

膨張性地山の挙動を予測するための数値モデルの開発

中岡 健一 畑 浩二

Method for Evaluating Behavior of Tunnels in Squeezing Ground

Kenichi Nakaoka Koji Hata

Abstract

We developed a numerical model that can simultaneously simulate both the creep and strain softening behaviors. The Arrhenius equation was utilized to estimate the creep rate. After the numerical model was installed in FDM, tests under constant load and strain rate conditions for the rock were simulated. The results showed that, the creep behavior from the primary to tertiary creep and the strain softening behavior agreed well with the test results. We then checked the applicability of the numerical model to tunnel excavation problems using some calculations for virtual tunnel excavation. Finally, we verified the numerical model using the results of a loading experiment with a tunnel model that was performed using multi-purpose testing machine for rock masses.

概 要

膨張性地山の挙動を予測するため、ひずみ軟化とクリープを区別なく扱うことが出来る数値モデルを開発した。膨張性地山は堆積岩においてしばしば見られ、工期遅延の原因となっており、支保工設計のための適切な評価方法が必要となっている。時間が岩盤に及ぼす力学的影響を表す方法として、反応速度論を適用したことが本モデルの特徴である。この方法をリラクゼーションモデルとして定式化し、有限差分法のコードに組み込んだ。そして、クリープ試験と一定ひずみ速度の載荷試験の解析を行い、ひずみ軟化とクリープを同時に評価できることを確認した。次いで、仮想したトンネルの掘削解析を行い、トンネル掘削後における周辺岩盤の経時的なクリープとひずみ軟化挙動を同時に評価できることを確認した。最後に、岩盤多機能試験機によるソイルセメントを用いて作製されたトンネル模型の載荷実験を行い、本数値モデルを検証した。

1. はじめに

トンネル掘削中に膨張性地山に遭遇すると、掘進を停止しているにも関わらず、内空変位が増大することがある(例えば¹⁾)。この現象が進行すると、鋼製支保工の座屈や縫い返し、盤ぶくれなどが生じ、工期と工費に大きな影響を及ぼす可能性がある。そのため早急に適切な対策を施すことが重要となり、支保工を設計するための適切な膨張性地山の挙動を評価する方法が必要となっている。

室内試験で、岩石に一定の荷重を長時間作用させると、時間とともに変位が大きくなることが認められている。その挙動はクリープと呼ばれており、載荷時点からのひずみ速度の推移によって一次～三次クリープに分類されている²⁾。一次クリープは載荷直後から徐々にひずみ速度が遅くなる段階で、時間の対数とひずみ速度の対数をプロットすると直線状になる特徴がある。次に、ひずみ速度の低下が徐々に収束し、一定速度の状態が続く二次クリープが現れ、その後、ひずみ速度が加速的に大きくなり、破壊に至る三次クリープが生じる。それぞれの段階の継続時間は荷重が大きくなると短くなる。

膨張性地山のほとんどは堆積岩に見られ、その岩盤は節理などの不連続面が少ないため、連続体に近いと言える。そのため、トンネルに時間に依存する内空変位が生じるとき、その原因は不連続面のずれではなく、岩質内

部における微小な破壊に起因するものと推定でき、膨張性の要因の一つになっていると考えることができる。

これらの挙動を同時に扱う数値モデルとして、大久保ら³⁾による弾性係数の逆数であるコンプライアンスを応力と時間に依存して増加させるモデルや、大槻ら⁴⁾による弾・粘塑性モデルなどが提案されている。ただし大久保モデルは、三軸応力状態への適用に課題を残しており、大槻らによるモデルは解析に使用するパラメータが多く、それらの設定に時間を要し、FEMに組み込むことが難しい。そのため、時間に依存する挙動を評価するためには、ばね - ダッシュポット系のレオロジーモデル(例えば⁵⁾)が用いられることが多い。

そこで本研究では、クリープが発現する仕組みを仮定することにより、理解しやすく、クリープパラメータが少ない数値モデルを構築し、有限差分コードに組み込んだ。そして、三軸応力下において一定の荷重を作用させ続けるクリープ試験(以下、単にクリープ試験と称す)と一定ひずみ速度による載荷試験(以下、単調載荷試験と称す)の両者が実施されており、後述する一次～三次クリープとひずみ軟化が計測されている公表された試験を例⁶⁾に対してシミュレーションを行った。次に、仮想したトンネルの掘削解析を行い、有限差分法(FDM)への適用性を確認した。最後に、改良粘土によるトンネル模型のモデル実験を用いて実施された載荷試験を対象に、

検証解析を行った。

2. クリープモデルの概要

吉田ら⁷⁾は、硬岩のクリープの原因は微小なクラック先端の、応力腐食割れに伴うクラックの伸長であるとし、クリープ挙動を評価するための定式化を行っている。軟岩においても硬岩と相似的な一次~三次クリープが生じることから、本研究においても、クリープの原因は岩質内部の微小なき裂が伸長することであると仮定した。そして、以下のような仮定に基づくモデルを導入した。

- 微小なき裂は、それらの先端が進行と停留を繰り返すことにより伸長する。先端が硬い部分に遭遇すると、せん断応力と材料の強度に応じた短い時間停留した後、硬い部分が破壊され、再び伸長する。
- それぞれの微小なき裂にはそれらに対応する硬い部分が一つだけあり、全てのき裂が硬い部分を破壊するとクリープ破壊が生じる。
- 载荷開始時点 ($t=0$) におけるそれぞれのき裂の先端と、硬い部分との距離は同じではなくばらついており、距離を横軸に、その距離に対応するき裂の数を縦軸にグラフ化すると、Fig. 1に示すように正規分布の確率密度関数により近似できる。
- 微小なき裂の伸長量を表すパラメータとして無次元のスカラ量 s を仮定する (以下、 s 値と称す)。

Fig. 1の下段のハッチング部は $t=0, t_1, t_2, t_3$ の時までに破壊されたき裂の数、上段はそれぞれの時間におけるき裂の長さを表している。 $t=t_1$ のときは、き裂の先端は固い部分が最も多く分布する位置からまだ離れており、き裂の伸長量に対する硬い部分との遭遇回数が少ない。 $t=t_2$ となり、さらにき裂が伸長すると、硬い部分に遭遇、破壊するき裂の数が増加する。 $t=t_3$ の時点ではき裂の先端は固い部分が集中する位置を通過し、固い部分との遭遇回数が減少する。

各き裂の伸長量は同じと仮定しており、あるき裂が停留している間は他のき裂も伸長しないものとする。これは、停留中のき裂先端の硬い部分には応力が集中する反面、その力学的影響がおよぶ領域の応力は小さいため、その領域の他のき裂の先端は硬い部分に遭遇する手前で停止すると考えたためである。停留中の硬い部分が破壊されれば、次にき裂の先端が到達する硬い部分へと応力の集中する位置が移る。この領域の数は停留中の硬い部分の数と一致し、この領域の大きさが、特徴的なクリープが発現する最小の大きさと考えられることができる。

s 値は停留と増加を交互に繰り返しながら大きくなると仮定し、停留時間は硬い部分が破壊するために要する時間、次の停留までの増加量は、き裂が破壊してから、次の停留が生じるまでの伸長量に相当する。 s 値の増加速度 \dot{s} は、 s 値が単位量大きくなる間の停留回数 (停留密度) と、停留時間 T に反比例する式(1)で表される。 s 値と時間との関係の概念をFig. 2に示す。

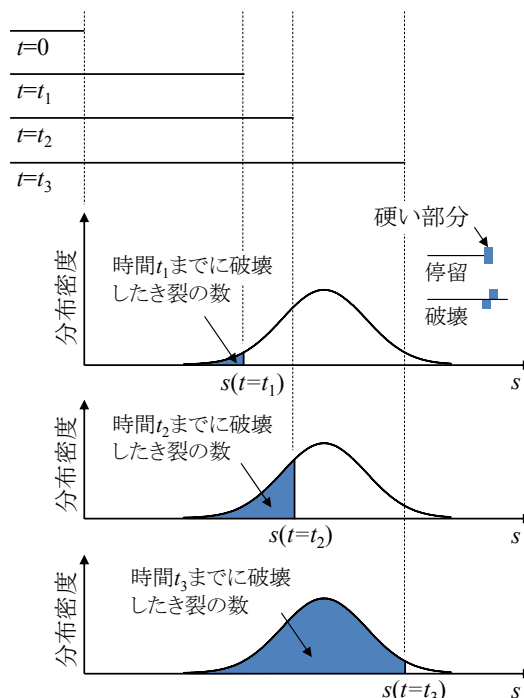


Fig. 1 き裂の先端位置と硬い部分との遭遇頻度との関係
Relation of Encounter Frequency and Extension of Crack

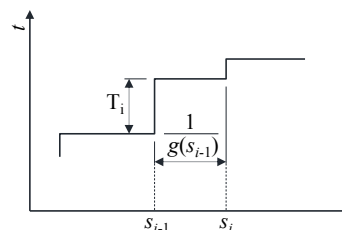


Fig. 2 s 値と時間との関係の模式図
Conceptual Diagram of Relation of Time and s -value

$$\dot{s} = \frac{1}{T \cdot g(s)} \quad (1)$$

$g(s)$: s 値によって変化する停留密度 (停留回数/ s 値)
 T : 停留時間

ここで、 $g(s)$ は式(2)の確率密度関数によって表されると仮定する。

$$g(s) = \frac{\alpha_1}{b_n \sqrt{2\pi}} \exp \left\{ - \left(\frac{s - a_v}{\sqrt{2} b_n} \right)^2 \right\} \quad (2)$$

b_n, a_v : 材料定数で s 値の分散と平均に相当
 π : 円周率
 α_1 : $g(s)$ の最大値

停留時間 T はせん断応力を表すパラメータ p の関数で計算できるものとした。 p は主応力空間上で表された応力の位置と、静水圧軸との距離とし、式(3)で計算できる。

$$p = \sqrt{2J_2} \quad (3)$$

$$J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ij}, \quad s_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma_n \quad (4)$$

σ_n : 静水圧($=\sigma_{ii}/3$)
 δ_{ij} : クロネッカーのデルタ

停留時間 $f(p)$ を求めるために、井上ら⁸⁾によって示された反応速度論を用いた方法を参考に、材料の強度と応力の差を活性化エネルギーと考えた式(5)で表されるアレニウスの式を適用した。

$$T = f(p) = \alpha_2 \exp\{q(h - p)\} \quad (5)$$

q, α_2 : 停留時間に対する応力の感度を表すパラメータ
 h : 材料の強度を表すパラメータ

材料の強度 h はDrucker-Pragerの破壊規準に従って式(6)のようにおいた。

$$h = c + \sigma_n \tan \phi \quad (6)$$

c, ϕ : 粘着力と内部摩擦角に対応するパラメータ

このモデルでは、式(5)に示されるように、材料の強度は停留時間によって考慮される。次に式(2)の $g(s)$ の係数を省いた関数 $G(s)$ を仮定して、

$$G(s) = \exp\left\{-\left(\frac{s - a_v}{\sqrt{2}b_n}\right)^2\right\} \quad (7)$$

$$F(q) = \exp\{q(h - p)\} \quad (8)$$

とし、式(2)と式(7)から $g(s)$ を $G(s)$ で表し、式(5)と式(8)から T を $F(p)$ で表して式(1)に代入すると、

$$\dot{s} = \frac{\sqrt{2\pi}b_n}{\alpha_1 F(p) \cdot \alpha_2 G(s)} \quad (9)$$

となる。この式には α_1, α_2, b_n の係数が含まれているが、それらを個々に設定するのではなく、まとめてフィッティングによって求めることを考え、1つのパラメータ α に置き換え、式(10)のようにおく。

$$\dot{s} = \frac{\alpha}{F(p) \cdot G(s)} \quad (10)$$

3. クリープモデルの構築

3.1 せん断応力 p の計算方法

ここではクリープモデルを有限差分法に組み込むため、Fig. 3に示すような、ばねとダッシュポットを直列に配置したリラクゼーションを表す単純Maxwellモデルを適用し、ばねに発生する力を p 、ダッシュポットに生じる変位を s とした。各解析ステップは、以下の二つの計算過程からなる。

まず、前ステップの不釣り合い力や荷重増分によって計算されたせん断応力の変化分 dp をばね力に加える。これはFig. 3のモデル両端に変位を加えることに相当する。次にモデル両端を固定し、各解析ステップの時間 dt と p からダッシュポットの変位 ds を計算する。ダッシュポットに変位が生じると p が小さくなり、リラクゼーションが生じる。 ds は p と s 値を用いて s を式(10)によって求め、 $ds = dt \cdot \dot{s}$ から計算する。 s 値の増加 ds に伴う応力 p の低下量 dp について、岩石の応力が高ければ一回の破壊による粒子同士のズレあるいは微小き裂の伸展長は大きくなると考

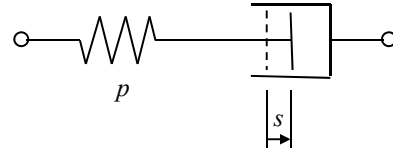


Fig. 3 リラクゼーションモデル
Relaxation Model

えられる。また、粒子結界面あるいは微小き裂面に対する垂直応力が大きければ微小なズレやき裂の伸展は小さくなると考えられる。そして、ひずみエネルギーは応力の二乗に比例し、摩擦エネルギーは垂直応力に比例することから、 s 値の増加に伴う応力の低下量は、バネ力 p の二乗に比例し、静水圧 σ_n に反比例するものとする。また、Fig. 3のばね係数を k とすると、 dp は ds と k の積にも比例するので、 ds と dp の関係として式(11)を仮定した。

$$dp = \frac{kp^2 ds}{\sigma_n} \quad (11)$$

3.2 p の低減に伴う応力の修正方法

前ステップのばね力(せん断力 p)と応力 σ_{ij} 、前述のリラクゼーションを減じた次のステップのせん断力 $p' = p - dp$ から新たな応力 σ'_{ij} を求める方法について以下に示す。

ここでは、粘性ひずみを塑性ひずみに置き換え、流れ則による弾塑性構成式に当てはめる。荷重ステップあたりの全ひずみ増分 $d\varepsilon_{ij}$ は式(12)で与えられる。

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^c \quad (12)$$

$d\varepsilon_{ij}, d\varepsilon_{ij}^e, d\varepsilon_{ij}^c$: ひずみ増分の全成分、弾性成分、粘性成分

$d\varepsilon_{ij}^c$ は流れ則を仮定すると式(13)で与えられる。

$$d\varepsilon_{ij}^c = H \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} \quad (13)$$

g : 粘性ひずみの方向を定める関数

H : 粘性ひずみの大きさを表わす未知のスカラー量

g については式(14)で示すDrucker-Pragerの降伏曲面を適用する。 H を求めることが、以下の定式の目的である。

$$g = \sqrt{2J_2} - \sigma_n \tan \psi \quad (14)$$

ψ : 粘性ひずみに伴う体積の変化率、 $\psi=0$ であればクリープひずみに伴う体積変化は0、 ψ が大きくなれば体積変化(ψ が正の場合は増加)も大きくなる。

リラクゼーション過程では全ひずみ増分 $d\varepsilon_{ij}=0$ であるので、式(12)と式(13)から式(15)が得られる。

$$d\varepsilon_{ij}^e = -H \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} \quad (15)$$

式(14)の g を応力で偏微分し、整理すると式(16)が得られる。ただし、 $\tan \psi = 3\psi'$ とおいた。

$$\frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{s_{ij}}{p} - \delta_{ij} \psi' \quad (16)$$

式(15)に式(16)を代入し、さらに、フックの法則である式(17)に代入すると、式(18)を得る。

$$d\sigma_{ij} = 2Gd\varepsilon_{ij}^e + \left(K - \frac{2}{3}G\right)d\varepsilon_{kk}^e \delta_{ij} \quad (17)$$

$$d\sigma_{ij} = -\frac{2GHs_{ij}}{p} + 3HK\psi' \delta_{ij} \quad (18)$$

K : 体積弾性率

次に、新しい偏差応力 s'_{ij} について、

$$s'_{ij} = s_{ij} + ds'_{ij} = s_{ij} + d\sigma_{ij} - \frac{d\sigma_{kk}}{3} \delta_{ij} \quad (19)$$

式(18)より、 $d\sigma_{kk}=9HK\psi'$ であるから、これを式(19)に代入し、さらに、 $d\sigma_{ij}$ に式(18)を代入すると、式(20)が得られる。

$$s'_{ij} = s_{ij} - \frac{2GHs_{ij}}{p} = s_{ij} \left(1 - \frac{2GH}{p}\right) \quad (20)$$

式(20)から

$$p' = \sqrt{s'_{ij}s'_{ij}} = \left(1 - \frac{2GH}{p}\right) \sqrt{s_{ij}s_{ij}} = \left(1 - \frac{2GH}{p}\right) p \quad (21)$$

となり、式(21)を H について解けば式(22)が得られる。

$$H = \frac{p - p'}{2G} = \frac{dp}{2G} \quad (22)$$

$dp=p - p'$ は式(11)から既知で、この H と式(16)を式(15)に代入すると $d\varepsilon_{ij}$ が得られ、式(17)から $d\sigma_{ij}$ を計算できる。

3.3 残留強度 r の設定

ここでは破壊した点の強度は0になるのではなく、それよりは低い強度を発現し続ける点に置き換わるものとする。破壊した点のみによる材料の強度(残留強度)を r とすると、 r は破壊点全体のうち、破壊が終わった点の占める割合 A に残留強度 S_r を乗じた式(23)で表される。

$$r = A \cdot S_r \quad (23)$$

そして、ある時点のせん断応力 p が r よりも小さければ s 値は変化せず、リラクゼーションは生じないものとした。このモデルによれば、破壊は全て三次クリープによるものと仮定していることから、その後、再びクリープが生じることはないと考えたことによる。割合 A は式(7)を s 値によって積分した式(24)で表される。

$$A = \frac{1}{2} \left\{ 1 + \operatorname{erf} \frac{s - a_v}{\sqrt{2}b_n} \right\} \quad (24)$$

erf: 誤差関数

載荷直後の s 値が小さい間は、 A は0に近く、クリープが進み、 s 値が大きくなると1に近づく。 S_r は破壊が完了した材料の粘着力と摩擦角 c_r および ϕ_r を用いて式(25)で表されるものとした。

$$S_r = c_r + \sigma_n \tan \phi_r \quad (25)$$

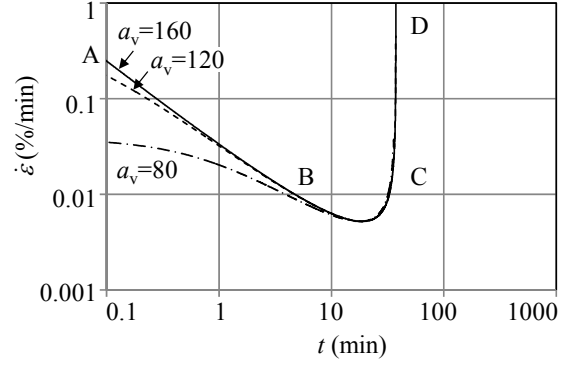


Fig. 4 a_v を変化させた時の $\log t - \log \dot{\varepsilon}$ 関係 ($b_n=40$)
Relation of $\log t$ and $\log \dot{\varepsilon}$ According to a_v

3.4 s 値の低減

以上のモデルでは、式(10)から $p=0$ としても必ず s 値は大きくなり、十分な時間がたてばクリープ破壊した状態となる。また、後述のトンネル掘削解析では掘削直後の s 値が0に近い間は式(10)の $G(s)$ が極めて小さいために、トンネル掘削の影響が及ばないモデル境界部の要素でも s 値が0にとどまらない結果となった。そのため、破壊点の一部は時間がたてばセメンテーションなどの作用によって再び結合すると考え、せん断力 p_0 において破壊と再結合が釣り合うように、式(26)で表される ds_{back} を減じる過程を加えた。 p_0 は s 値が大きならない上限の応力となり、クリープ破壊しない上限の応力に等しい。

$$ds_{back} = \frac{\alpha \cdot dt}{F(p_0) \cdot G(s)} \quad (26)$$

dt : 有限差分法のステップあたりの時間増分

3.5 パラメータの設定方法

以上から、解析のパラメータは $E, \nu, \alpha, a_v, b_n, k, q, c, \phi, c_r, \phi, p_0$ である。式(10)に式(7)と式(8)を代入して整理すれば、式(27)と式(28)によって表される A と B を用いることにより、必要なパラメータは $E, \nu, A, B, a_v, q, \phi, c_r, \phi, p_0$ となる。

$$A = \frac{\alpha}{b_n \exp(cq)} \quad (27)$$

$$B = \frac{k\alpha}{\exp(cq)} \quad (28)$$

このうち ϕ は、別途求められた通常の三軸圧縮試験によって得られるMohr-Coulombの内部摩擦角 ϕ_m と本数値モデルの摩擦角 ϕ の関係式によって求められる。

$$\tan(\phi' + \psi) = \frac{\sqrt{2}}{2} \left(2t_m^2 + 2t_m \sqrt{t_m^2 + 1} + 1 \right) \quad (29)$$

$$\tan \phi' = \frac{\tan \phi}{\sqrt{3}}, \tan \psi = \frac{1}{\sqrt{2}} \quad (30)$$

$$t_m = \tan \phi_m \quad (31)$$

次に a_v について、Fig. 4に a_v を変化させた場合のクリープ曲線を示す。用いたパラメータは後述のTable 2のCase 1

に合わせた。この図から、本数値モデルは、載荷開始から両対数グラフ上で直線的にひずみ速度が低下する一次クリープ(図中A-B)、その後、下に凸の曲線となりひずみ速度が小さい状態が続く二次クリープ(図中B-C)、そして、急激にひずみ速度が大きくなる三次クリープ(図中C-D)に至る特徴的な挙動を評価できることが分かる。また、図から a_v は $\dot{\epsilon}$ が最小になる時間と $\dot{\epsilon}$ の最小値には影響をおよぼさず、 a_v を大きくすれば直線部が長くなることが分かる。典型的なクリープ曲線の評価するためには、 $a_v \geq 4b_n$ 程度とすればよい。

q については異なるひずみ速度による2ケースの単調載荷試験の結果から設定できる。Case1とCase2の載荷速度をそれぞれ $\dot{\epsilon}_1$ 、 $\dot{\epsilon}_2$ とし、それらに対するピーク時の p_1 、 p_2 を式(6)と式(8)、式(11)、そして、ピーク時は式(7)の $G(s)=1$ に対応することが別途検討から分かっていることを利用して求め、 q について解くと、式(32)が得られる。

$$q = \frac{\log\left(\frac{\dot{\epsilon}_2 p_1^2 \sigma_{n2}}{\dot{\epsilon}_1 p_2^2 \sigma_{n1}}\right)}{(\sigma_{n1} - \sigma_{n2}) \tan \phi - p_1 + p_2} \quad (32)$$

ただし、 σ_{n1} と σ_{n2} はCase1とCase2のピーク応力時の平均応力である。

A と B について、Fig. 5に A と B を変化させた場合のクリープ曲線を示す。 A を小さくすればクリープ曲線はグラフ上で右側に平行移動し、 B を大きくすれば上方に平行移動する。例えば、Case1とCase2の単調載荷試験のひずみ速度 $\dot{\epsilon}_1$ および $\dot{\epsilon}_2$ 、ピーク応力 σ_1 および σ_2 からパラメータを設定する場合、先ず式(32)から q を求め、 σ_1 と σ_2 を軸応力としたクリープ試験の解析を行い、最小ひずみ速度がそれぞれ $\dot{\epsilon}_1$ に一致するように B を調整する。次に、任意の荷重によりクリープ試験を行い、得られたクリープ曲線の直線部の位置に計算結果が一致するように A を調整する。クリープ試験では、直線部の位置が明確になればよく、クリープ破壊まで試験を継続させる必要はない。

ここで、Fig. 4とFig. 5は膨張性地山の内空変位の進行に比べて速いものとなっているものの、これは、強度に対する荷重が大きいためであり、ここで設定したパラメータによるトンネル掘削解析では後述するように、長期的な低ひずみ速度の挙動を評価できている。

その他、 c_r と ϕ_r は通常の三軸圧縮試験において完全に破壊した後の材料の強度定数である。また、 p_0 の設定は後述するように今後の課題であるものの、必要な評価期間においては結果に及ぼす影響は小さいと判断している。

4. 三軸圧縮試験のシミュレーション

4.1 試験条件および入力物性値

同じ材料で、典型的な一次~三次クリープと、ひずみ軟化現象が併せて示されている文献データを例として、本数値モデルを適用した。対象とした試験は泥岩および堆積軟岩について実施されたものであり、それぞれCase1⁶⁾とCase2⁴⁾とした。解析モデルは三次元の1要素モデ

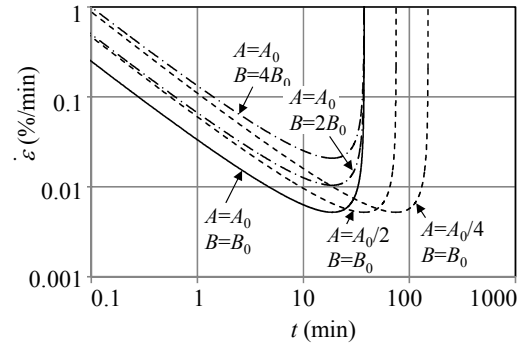


Fig. 5 A と B を変化させた時の $\log t - \log \dot{\epsilon}$ 関係 ($A_0=5.71 \times 10^{-7}$, $B_0=1.37 \times 10^{-7}$)
Relation of $\log t$ and $\log \dot{\epsilon}$ According to A and B

Table 1 試験条件
Conditions of Tests

	単位	Case1 ⁸⁾	Case2 ⁴⁾
拘束圧 σ_n	MPa	0.6	0.5
ひずみ速度(載荷)	%/min	0.1	0.01

Table 2 解析に用いたパラメータ
Parameters for Creep Analysis

	単位	Case1	Case2
ヤング率	MPa	900	900
ポアソン比	-	0.2	0.2
A	1/min	5.71×10^{-7}	1.90×10^{-14}
B	1/min	1.37×10^{-7}	4.55×10^{-15}
α	1/min	0.001	0.001
a_v	-	300	300
b_n	-	40	40
k	-	0.006	0.006
q	1/MPa	21	21
c	MPa	0.18	1
ϕ	deg	47	41
c_r	MPa	0	0
ϕ_r	deg	51	56
p_0	MPa	0.01	0.01

ルとし、試験と同じ拘束圧を導入した。試験条件と入力パラメータをTable 1およびTable 2に示す。入力パラメータは、前章に示したように先ず三軸圧縮試験の結果から ϕ を設定し、式(32)から q を求める。そして、クリープ試験によって得られた $\log t - \log \dot{\epsilon}$ 曲線にフィットするように A と B を調整した。その後、単調載荷試験の結果にもよく一致するように ϕ および A と B を再調整した。

q はクリープ試験においては載荷応力と破壊時間との関係、単調載荷試験においては、載荷速度とピーク強度の関係を表し、 A と B はFig. 5に示したように、それぞれのひずみ速度カーブの下限点の水平位置と上下位置を表している。このように、それぞれのパラメータの解析結果に対する効果は明確であり、結果とパラメータセットは一对一対応している。そのため、比較的容易にパラメータを設定できる。Table 2の α (式(10)で示される停留密度と停留時間の積の逆数と s との比例定数)、 a_v 、 b_n (き裂先端と硬い部分との距離の平均と分散)、 k (Fig. 3のばね

値), c (式(6)の破壊規準の粘着力に相当する項) は, 物理的意味は A と B よりも分かりやすいが, 式(27) と式(28) の A と B を一定に保つように α , b_n , k , c を変化させても解析結果は同じになるので, 同じ結果を与えるパラメータセットは一通りではなく, これらを入力パラメータとすると設定が煩雑になる。式(27) と式(28)を用いて α , b_n , k を逆算すると各パラメータとも Case1 と Case2 で近い値で表すことができたため, 一致するようにした。その結果, 再び式(27) と式(28)により A と B を修正したが, 結果への影響はほとんどなかった。

ヤング率は単調荷重試験の初期勾配が一致するように設定し, ポアソン比は0.2とした。ポアソン比は, 以下のクリープ試験, 単調荷重試験の解析結果にはほとんど影響を及ぼさないため, 仮定値である。

4.2 解析結果

Fig. 6に, Case1の単調荷重試験と解析結果の比較を示す。以下に掲載する試験結果のグラフは文献4) と6) のプロットを読み取ってデータ化し, 描いたものである。図から数値モデルは, 応力 - ひずみ関係が上に凸の曲線となっており, 荷重開始からピーク応力までのひずみ硬化と, ピーク後から残留強度に至るひずみ軟化現象を評価できることが分かる。図中には $s=250, 300, 350$ となった時点を示した。停留密度関数 $G(s)$ がピーク ($s=a_v$) のときに, 軸差応力が最大となることを確認できる。

Fig. 7にCase1のクリープ試験の結果と, 解析結果の比較を示す。図中の%の値は単調荷重試験によるピーク荷重とクリープ試験に用いた荷重との比を表している。クリープ試験の荷重を単調荷重試験によるピーク軸差力と同じにしたケース (図中の100%の線) では, 最小ひずみ速度は, 単調荷重試験に用いたひずみ速度 (0.1%/min) と一致している。図中の s 値に着目すると, 一次クリープの間は, $s < a_v$ で $G(s)$ は単調増加であるため, ダッシュポットの抵抗が高くなることによってひずみ速度が小さくなっていく。二次クリープは $G(s)$ が大きい状態で低いひずみ速度が続き, $s=a_v$ となると, ひずみ速度が最小となる。三次クリープは $G(s)$ が小さくなることによってダッシュポットの抵抗が低下することによって変位速度が大きくなる。このように, 式(10)は単調荷重試験においては降伏曲面を変えることなくひずみ硬化, 軟化を表すことになり, クリープ試験においては一次~三次クリープを表す。

Fig. 8にCase2の単調荷重試験と解析結果の比較を示す。ここで適用したDrucker-Pragerの破壊規準に則れば, ピーク軸差力と拘束圧の関係は線形となる。図から, 拘束圧 σ_c が1.5から1, 1から0.5MPaに0.5MPaずつ低下するに従って, 試験によるピーク軸差力はともに約0.7MPaずつ低下しており, $\sigma_c = 0.5 \sim 1.5$ MPaの範囲のピーク軸差力は σ_c に関して線形関係に近いことが分かる。Table 2に示した摩擦角 ϕ はこの関係の勾配から設定した。一方, σ_c が0.5から0.1MPaに低下したときのピーク軸差力の低下量は約

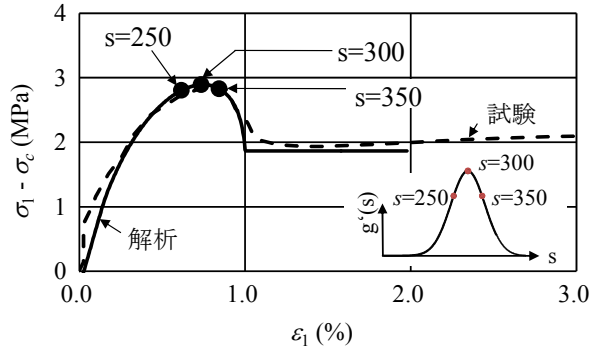


Fig. 6 軸ひずみ ϵ_1 と軸差応力 $\sigma_1 - \sigma_c$ の関係の比較 (Case1, $\sigma_c = 0.6$, $\dot{\epsilon}_1 = 0.1\%/min$)
Relation of Axial Strain and Deviator Stress

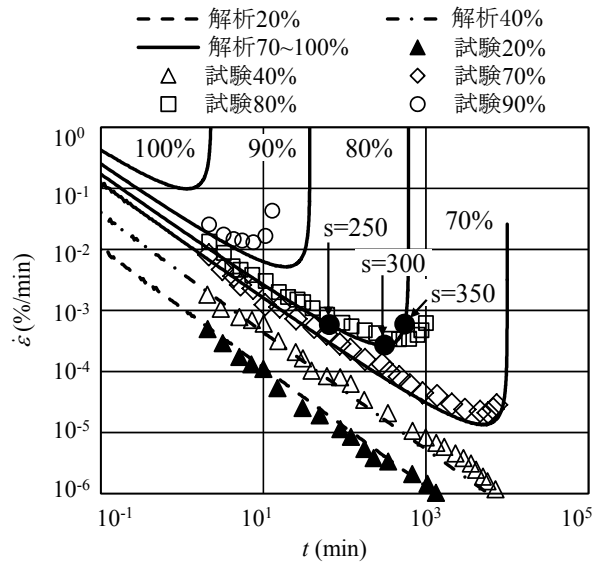


Fig. 7 クリープ試験による時間-ひずみ速度関係の比較 (Case1, $\sigma_c = 0.6$ MPa)
Time History of Strain Rate by Creep Test and Simulation

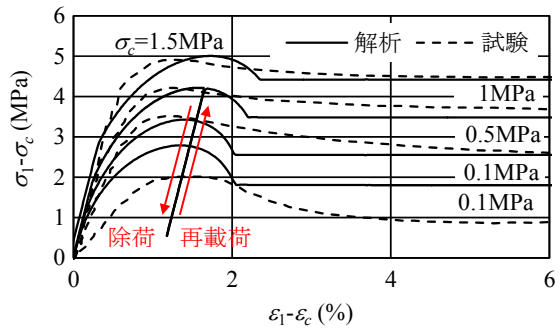


Fig. 8 荷重試験による軸差ひずみ - 軸差応力関係の比較 (Case2, $\dot{\epsilon}_1 = 0.01\%/min$)
Relation of Deviator Strain and Deviator Stress

1.5MPaであり, 他の3ケースによる線形関係から外れている。そのため, σ_c が0.5~1.5MPaのケースは試験結果とよく一致しているものの, $\sigma_c = 0.1$ MPaの結果は一致していない。式(25)の破壊規準をさらに検討すれば, 全体的な拘束圧に対して一致させることができると考える。

$\sigma_c=1\text{MPa}$ の解析ではピーク付近で除荷と再載荷を、同じ変位速度で行った。ある程度クリープが進んだ材料を再載荷する場合、式(23)による残留強度 r が大きくなっており、再載荷直後は $p < r$ であるため、クリープが生じず弾性的に軸力が大きくなる。 $p=r$ となった後は s 値が増加し始め、クリープが生じて上に凸な応力-ひずみ曲線となる。図に示すように、このモデルでは載荷中に一旦除荷しても、その後の応力-ひずみ関係にはほとんど影響を及ぼさないことが分かった。

Fig. 9にクリープ試験と解析結果の比較を示す。載荷荷重が単調載荷試験によるピーク荷重の90%と80%の解析結果は試験結果とよく一致している。このグラフの100%の最小ひずみ速度が単調載荷試験のひずみ速度である0.01%/minに一致しないのは、グラフの縦軸のひずみ速度と、単調載荷試験で制御されているひずみ速度がそれぞれ、軸差ひずみ速度と軸ひずみ速度で表されているためである。

5. トンネルを模擬したモデルの解析

本章では無支保のトンネルを模擬したモデルを対象に、掘削に伴うクリープ解析を行い、安定した解析が可能であるかを確認した。トンネルの高さ H は5.8mでトンネル天端の土被りは $1.9H$ 、底盤から下方は $3.3H$ 、トンネル幅 D は5.45mで側方のモデル化範囲は $10D$ とし、半断面モデルとした。また、解析モデルは厚みを持っており、トンネル軸方向の変位を固定することにより、平面ひずみ状態とした。境界条件は、モデル底面を固定、左右側方を水平方向のみ固定、上面は自由とした。

物性値は、 c を0.2MPaと丸めた以外は、Table 2のCase1と同じとし、初期応力は土被りに比例した静水圧状態とした。解析手順は、まず、初期応力を各要素に割り当てて自重を作用させ、有限差分法の収束解析によって不釣り合い力を十分小さくする。その後、 $t=0$ においてトンネル内の要素を削除し、外力は自重のみで一定とし、クリープ解析を行った。

Fig. 10に天端の沈下速度と時間 t の両対数プロットを示す。ここでは参考のため、 c を0.5倍と2倍にしたケースも解析した。沈下速度最小時の天端沈下量は0.94cmであった。また、図から、時間と天端沈下速度の関係は、クリープ試験によるひずみ速度 (Fig. 7, Fig. 9) と相似した関係となっている。二次クリープの最終段階、即ち、まさに三次クリープに移行しようとする時間として、沈下速度が最小になる時間は、 c が0.5倍~2倍の場合でそれぞれ約5か月、3.5年、170年となった。

Fig. 11に、最大せん断ひずみの分布を示す。図から、ひずみ軟化解析で見られるようなせん断帯が、時間とともに伸長する挙動を評価できていることが分かる。この領域は掘削直後から徐々に伸びるのではなく、約8年後に現れ、急速に発達した。

ここで、パラメータ α を大きくすれば、解析上、相似

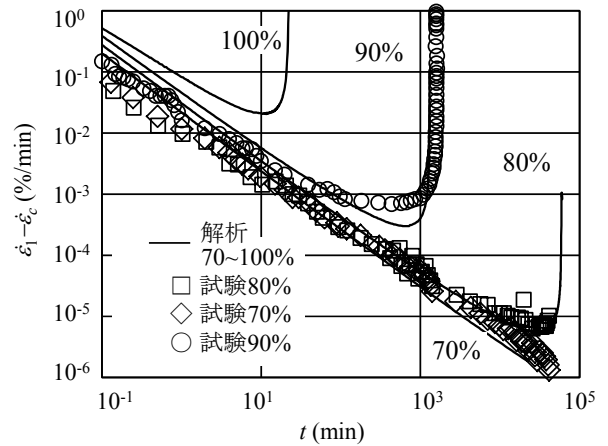


Fig. 9 クリープ試験による時間-ひずみ速度関係の比較 (Case2, $\sigma_c=0.5\text{MPa}$)
Time History of Strain Rate by Creep Test and Simulation

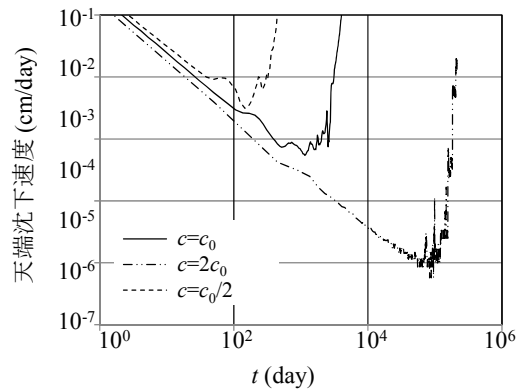


Fig. 10 天端変位速度の時刻歴 ($c_0=0.2\text{MPa}$)
Time History of Settlement Velocity of Tunnel Crown

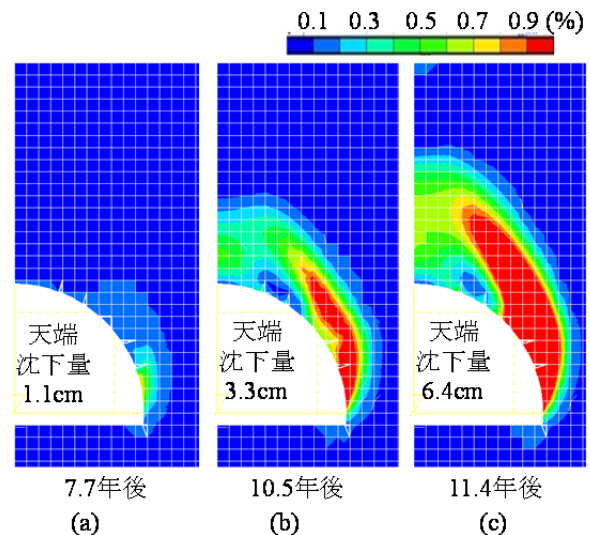


Fig. 11 最大せん断ひずみの分布
Distribution of Maximum Shear Strain

的な挙動が短時間で生じることになる。未固結の地山に土被りが小さいトンネルをNATMで掘削すると、場合によってはせん断帯がトンネル壁面から上方に伸長するこ

とが報告されている⁹⁾。また、トンネル完成から20年経過した後でも覆工に作用する土圧が大きくなり、変状が現れた例も見られる¹⁰⁾。本数値モデルの結果はこれらの挙動と近似的であることから、施工中の短期的な挙動から供用後の長期的な挙動まで適用できるものとする。

本解析では、トンネル掘削の影響が及ばない、 p が0に近い要素まで s 値が大きくなることを防ぐため、 p_0 を小さな値(0.01MPa)とした。 p_0 を小さくすれば、 s 値の低減を考慮することによるトンネル周辺岩盤の応力・変位への影響はほとんど現れない。それは、 s 値の増分は p の指数関数であり、 p が p_0 よりも大きくなると、 s 値の増分に対する低減量の割合が急激に小さくなるためである。また、このように初期せん断応力が0に近い場合は、式(3)から $p>0$ で、 s 値が大きくなっても p はそれ以上小さくならず、応力の変化は小さい。そのため、本解析ではトンネル遠方の s 値が大きくなることによる影響は小さい。

初期せん断応力 p_i を考慮する場合、強度 c が p_i よりある程度大きければ、トンネルから十分離れた要素がクリープ破壊するまでの時間は長くなるため、 s 値の低減を考慮することなく十分必要な期間の評価が可能である。もう一つの方法として、初期応力状態においては、破壊と再結合が釣り合っており、 s 値は増加しないと考えると $p_0=p_i$ とする方法も挙げられる。初期せん断応力を考慮する方法については、さらに検討を続ける必要があると考える。

6. 模型実験による数値モデルの検証

本章では、開発した数値モデルを検証するため、トンネルを円形の貫通孔として模擬した模型に対し、岩盤多機能試験機による載荷実験を行った。この試験機は、一辺最大70cmの立方体岩盤による三軸圧縮試験が可能で、上下方向に10MN、前後左右から5MNまで載荷できる。

6.1 模型の概要

材料として、トンネルの遠心載荷試験模型¹¹⁾で使われた実績があるソイルセメントを用いる。目標とするソイルセメントの強度は、載荷荷重を上限とした時に発生する応力4MPaに対し、地山強度比 $G_n=1/4$ を仮定して $q_u=1\text{MPa}$ とした。載荷荷重の上限値は治具の耐力に余裕を見て1MNとした。Table 3に配合を示す。

供試体(以下、模型)の寸法は一辺約500mmの立方体とし、中央部に直径60mmの孔を設け、トンネルを模擬する。載荷中における模型を平面ひずみ状態に近づけるため、模型の前面と背面に、トンネル軸方向(面外方向)の変位を拘束するための治具を施す。模型の左右の面は試験機の載荷板に接しており、鉛直方向とともに水平方向にも荷重を加える。Photo 1に、ソイルセメントを打設中の模型と灰色のH鋼と開口部を持つ鉄板からなる治具を装着した模型を示す。Photo 1に白く見える正方形の開口部には厚さ3cmのアクリル板を施しており、円孔の変位をデジタルカメラ画像によって計測する。

Table 3 ソイルセメントの配合
Blending Ratio of Soil Cement

出来上がり 約1m ³	粘土(乾燥)	水	セメント
	1071.4kg	619.4kg	109.2kg

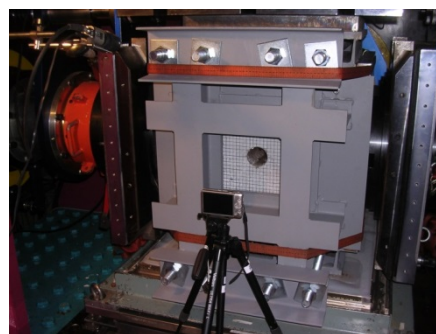


Photo 1 治具を装着した模型
Tunnel Model applying a Jig

6.2 パラメータの設定

トンネル模型打設時に作製したコアについて、内部摩擦角 ϕ を設定するために、三軸圧縮試験を実施した。Mohr-Coulombの内部摩擦角は三軸圧縮試験の結果 $\phi_m=15.5^\circ$ を勘案して 20° とした。式(29)~式(31)から本モデルの摩擦角 $\phi=32^\circ$ となる。また、残留強度の内部摩擦角は、同じ試験の結果から $\phi_m=30^\circ$ とした。同じように $\phi=44^\circ$ となる。

クリープパラメータを設定するため、荷重を単調増加させた一軸圧縮試験を実施した。供試体は模型を打設する時に作成した $\phi=5\text{cm}$ 、 $h=10\text{cm}$ のもので、模型実験を実施する時期に合わせて試験を行うことにより、材令を整合させた。また、荷重の増加速度は6MPa/hrと0.5MPa/hrの二通りとした。解析結果が試験結果に一致するように、クリープパラメータについてフィッティング解析を行った結果をFig. 12に示す。解析結果は、異なる載荷速度による応力-ひずみ曲線をよく表していることが分かる。Table 4に設定されたパラメータを示す。ここでは評価期間が短いため、 s 値の低減は考慮しない。

本数値モデルでは、ひずみ硬化・軟化も含めた非弾性ひずみの全成分をクリープとして評価しており、載荷条件に関わらず非線形挙動をフィッティングさせることによりクリープパラメータを設定でき、必ずしもクリープ試験を必要としない。そのため、模型実験の荷重を今回のような単調載荷としても、数値モデルの検証に適用が出来るものとする。

6.3 載荷条件

Fig. 13に載荷荷重を模型の断面積で除し、応力とした値を示す。赤色線のx方向は水平方向、z方向は上下方向であり、応力で2MPaは、荷重500kNに相当する。z方向荷重は実験中に変形が速くなった時点で荷重の増加速度を遅くしたため、勾配が途中から小さくなっている。x方向の荷重は、x方向応力が1MPaとなるように設定した。

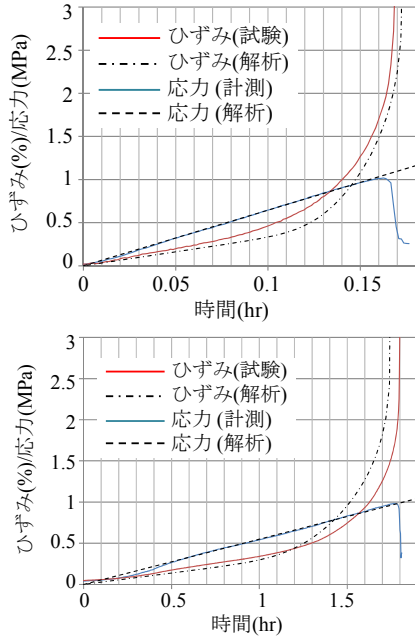


Fig. 12 一軸圧縮試験の結果の比較
(上: 荷重速度: 6MPa/hr, 下: 0.5MPa/hr)
Comparison of Results of Unconfined Compression

別途実施した一軸圧縮試験により、ここで用いた材料は荷重を加えられると圧密され、強度が高まるため、一定荷重でクリープ破壊を生じさせることは困難であると判断された。そのため、荷重を時間とともに増加させる載荷方法とした。

6.4 解析モデル

面外方向に1層分だけモデル化し、解析モデルの厚さは1mmとした。モデルの幅は250mm、高さ500mmの半モデルとし、モデル上面と側面にFig. 13に示したように時間とともに増加する面荷重を作用させた。節点数2036、要素数952である。

境界条件は、平面ひずみ状態となるように、全ての節点の面外方向の変位を固定する。また、下面は全方向固定とする。上面と側面は奥行方向以外、即ち、水平方向と上下方向は自由とする。自重による影響は小さいと考え、考慮しない。

6.5 解析結果

Fig. 14に内空変位の実験結果と解析結果を示す。実験の内空変位は模型前面を撮影したデジタル画像から変位を読み取って計算した。水平方向の変位(△)については、 σ_z が500kPa以下の段階において約1mm内空が大きくなるような計測値となったため、この部分の内空変位が0となるように、全体的にプロットを1mm上方にシフトさせている。上下方向はシフトさせていない。荷重を徐々に大きくしているにも関わらず、水平方向の変位は500kPaで、上下方向の変位は700kPaでそれぞれ拡張する

Table 4 解析に用いたパラメータ
Parameters for Creep Analysis

E MPa	ν	α 1/min	a_v	b_n	k
200	0.16	0.001	100	40	0.015
q 1/MPa	c MPa	ϕ deg	c_r MPa	ϕ_r deg	
25	0.22	32	0	44	

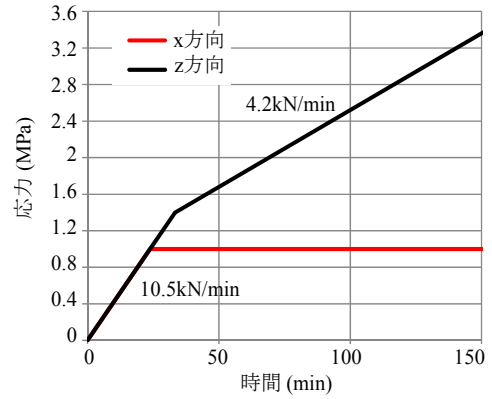


Fig. 13 載荷荷重
Lateral and Vertical Load

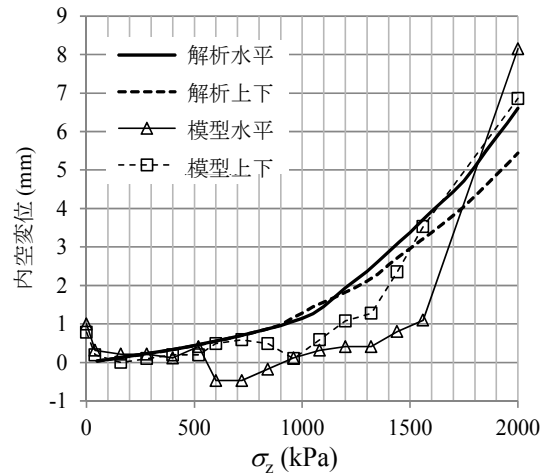


Fig. 14 内空変位の実験結果と解析結果
Convergence by Experiment and Analysis

方向の変位が計測されている。理由としては、変位の読み取り誤差の他に、アクリル板と模型との摩擦も考えられる。例えば、アクリル板と模型とのずれが急激に上下方向に生じる場合、水平方向の内空が広がるような挙動が発生することが考えられる。1000kPaまでの実験結果の上下方向と水平方向の変位が正負対称的であるのは、円形の弾性的な変形による影響であると考察できる。

解析結果は載荷荷重に対して放物線状に増加しており、上述のような内空が大きくなるような変位は再現されないものの、全体的には実験結果と概ね一致している。

Fig. 15に2000kPaの時点における模型の破壊状況と解析による最大せん断ひずみの分布を示す。模型のき裂の位置や方向が解析によって得られた最大せん断ひずみが大きい領域とよく一致していることが分かる。

7. まとめ

本研究における成果を以下にまとめる。

- クリープの進行を表すパラメータとして s 値を導入し、クリープとひずみ軟化を同時に評価できる数値モデルを構築した。
- s 値の増大による応力の変化を解析するために、ばねとダッシュポットからなるリラクゼーションモデルを用いて定式化し、FDMコードに組み込んだ。
- 公表されている単調載荷試験とクリープ試験を例に、1要素モデルによるFDM解析を行った。
- 単調載荷試験の解析では、試験によって計測されたひずみ硬化と軟化を表すことができた。クリープ試験では一次~三次クリープまで適切に表すことができた。また、破壊規準を容易に設定できることを確認した。
- トンネルを模擬したモデルに対して解析を行い、ひずみ軟化によるせん断帯の伸長と、クリープによる変位の時刻歴を同時に評価できることを確認した。
- 岩盤多機能試験機によるソイルセメントを材料としたトンネル模型実験の結果を用いて、数値モデルの検証を行った結果、内空変位については実験結果に近い傾向が得られ、模型に発生したき裂はせん断帯の発生位置と整合することが分かった。

以上から、ここで構築した数値モデルは、膨張性地山のトンネル掘削後の挙動評価に適用できると考える。課題として、以下のことが挙げられる。

- 停留密度関数として正規分布を用いると、両対数グラフでの時間とひずみ速度関係の直線部の勾配を変えることができない。試験によるこの区間の勾配が異なる場合は、異なる関数を検討する必要がある。
- このモデルは式(11)から静水圧が引張になると解析できないため、静水圧が0以下にならないように制限を設けている。引張応力状態におけるクリープについては、まず、経時的な挙動を試験的に把握することが必要と考える。
- 本モデルではトンネルから十分離れた要素の s 値が大きくなるという問題を解決するため、破壊した硬い点の一部が、時間がたてば再結合すると考え、 s 値を低減させる計算を加えた。初期状態でせん断応力を考慮する場合や、高レベル放射性廃棄物処分の評価に求められるような長期的な挙動を扱う場合はこの仮定が解析結果に影響をおよぼす。 s 値を低減する方法の妥当性についての検討、あるいは、さらに説明性の高い仕組みの探索を継続していく必要がある。

参考文献

- 登坂敏夫, 前田昌康, 福田勝美, 西村元男: 膨張性軟

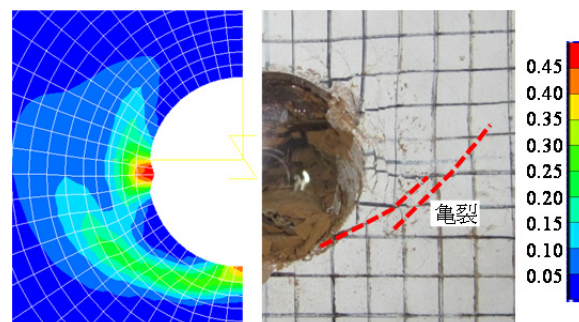


Fig. 15 解析による最大せん断ひずみの分布と模型に生じたき裂

Distribution of Maximum Shear Strain by Analysis and Cracking of the Experimental Model

- 岩における二次覆工の設計に関する考察, 土木学会論文集, No. 623/VI-43, pp. 109-118, 1999.
- 土木学会軟岩力学委員会: 軟岩評価 — 調査・設計・施工への適用 —, p.213, 2001
 - 大久保誠介, 福井勝則, 羽柴公博: コンプライアンス可変型構成方程式の拡張と三城目安山岩の一軸圧縮・引張強度試験による検討, 資源と素材, Vol.119, pp. 541-546, 2003.
 - 大槻英夫, 田坂嘉章, 鈴木康正, 大森剛志, 岸田潔, 足立紀尚: 土・水連成ひずみ軟化型弾粘塑性モデルの拡張と堆積軟岩空洞掘削問題への適用, 第35回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp. 231-236, 2006.
 - 東幸宏, 蔣宇静, 李博, 高橋俊長, 山田浩幸: 膨張性地山に施工されたトンネルの変形解析手法の検討に関する研究, 第40回岩盤力学に関するシンポジウム講演集, pp. 50-55, 2011.
 - 西好一: 地盤材料の弾-塑性挙動と構造物基礎の設計への応用に関する研究, 電力中央研究所報告304, 1982.
 - 吉田秀典, 堀井秀之: マイクロメカニクスに基づく硬岩のクリープ挙動の一予測手法, 第24回岩盤力学に関するシンポジウム講演集, pp. 261-265, 1992.
 - 井上純哉, 飛内英明, 浅羽俊之: 軟岩の時間依存型構成則と変形の局所化に関する一考察, 応用力学論文集, Vol. 6. pp. 397-405, 2003.
 - 北川隆, 中山範一, 松長剛, 芥川真一, 小西真治: ひずみ軟化モデルによる地表面沈下予測の適用性に関する研究, トンネル工学論文集, 第14巻, pp. 53-60, 2004.
 - 小島芳之, 太田岳洋: 地圧の作用による山岳トンネルの変状対策のあり方, 応用地質, 第54巻, 第6号, pp. 251-263, 2014.
 - 高橋真一, 杉江茂彦: 未固結地山のトンネル掘削を模擬した遠心模型実験, 地盤工学研究発表会発表講演集, Vol.40, 分冊2, pp. 1867-1868, 2005.