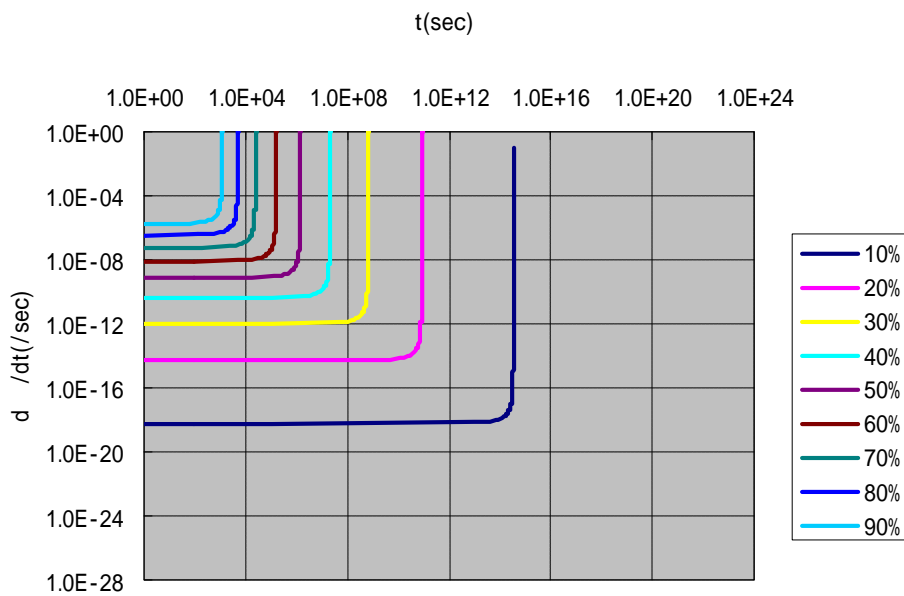


図 5-8 No.4 (熱, 乾湿繰り返し作用による影響を考慮した物性値) 歪速度-時間曲線

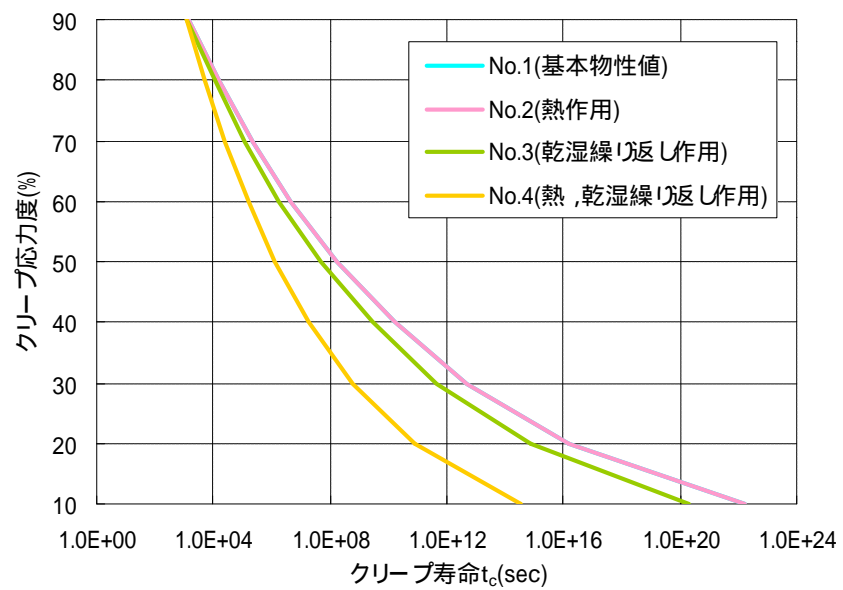


図 5-9 クリープ寿命

6. コンプライアンス可変型モデルを用いた数値解析

6.1 コンプライアンス可変型モデルの拡張

4章および5章にて述べたコンプライアンス可変型モデルを，三次元応力下に拡張し，有限要素法解析を実施した。解析は，汎用解析コード ABAQUS (Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., 1997) のユーザーサブルーチンにコンプライアンス可変型モデルを組み入れ，第2次取りまとめと同様に，2次元平面歪条件のもと，実施した。コンプライアンス可変型モデルを，(6-1)式～(6-3)式のように仮定する(大久保ほか，1987b)。

$$\frac{dI^*}{dt} = a \cdot (\Delta \mathbf{s}^*)^n \cdot (I^*)^m \tag{6-1}$$

$$a = \frac{\left\{ \frac{m}{n_0 + 1} \right\}^{\frac{m}{n_0 - m + 1}}}{t_0} \tag{6-2}$$

$$\Delta \mathbf{e}^* = I^* \cdot \Delta \mathbf{s}^* \tag{6-3}$$

各定数について，表 6-1 に示す。

表 6-1 各定数

定数	定義
$I^*$	初期コンプライアンス $I_0$ で規格化したコンプライアンス ( $= I / I_0$ )
$\Delta \mathbf{s}^*$	破壊差応力 $\Delta \mathbf{s}_0$ で規格化した差応力 ( $= \Delta \mathbf{s} / \Delta \mathbf{s}_0$ )
$\Delta \mathbf{e}^*$	$\Delta \mathbf{e}_0$ で規格化した差歪 ( $= \Delta \mathbf{e} / \Delta \mathbf{e}_0$ )
$\Delta \mathbf{e}_0$	$I_0 \cdot \Delta \mathbf{s}_0$
$t_0$	定歪速度試験で強度を求める際，歪が $\Delta \mathbf{e}_0$ となるまでの所要時間 (今回は 120sec とした)

ここで破壊差応力  $\Delta \mathbf{s}_0$  は，Janach (1977) の提案した(6-4)式に従うと仮定する。

$$\Delta \mathbf{s}_0 = \mathbf{s}_c \left( 1 + \frac{\mathbf{s}_3}{\mathbf{s}_t} \right)^{0.5} - \mathbf{s}_3 \tag{6-4}$$

ここで、 $s_c$  は一軸圧縮強度、 $s_3$  は周圧、 $s_t$  は一軸引張強度を表す。

また、時間依存性を決める定数  $n$  は、周圧  $s_3$  の増加に伴い、破壊差応力  $\Delta s_0$  が増加すると、(6-5)式に従い増加すると仮定する。

$$n = \left( \frac{\Delta s_0}{s_c} \right) \cdot n_0 \quad (6-5)$$

ここで、 $n_0$  は一軸応力下での  $n$  を表す。

また、ポアソン比  $n$  は、破壊の進行に伴い、(6-6)式に従い増加すると仮定する。

$$n = 0.5 - \frac{0.3}{I^*} \quad (6-6)$$

## 6.2 解析モデル

解析モデルを図 6-1 に示す。ここでは仮に、第 2 次取りまとめと同様に、掘削直径 2.8m の円形坑道を 1/4 にモデル化した。モデルの下面および左面は、それぞれの面に垂直な方向の変位を拘束した。また、奥行き方向のモデル化は 1.0m とし、紙面の奥および手前方向の変位を拘束することにより、2次元平面歪状態を模擬した。

初期地圧は、第 2 次取りまとめの軟岩系岩盤 (SR-C) の深度 500m での初期水平応力 11.8MPa を採用した。掘削前の初期地圧状態を再現するため、モデルの上面および右面に分布荷重として作用させた。第 2 次取りまとめとは異なり、初期水平応力、初期鉛直応力ともに 11.8MPa とした。

また、円形坑道の掘削面の境界条件は、初期地圧状態では変位を拘束しておき、その後、拘束を解放することにより、円形坑道の掘削を模擬した。

第 2 次取りまとめと同様に、保守側の設定として、解析上、支保工は設置されないこととした。

岩盤を構成する有限要素は、弾性体としてモデル化し、サブルーチンにより順次、ヤング率およびポアソン比を変化させた。フローを図 6-2 に示す。

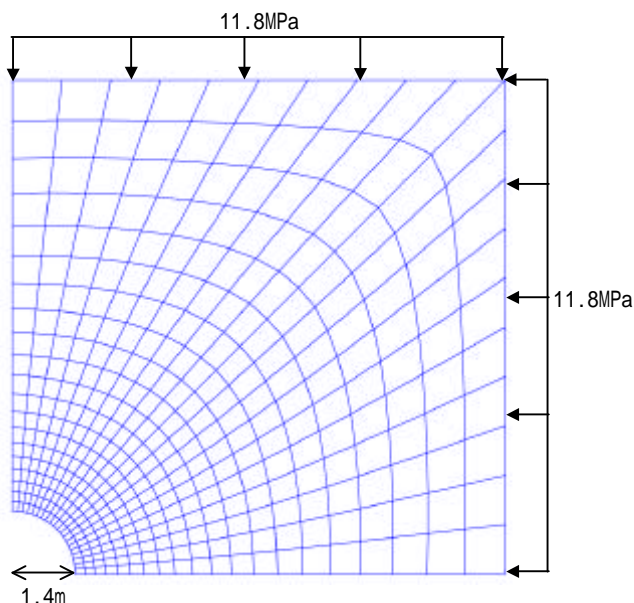


図 6-1 解析モデル

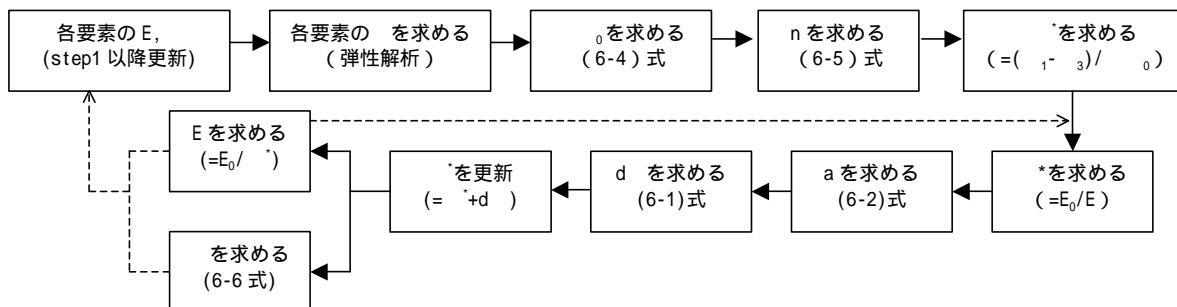
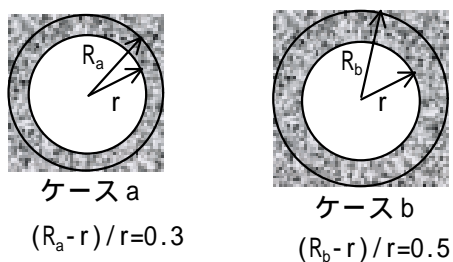


図 6-2 解析フロー

### 6.3 解析ケース

第2次取りまとめと同様の物性値(表 5-1 の No.1 の欄)を用いた解析ケースを No.1 とする。次いで、熱の作用や乾湿繰り返し作用の影響を受けた領域(以下、影響領域と略す)を設定したケースについて解析を実施した。影響領域については、範囲の設定が困難であるため、仮に図 6-3 に示す 2 ケースについて解析を実施した。設定した解析ケースを表 6-2 に示す。影響領域における物性値については、表 5-1 と同様とした。影響領域以深の領域については、No.1 と同様とした。岩盤のポアソン比  $n$  の初期値は、ケースに関わらず 0.3 とした。





r : 掘削半径(1.4m)

$R_a, R_b$  : それぞれのケースにおける  
影響領域半径(m)

図 6-3 影響領域の設定

表 6-2 解析ケース

ケース No.	影響	影響領域	物性値
No.1	なし	なし	全領域において表 5-1, No.1 の欄に同じ
No.2-a	熱	ケース a	影響領域 : 表 5-1, No.2 の欄に同じ
No.2-b		ケース b	その他の領域 : 表 5-1, No.1 の欄に同じ
No.3-a	乾湿繰り返し	ケース a	影響領域 : 表 5-1, No.3 の欄に同じ
No.3-b		ケース b	その他の領域 : 表 5-1, No.1 の欄に同じ
No.4-a	熱および	ケース a	影響領域 : 表 5-1, No.4 の欄に同じ
No.4-b	乾湿繰り返し	ケース b	その他の領域 : 表 5-1, No.1 の欄に同じ

#### 6.4 解析ステップ

設定した解析ステップを表 6-3 に示す。

表 6-3 解析ステップ

ステップ	ステップ時間(絶対値)	備考
1	-	初期地圧状態
2	1 秒	坑道掘削
3	1 時間	影響領域の設定
4	1 日	
5	3 日	
6	7 日	
7	1 月	
8	3 月	
9	6 月	
10	1 年	

解析上，1,000 年や 10,000 年にわたる解析も可能であるが，1 年とした理由は以下のとおりである。

- ・ 原位置試験等によってデータを取得できるのは数年程度であると考えられる。
- ・ 初期の物性値が異なれば，長時間経過後の力学的変形挙動に大きな差が見られるであろうとの知見は，既に 4 章にて述べた。
- ・ 非線形解析であるため，解析時間の分割数は，解析結果に影響を及ぼすことが予想される。よって今回は，長時間を粗く分割するのではなく，短時間を細かく分割することとした。

また，影響領域が発生する時間は，現実とは異なるが，便宜上，表 6-3 のように設定した。

## 6.5 解析結果

表 6-2 に示したケースについて、有限要素法解析を実施した。以下、結果について述べる。

### 6.5.1 坑道の内空変位

坑道の内空変位  $u$  の経時変化を、図 6-4 に示す。ここで図の横軸である経過時間  $t$  は、step1 ( $t=0$ ) からの絶対時間（単位は sec）とする。図中の  $t=1\text{sec}$  の時の内空変位  $u$  は、坑道掘削時（step2）での値である。

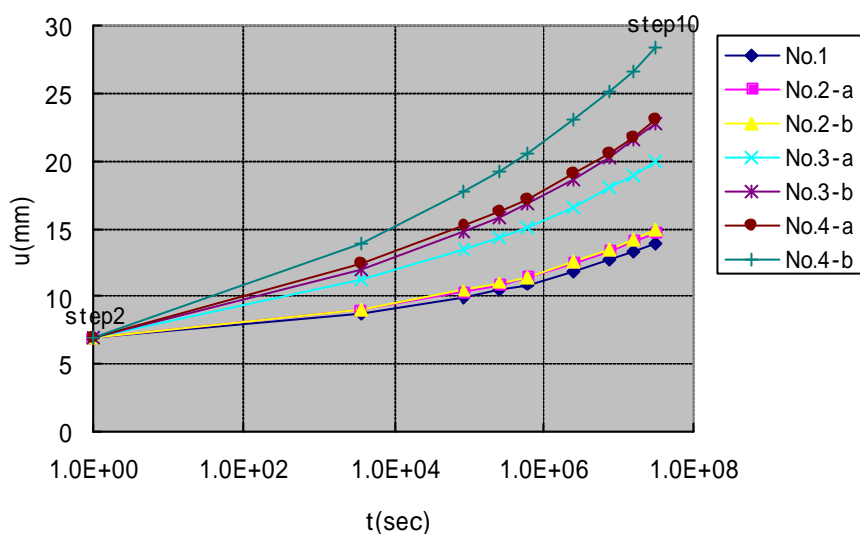


図 6-4 坑道の内空変位の経時変化

#### 6.5.1.1 影響領域（ケース a とケース b の比較）

No.2～No.4 において、影響領域が大きいケース b の内空変位は、影響領域が小さいケース a の内空変位を上回る。その差は、時間の経過とともに、大きくなる傾向にある。No.4（熱および乾湿繰り返し作用が及ぼす影響を考慮）においてその差は最も顕著である。

#### 6.5.1.2 熱の作用が及ぼす影響（No.1 と No.2 の比較）

No.1 の内空変位に比べ、No.2（熱の作用が及ぼす影響を考慮）の内空変位の方が大きくなるが、その差は顕著ではない。No.2-b の step10 での内空変位量は 15mm、No.1 の step10 での内空変位量は 14mm であった。

#### 6.5.1.3 乾湿繰り返し作用が及ぼす影響（No.1 と No.3 の比較）

No.1 の内空変位に比べ、No.3（乾湿繰り返し作用が及ぼす影響を考慮）の内空変位の方が大きくなる。No.3-b の step10 での内空変位量は 23mm であった。

6.5.1.4 熱および乾湿繰り返し作用が及ぼす影響 (No.1 と No.4 の比較)

No.1 の内空変位に比べ, No.4 (熱および乾湿繰り返し作用が及ぼす影響を考慮) の内空変位の方が大きくなる。No.4-b の step10 での内空変位量は 28mm であり, No.1 の内空変位量の 2 倍となった。

6.5.2 ニアフィールド岩盤の変位 (地中内変位)

ニアフィールド (坑道周辺) 岩盤の, 地中内変位を図 6-5 に示す。図の縦軸は, それぞれのケースにおける step10 (1年経過後) での地中内変位を, No.1 の step10 での地中内変位で除した規格値  $u^*$ , 横軸は(6-7)式により規格化した坑道壁面からの距離  $d^*$  とした。

$$d^* = \frac{d-r}{r} \tag{6-7}$$

ここで  $d^*$  は規格化した距離,  $d$  は  $s_q$  をプロットした位置の, 解析モデル中 (図 6-1) での x 座標(m),  $r$  は掘削半径 (1.4m) である。

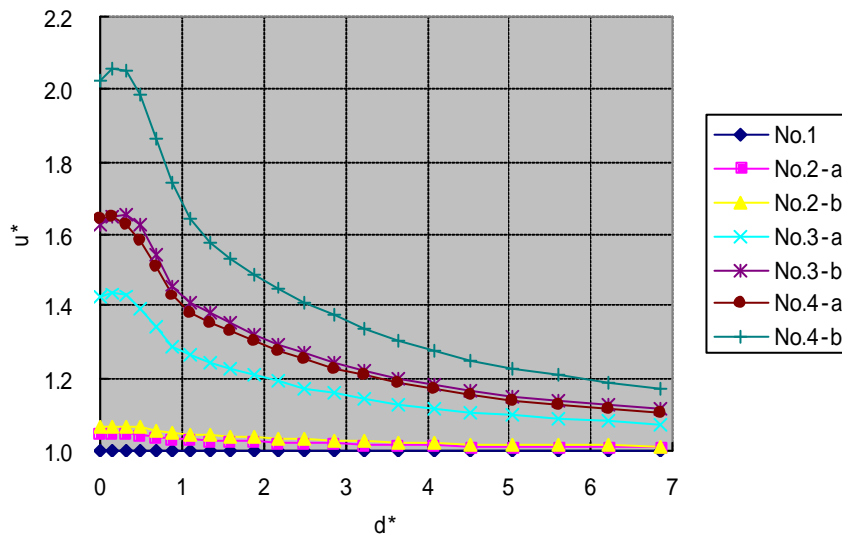


図 6-5 地中内変位 (step10)

地中内変位は, 影響領域内 (ケース a;  $d^*=0.3$ , ケース b;  $d^*=0.5$ ) だけにとどまらず, 影響領域以深においても, 熱の作用が及ぼす影響 (No.1 と No.2 の比較), 乾湿繰り返し作用が及ぼす影響 (No.1 と No.3 の比較), 熱および乾湿繰り返し作用が及ぼす影響 (No.1 と No.4 の比較) を受けている。

6.5.3 ニアフィールド岩盤に発生する応力

ニアフィールド(坑道周辺)岩盤の,坑道周方向応力  $s_q$  の経時変化を,図 6-6~図 6-12 に示す。ここで図の横軸である坑道壁面からの距離  $d^*$  は,(6-7)式により規格化した値とする。

また,それぞれの図中に,step10(1年経過後)における  $s_q$  のピーク位置を矢印で示す。すべてのケースにおいて,ピーク位置は経時的に変化しており,緩み領域が経時的に進展している挙動を示している。

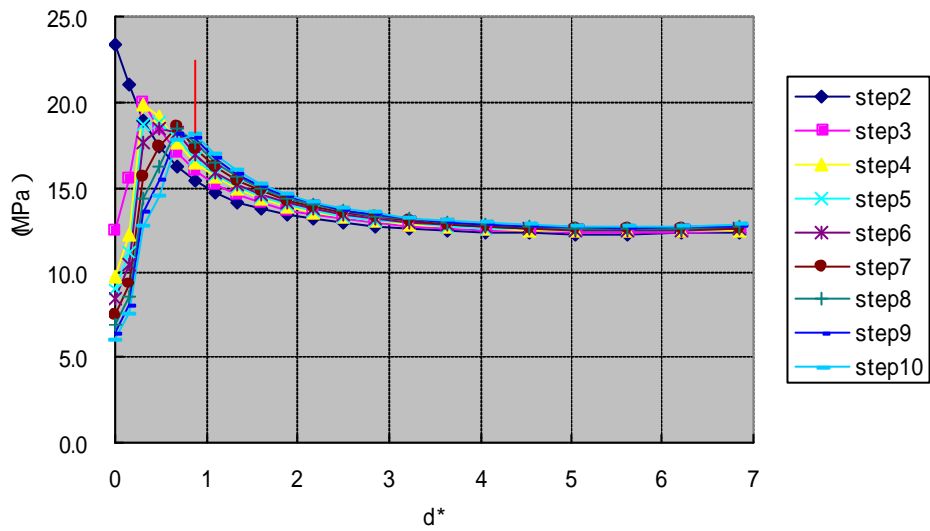


図 6-6 坑道周方向応力  $s_q$  の経時変化 (No.1)

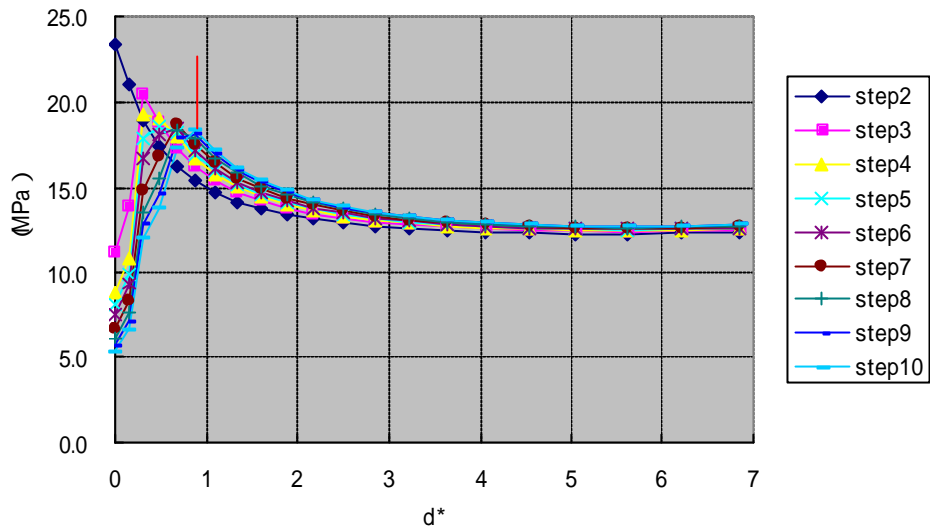


図 6-7 坑道周方向応力  $s_q$  の経時変化 (No.2-a)

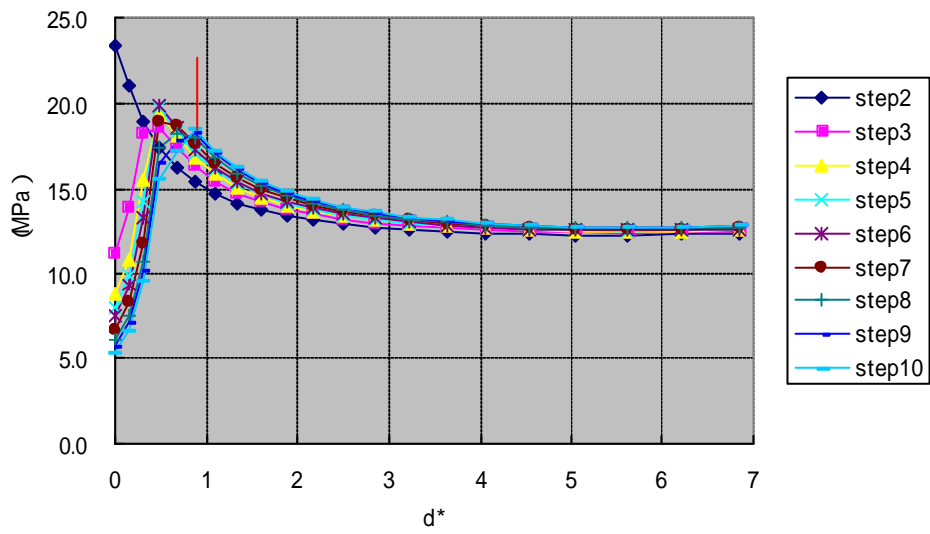


図 6-8 坑道周方向応力  $s_q$  の経時変化 (No.2-b)

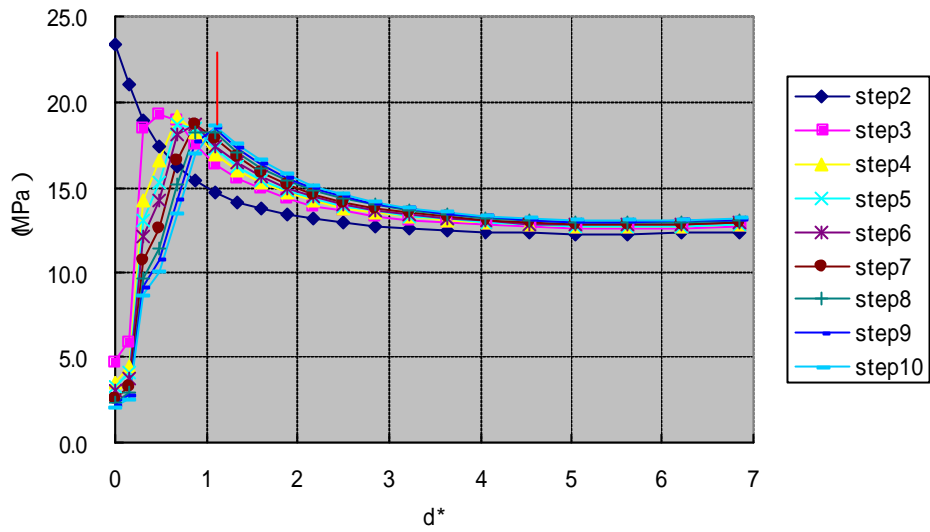


図 6-9 坑道周方向応力  $s_q$  の経時変化 (No.3-a)

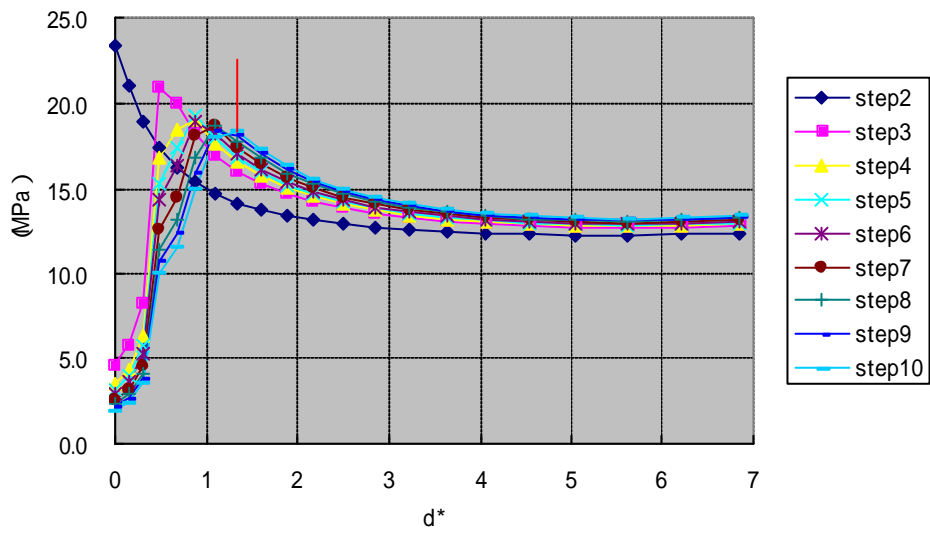


図 6-10 坑道周方向応力  $s_q$  の経時変化 (No.3-b)

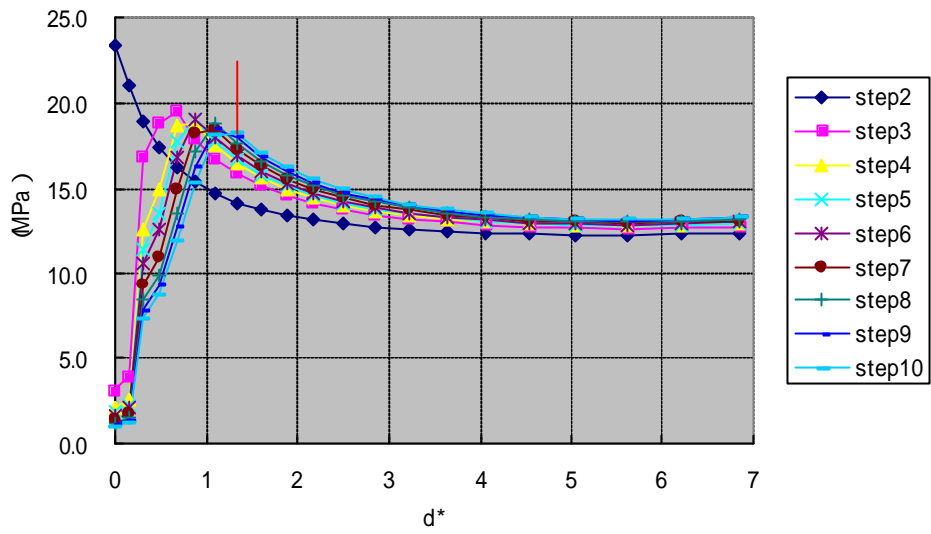


図 6-11 坑道周方向応力  $s_q$  の経時変化 (No.4-a)

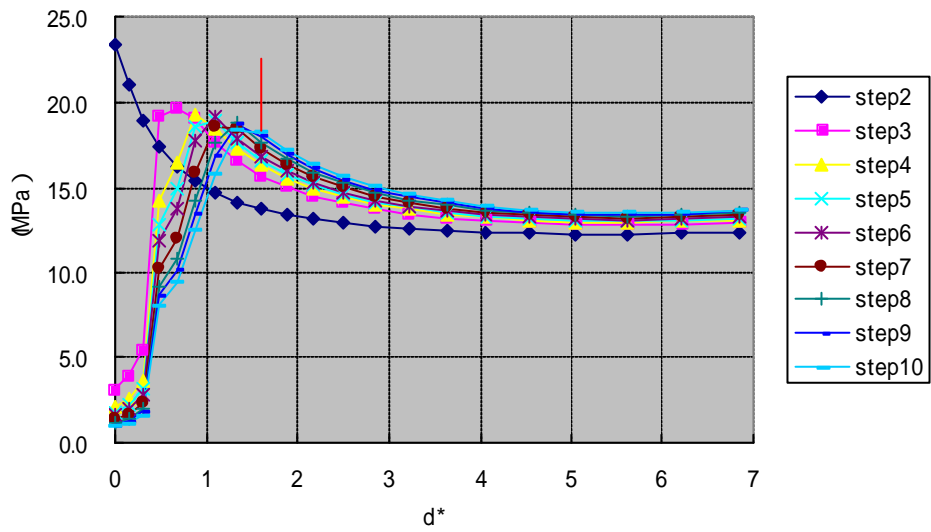


図 6-12 坑道周方向応力  $s_q$  の経時変化 (No.4-b)



#### 6.5.3.1 影響領域（ケース a とケース b の比較）

No.3 および No.4 において，影響領域が大きいケース b の  $s_q$  のピーク位置  $d^*$  は，影響領域が小さいケース a のピーク位置  $d^*$  より大きくなる。No.2 については，ケース a とケース b との差は顕著ではなかった。

#### 6.5.3.2 熱の作用が及ぼす影響（No.1 と No.2 の比較）

No.1（図 6-6）および No.2（図 6-7，6-8）のピーク位置  $d^*$  に，顕著な差は見られなかった。

#### 6.5.3.3 乾湿繰り返し作用が及ぼす影響（No.1 と No.3 の比較）

No.1（図 6-6）のピーク位置  $d^*$  に比べ，No.3（図 6-9，6-10）のピーク位置  $d^*$  の方が大きくなる。No.1 のピーク位置  $d^*$  は 1.0 以下，すなわち緩み領域の発生幅が掘削半径 1.4m 以下となっているのに対し，No.3-b では 1.0 以上，すなわち緩み領域の発生幅が掘削半径 1.4m 以上となっている。

#### 6.5.3.4 熱および乾湿繰り返し作用が及ぼす影響（No.1 と No.4 の比較）

No.1（図 6-6）のピーク位置  $d^*$  に比べ，No.4（図 6-11，6-12）のピーク位置  $d^*$  の方が大きくなる。No.1 のピーク位置  $d^*$  は 1.0 以下，すなわち緩み領域の発生幅が掘削半径 1.4m 以下となっているのに対し，No.4-b では  $d^*$  が 2.0，すなわち緩み領域の発生幅が掘削直径 2.8m に近づく傾向にある。

#### 6.5.4 ニアフィールド岩盤のヤング率（剛性）の変化

ニアフィールド（坑道周辺）岩盤のヤング率  $E$ （コンプライアンス  $I$  の逆数）の step10（1年経過後）での分布を図 6-13～6-19 に示す。それぞれのケースにおいて、ヤング率  $E$  の初期値（step1 および 2）は 3,500MPa である。

解析の都合上、図中において岩盤のヤング率  $E$  の単位は、 $\text{tf/m}^2$  となっている。

すべてのケースにおいて、ニアフィールド岩盤のヤング率は低下している、すなわち剛性が小さくなっている。

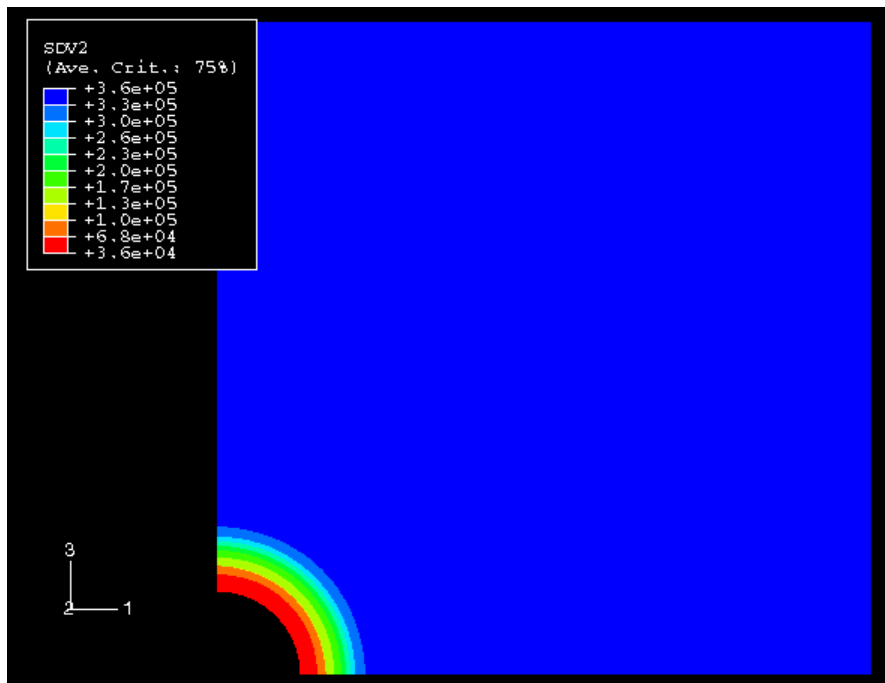


図 6-13 ヤング率の分布 (No.1 , step10)

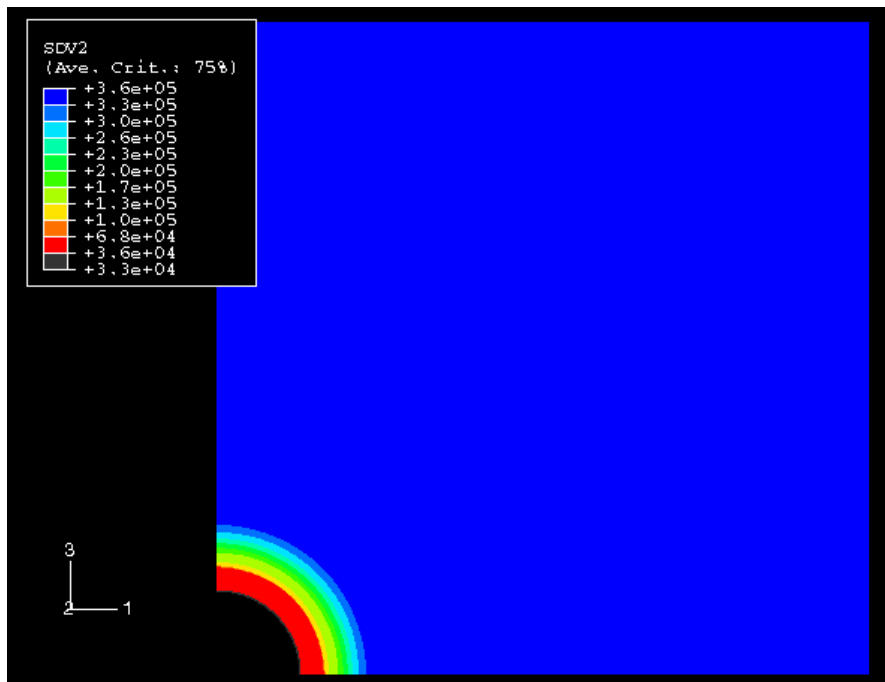


図 6-14 ヤング率の分布 (No.2-a , step10)

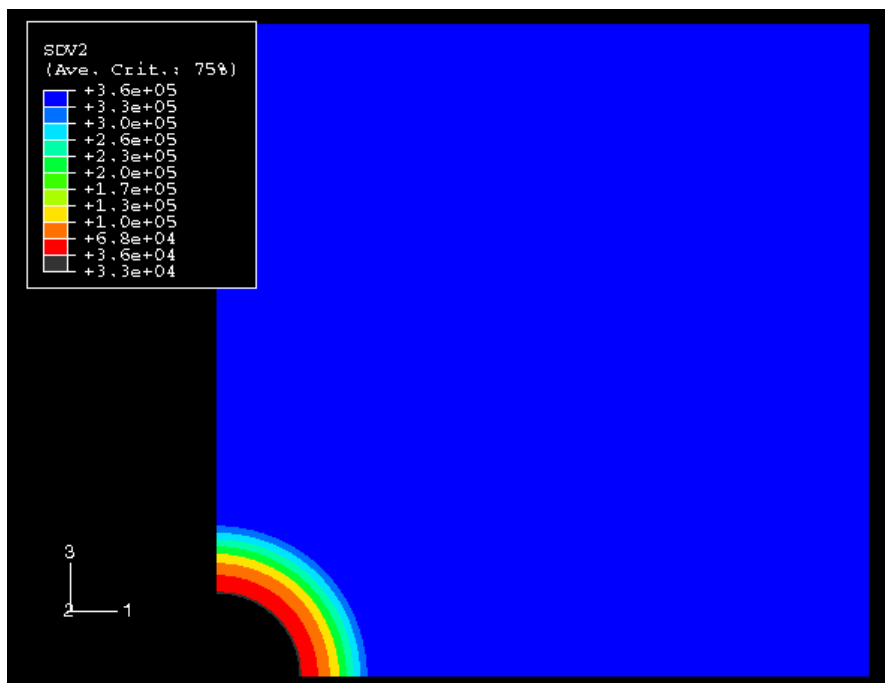


図 6-15 ヤング率の分布 (No.2-b , step10)

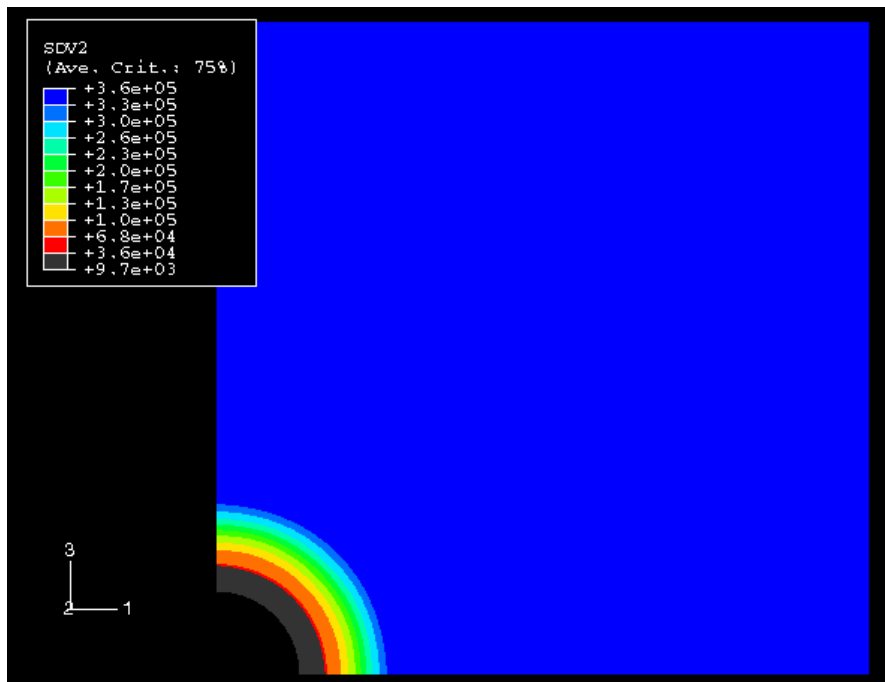


図 6-16 ヤング率の分布 (No.3-a , step10)

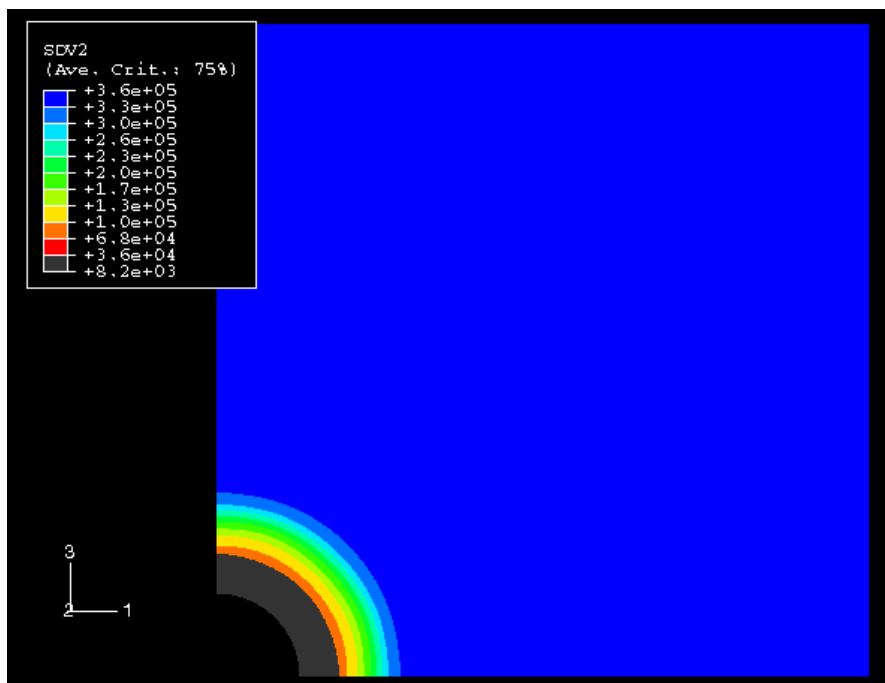


図 6-17 ヤング率の分布 (No.3-b , step10)

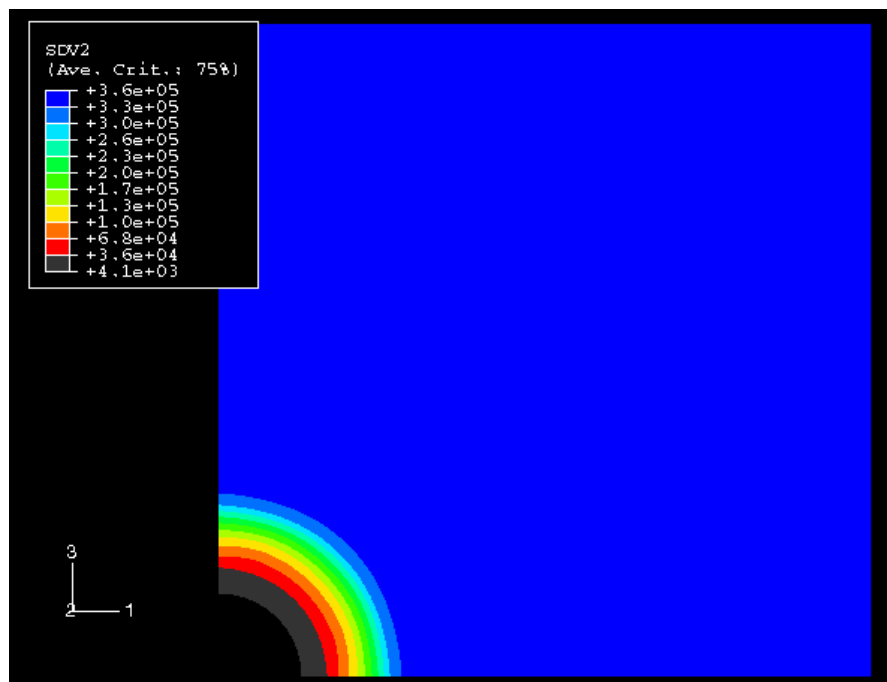


図 6-18 ヤング率の分布 (No.4-a , step10)

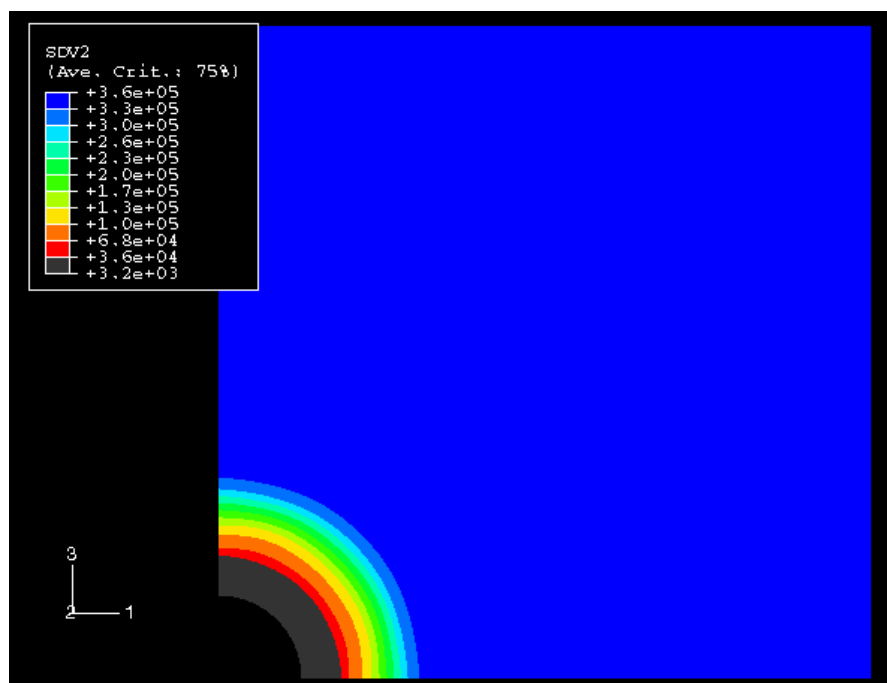


図 6-19 ヤング率の分布 (No.4-b , step10)

#### 6.5.4.1 影響領域（ケース a とケース b の比較）

No.2～No.4において、影響領域が大きいケース b のヤング率の低下領域は、影響領域が小さいケース a の低下領域よりも大きくなる。No.4（熱および乾湿繰り返し作用が及ぼす影響を考慮）においてその差は最も顕著である。

#### 6.5.4.2 熱の作用が及ぼす影響（No.1 と No.2 の比較）

No.1 のヤング率の低下領域に比べ、No.2（熱の作用が及ぼす影響を考慮）のヤング率の低下領域の方が大きくなるが、その差は顕著ではない。

#### 6.5.4.3 乾湿繰り返し作用が及ぼす影響（No.1 と No.3 の比較）

No.1 のヤング率の低下領域に比べ、No.3（乾湿繰り返し作用が及ぼす影響を考慮）のヤング率の低下領域の方が大きくなる。坑道壁面の周辺に、ヤング率が初期値 3,500MPa の 1/10 以下となる領域が発生している。

#### 6.5.4.4 熱および乾湿繰り返し作用が及ぼす影響（No.1 と No.4 の比較）

No.1 のヤング率の低下領域に比べ、No.4（熱および乾湿繰り返し作用が及ぼす影響を考慮）のヤング率の低下領域の方が大きくなる。坑道壁面の周辺に、No.3 と同様にヤング率が初期値 3,500MPa の 1/10 以下となる領域が発生している。また、低下後のヤング率の最低値（32MPa(No.4-b)）は、No.3 のヤング率の最低値（82MPa(No.3-b)）よりも小さくなる。

### 6.6 解析結果まとめ

有限要素法を用いた解析結果より、設定した条件においては、以下のような知見が得られた。

- ・長期的な観点からすれば比較的短期間である 1 年後であっても、ニアフィールド岩盤の変形挙動は、影響領域が存在することにより大きく異なる。最も影響度が大きい No.4-b（掘削半径の半分の領域が、熱および乾湿繰り返し作用が及ぼす影響を受けていると設定）の坑道壁面および坑道壁面近傍における変形量は、No.1 の変形量の 2 倍程度となる。
- ・緩み領域についても同様であり、影響領域が存在することにより、緩み領域の発生量が 1 年後であっても大きく異なる。

これらの結果より、以下のことが考えられる。

- ・ニアフィールド岩盤の長期力学的変形挙動を考えるにあたり、熱および乾湿繰り返し作用が及ぼす影響を受ける領域の大きさを、適切に評価する必要がある。

## 7. おわりに

本報告においては、2章にて軟岩の長期力学的変形挙動（時間依存性挙動）を表現するモデルについて検討した上で、建設時における乾湿繰り返し作用、および廃棄体定置による熱の作用が、軟岩の長期力学的変形挙動に与える影響について検討を行った。

4章において、乾湿繰り返し作用、および熱の作用が、2章にて選定したコンプライアンス可変型モデルの定数に及ぼす影響を把握する目的で、定歪速度試験を実施した。

その結果、用いた泥岩供試体においては、乾湿繰り返し作用、および熱の作用は、岩石の強度特性、変形特性、およびモデルの定数に影響を及ぼすことが分かった。

試験より得られた関係を用いて、5章において理論解析を実施し、乾湿繰り返し作用、および熱の作用による影響は、比較的短期に岩石が破壊する場合（クリープ応力度が大きく、寿命が短い場合）において、顕著な差はないが、長期的な力学的変形挙動を考える場合（クリープ応力度が小さく、寿命が長い場合）には、顕著な差が見られると推測された。よって、長期力学的変形挙動を考えるにあたり、実際の環境条件（乾湿繰り返し作用、および熱の作用）下における岩石の物性値を正確に把握することが重要であると考察した。

また、試験より得られた関係を用いて、6章において数値解析を実施し、乾湿繰り返し作用、および熱の作用がニアフィールド岩盤の長期力学的変形挙動に与える影響について検討した。その結果、ニアフィールド岩盤の力学的変形挙動は、乾湿繰り返し作用、および熱の作用の影響を受けた領域の有無により、大きく異なることが推測された。また、その領域の大きさにも影響を受けることが推測された。よって、ニアフィールド岩盤の長期力学的変形挙動を考えるにあたり、乾湿繰り返し作用、および熱の作用の影響を受ける領域の大きさを、適切に評価することが重要であると考察した。

しかしながら、これらの議論は、限られた試験結果（2章）を基に展開されている。対象とする岩石（岩盤）の力学特性が、様々な箇所において一様でないのと同様に、乾湿繰り返し作用、および熱の作用による影響度や、それらの影響を受ける領域の大きさも一様ではないと考えられる。よって、今後、更なるデータの蓄積を、室内力学試験や、ニアフィールドの模型実験（例えば神籾・井上，2001）等により図る必要があると考えられる。

また、本報告においては、定歪速度試験（一軸圧縮試験）の結果を基に、議論を展開したが、今後、クリープ試験（例えば井上ほか，2000）を実施し、データを取得すると共に、長期力学的変形挙動を表現するモデルについて、検討する必要があると考えられる。その際、数年間以上にわたる試験の実施は困難であると考えられるが、まずは比較的短期のクリープ試験を実施し、例えば図 5-9 に示したような評価を始めて行くことが重要であると考えられる。

また、本検討においては、ニアフィールド岩盤の長期力学的変形挙動を考えるにあたり、支保工や緩衝材の設置を簡単のため考慮していないが、今後、支保工との相互作用の評価や、緩衝材との相互作用の評価（高治ほか，1999）も念頭におき、研究を進める。

参考文献

Adachi,T. and Takase,A. :“ Prediction of long term strength of soft sedimentary rock ” ,  
Proc. ISRM on Weak Rocks , Tokyo , pp.93-98 ,( 1981 ) .

足立紀尚 ,岡二三生 :“ 凍結砂のひずみ軟化型弾粘塑性構成式 ” ,土木学会論文集 ,No.454 ,  
-20 , pp.75-81 ,( 1992 ) .

井上博之 ,藤田朝雄 ,大久保誠介 :“ 軟質泥岩の長期変形特性の把握に関する一考察 ” ,土  
木学会第 55 回年次学術講演概要集 ,共通セッション , pp.334-335 ,( 2000 ) .

大久保誠介 ,何昌栄 ,西松裕一 :“ 一軸圧縮応力下における時間依存性挙動 岩石の  
Post-failure Region での挙動( 第 1 報 ) ” ,日本鉱業会誌 ,Vol.103 ,pp.177-181 ( 1987a ).

大久保誠介 ,西松裕一 ,緒方義弘 :“ 非線形粘弾性モデルによる坑道変形のシミュレーショ  
ン ” ,日本鉱業会誌 ,Vol.103 , pp.293-296 ,( 1987b ) .

大久保誠介 :“ 岩石のクリープ ” ,資源・素材学会誌 ,Vol.107 , pp.245-252 ,( 1991 ) .

大久保誠介 :“ コンプライアンス可変型構成方程式の解析的検討 ” ,資源・素材学会誌 ,Vol.108 ,  
pp.601-606 ,( 1992 ) .

大久保誠介 ,福井勝則 :“ コンプライアンス可変型構成方程式の定数について ” ,資源と素  
材 ,Vol.113 , pp.561-564 ,( 1997 ) .

緒方義弘 ,山口勉 ,厨川道雄 ,大久保誠介 ,西松裕一 :“ 粘弾性挙動を示す岩盤の坑道掘削  
に伴う時間依存性変形のシミュレーション ” ,資源と素材 ,Vol.110 ,pp.1082-1088 ( 1994 ).

小川豊和 ,山辺正 ,伊藤文雄 ,濱田雄史 :“ 軟岩の時間依存性挙動に関する実験的研究 ” ,  
土木学会第 54 回年次学術講演概要集 ,第 3 部(A) , pp.624-625 ,( 1999 ) .

核燃料サイクル開発機構 :“ わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性  
-地層処分研究開発第 2 次取りまとめ- 分冊 2 地層処分の工学技術 ” ,JNC TN1400  
99-022 ,( 1999 ) .



神籐健一，井上博之：“模型実験による軟質地山の掘削挙動解析”，トンネルと地下，第 32 巻 10 号，pp.57-65，(2001)。

関陽児：“土壌・風化体の形状と水質変化”，地質調査所月報，Vol.49，pp.639-667，(1998)。

高治一彦，杉野弘幸，奥津一夫，三浦一彦，田部井和人，納多勝，高橋真一，杉江茂彦：“ニアフィールドの長期構造安定性評価”，サイクル機構技術資料，JNC TN8400 99-043，(1999)。

趙顕，大久保誠介，福井勝則：“周圧下での三城目安山岩のクリープ”，資源と素材，Vol.111，pp.543-548，(1995)。

土質工学会：土質基礎工学ライブラリー30 堆積軟岩の工学的性質とその応用 土質工学会編，(1987)。

Hibbitt，Karlsson & Sorensen，Inc.：ABAQUS/Standard User's Manual version 5.7，(1997)。

宮野前俊一，松井幹雄，梨本裕，関順一：“都市 NATM の弾塑性圧密 FEM 解析”，土木学会第 54 回年次学術講演概要集，第 3 部(B)，pp.12-13，(1999)。

K.Y.Lo，小川豊和：“カナダ，トロントにおける軟岩工事事例”，土と基礎，41-10(429)，pp.55-58，(1993)。

Lo,K.Y.，Yuen：“Design of tunnel lining in rock for long term time effect”，Canadian Geotechnical Journal，18(1)，pp.24-39，(1981)。

山本三三三：物体の変形学，誠文堂新光社，(1972)。

Janach,W.：Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.，104，pp.209-215，(1977)。