

軟岩の掘削影響領域における透水性変化モデルの提案

郷家 光男¹・岸野 佑次²

¹正会員 清水建設株式会社 技術研究所 (〒135-8350 東京都江東区越中島三丁目 4-17)

E-mail: m-gohke@shimz.co.jp

²フェロー会員 東北大学名誉教授 (〒980-8579 宮城県仙台市青葉区荒巻字青葉 06)

岩盤中に空洞を掘削すると、その周辺岩盤には掘削影響領域 (EDZ) が生じることが知られている。放射性廃棄物の地層処分における安全性を評価するためには、掘削影響領域の透水性の変化を予測・評価できることが必要である。軟岩の場合、基質部のせん断変形に伴う透水性変化には、内部の微小き裂の開・閉口が関わっていると考えられる。本研究では、粒状要素法の粒子間相互作用の力学モデルに引張り抵抗や粘着力を付与することで、軟岩のマクロな力学特性を再現した。そして、粒子間に微小き裂が存在すると仮定して、微小き裂のメカニズムに基づく透水係数テンソルを提案した。解析の結果、透水係数の変化の予測値は実験値と同様の傾向を示した。

Key Words: *soft rock, excavation disturbed zone, permeability, microcrack, granular element method*

1. はじめに

岩盤中に空洞を掘削すると、周辺岩盤の力学特性、水理学特性、地球化学特性などが変化する領域が生じることが知られている。このような領域は掘削影響領域と呼ばれているが、放射性廃棄物の地層処分では岩盤の低透水性を重要視していることから、掘削影響領域が処分場閉鎖後に放射性核種の選択的な移行経路となつて、安全性に影響を与えることが懸念されている¹⁾。したがって、処分場の安全性を議論するためには、坑道掘削時に周辺岩盤の透水性がどのように変化するかを事前に予測・評価できることが必要であると考えられる。

軟岩を対象として周辺岩盤の透水性変化を検討する場合、割れ目の透水性が支配的な硬岩とは異なり、割れ目の透水性変化だけでなく、基質部の変化も考慮する必要があると考えられる。また、地層処分では、より深い場所に廃棄物を処分できることが望ましいことから、坑道周辺岩盤は応力的に厳しい条件におかれることが予想される。そして、非弾性的な変形の進行に伴い基質部の透水性が増大すると考えられたことから、筆者の一人²⁾は、来待砂岩を対象として、せん断破壊の進行に伴う基質部の透水係数の変化について実験を行っている。そこでは、有効拘束圧が小さい場合、ひずみ軟化および残留強度状態に達すると、透水係数は大幅に増加する結果が得られている。

基質部のせん断破壊の進行に伴う透水性変化を予測するモデルを構築しようとした場合、室内試験で得られたデータを基にして構築することが考えられ、これまでに、ひずみレベルと拘束圧レベルにより透水係数の増加を予測する方法^{3)・4)}や、体積ひずみの関数として予測する方法⁵⁾などの幾つかの研究事例が見られる。

せん断破壊に伴う透水性の変化のメカニズムについては、せん断変形時に供試体内部に新たに微小き裂が発生することによって、透水性が増加すると考えられるが、そのようなメカニズムに着目して透水性変化の予測モデルを構築した事例は、今までにほとんど見られない。そこで、本研究では、供試体内部で起きているメカニズムに着目した透水性変化の予測モデルを構築することを目的とした。

メカニズムに着目した透水性変化の予測モデルの構築を阻んでいる大きな理由としては、供試体内部で起こる微小き裂の発生・進展を定量的に予測することが困難なためと考えられる。そこで、本研究では、離散体解析法の一つである粒状要素法⁶⁾の粒子間相互作用の力学モデルに引張り抵抗や粘着力を付与することによって、堆積軟岩のマクロな力学特性を表現することを試みた。このモデルでは、結合していた粒子間で引張り、またはせん断破壊が起これば、そこで岩石中で新たなき裂が発生・進展するものとした。

軟岩内の水の流れは基本的には間隙内の流れであるが、

き裂が発達してくると高い透水性を示してくると思われる⁷⁾。また、青木ら⁸⁾の研究も参考にして、本研究では、微小き裂の発生・進展による透水特性の変化を評価するために、粒子間距離の変化が微小き裂の開口幅の変化に対応するものとした。そして、微小き裂の開口幅や方向などの幾何情報に基づいて、透水性変化を予測できるモデルの構築を試みることにした。

本論文の構成として、第2章では堆積軟岩の透水特性を調べる室内透水試験について、第3章では、引張り抵抗と粘着力を考慮した粒状要素法について、第4章では、微小き裂の幾何情報に基づいた透水係数の算定方法について、第5章では、結論を述べている。

2. 軟岩の透水特性

(1) せん断変形下の透水特性

a) 試料および実験装置

実験に用いた岩石は、砂質軽石混じり凝灰岩であり、最大 20mm 程度の軽石を含んでいるが、ほとんどの軽石は、約 10mm 以下の大きさであった。供試体作成前のボーリングコア（直径約 60mm）の外観を写真-1に示す。このようなボーリングコアから実験に使用する供試体を作成した。また、間隙率は 50%であった。

供試体の寸法は直径 50mm、高さ 100mm とした。試験装置の制約から供試体の直径を 50mm としたが、供試体の直径は構成粒子の最大寸法の 5 倍以上が望ましい⁹⁾とあることから、供試体に大きな軽石が含まれないように配慮した。また、放射流による透水試験を行うために、中央部に直径約 6.5mm、深さ約 80mm の注水孔を設けた。

試験装置は、多目的三軸試験装置を用いたが、図-1に示すように送水経路と排水経路の改造を行った。すなわち、供試体中央に非貫通の注水孔を設け、供試体下部と加圧板の間に溝付き排水板を挟み、側面を排水材で巻き、その外側をメンブレンで覆った。この様にすることで、注水孔から供試体内に流れ込んだ水は供試体側部、排水材、排水板の溝の順に通過して排水され、流量を測定することができる。

この方法によって流量を計測しようとする場合、排水材には、通水能力が高いことが求められる。また、供試体をできるだけ拘束しないようにすることも求められる。そこで、本研究では、供試体側部をナイロンメッシュで二重に巻き、かつ、約 1cm 間隔で斜めに切れ目を入れることにした。そして、排水材の通水能力を確かめるために、上端面中央に注水孔、側面中央部に排水孔を持つアルミ製の円柱にナイロンメッシュの排水材を巻いて、事前に通水試験を行った。その結果、このシステムにより測定可能な透水係数の上限は、 $1 \times 10^{-5} \text{ m/s}$ であることが

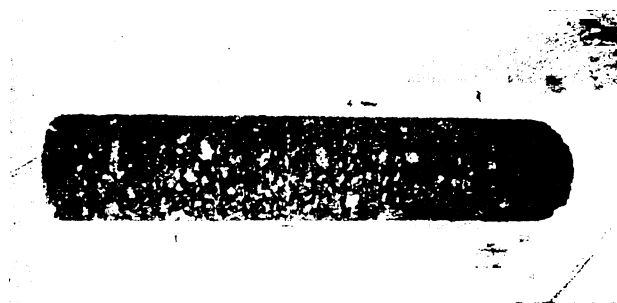


写真-1 ボーリングコアの外観

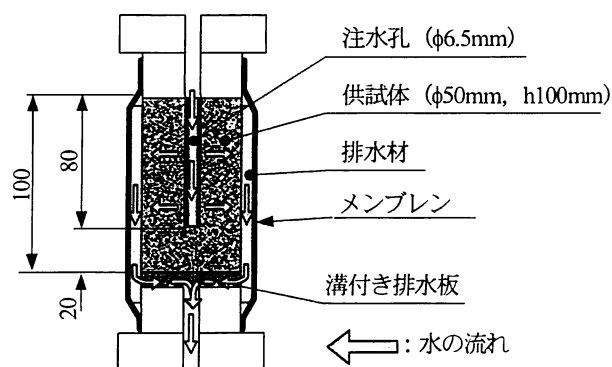


図-1 放射流による透水試験の送・排水経路

分かった。

b) 実験条件

載荷はひずみ制御とし、軸ひずみ速度は 0.3%/h 以下、最大軸ひずみは 5%とした。有効拘束圧は 0.3 N/mm^2 と 1.0 N/mm^2 の 2 ケースとした。また、透水試験は、三軸圧縮試験中に所定の応力状態、または、ひずみ状態に達した後、軸ひずみを一定に保つようにして定水位法によって行った。

c) 透水性の評価方法

本研究の試験では、注水孔が供試体を貫通していないので、放射流の理論式¹⁰⁾を用いても正確な透水係数は求められない。そこで、本研究では、軸対称 FEM 浸透流解析によって透水係数を算定した。

d) 実験結果

載荷、除荷過程の軸ひずみの変化に伴う軸差応力の変化を図-2に示す。この図より、有効拘束圧が 0.3 N/mm^2 のときは、軸ひずみ 0.80%で軸差応力のピーク強度は 2.34 N/mm^2 となった。また、有効拘束圧が 1.0 N/mm^2 のときは、軸ひずみ 0.89%でピーク強度は 2.90 N/mm^2 となった。また、いずれのケースでもピーク強度以降はひずみ軟化挙動を示しているが、有効拘束圧が大きくなると、応力の低下度は小さくなる傾向が見られた。

軸ひずみの変化に伴う体積ひずみの変化を図-3に示す。体積ひずみは軸ひずみと周方向ひずみから求めた。

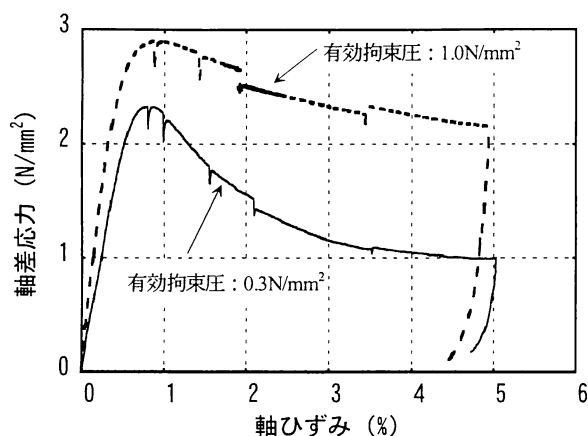


図-2 軸ひずみ-軸差応力関係

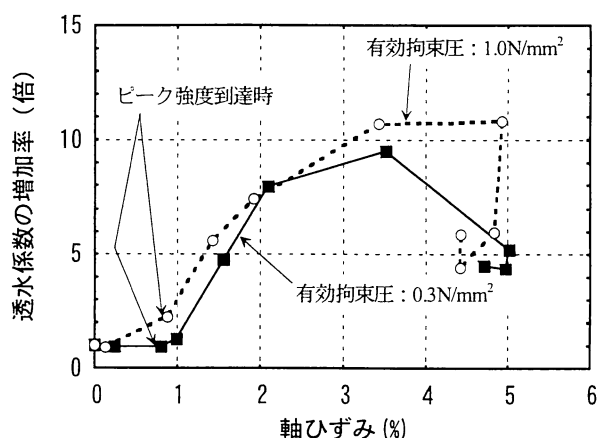


図-4 軸ひずみの変化に伴う透水係数の増加率

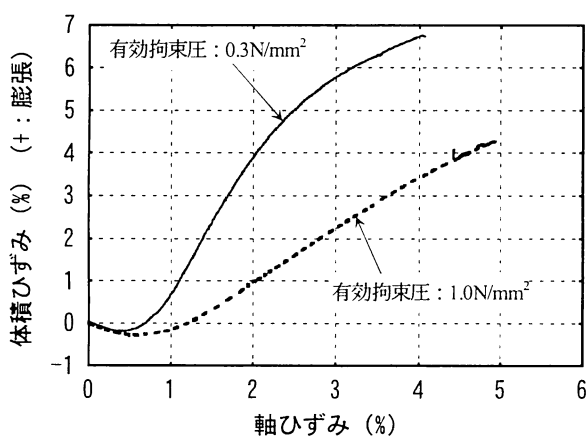


図-3 軸ひずみ-体積ひずみ関係

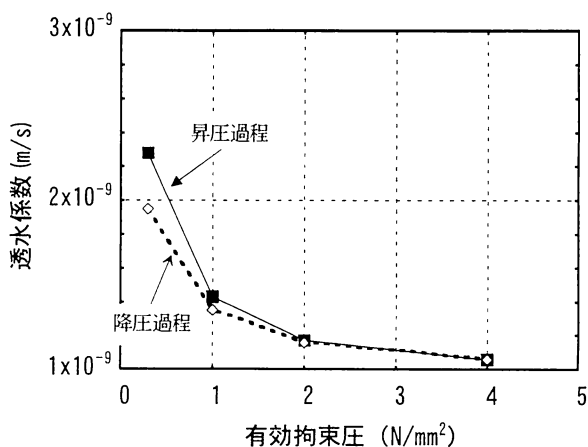


図-5 有効拘束圧の変化に伴う透水係数の変化

なお、有効拘束圧が 0.3N/mm^2 では軸ひずみが約 4%に達したときに周方向変位計が測定限界を超えたために、それ以降の体積ひずみは得られていない。図-3によると、いずれのケースでも軸ひずみが約 0.5%の時に非弾性的な体積膨張が発生し始め、有効拘束圧が 0.3N/mm^2 では、ピーク強度に達したときには既に体積ひずみは膨張側に転じた。また、有効拘束圧が大きくなると、ひずみ軟化過程以降の体積ひずみの変化率は小さくなる傾向が見られた。

軸ひずみの変化に伴う透水係数の増加率を図-4に示す。増加率は载荷開始時の静水圧状態の透水係数を基準値として求めた。基準となる载荷開始時の透水係数は、有効拘束圧 0.3N/mm^2 のケースでは $4.08 \times 10^{-9}\text{m/s}$ 、 1.0N/mm^2 のケースでは $3.21 \times 10^{-9}\text{m/s}$ であった。図-4によると、透水係数の増加率に有効拘束圧による差はあまり見られず、同じような変化を示した。载荷を始めてから、弾性変形状態では透水係数は僅かではあるが、一旦減少し、ピーク強度時またはそれ以降に増加に転じ、ひずみ軟化過程に到達すると急激に増加し、軸ひずみが 3.5%または 5%時に増加率が最大となった。最大増加率

は約 10 倍となった。

(2) 拘束圧の変化に伴う透水係数の変化

a) 実験の概要

成形した供試体に対して、有効拘束圧を変化させて透水試験をすることによって、基質部の透水係数の拘束圧依存性や応力履歴の影響を調べた。また、この透水試験では、供試体軸方向の一樣流による方法を用いた。

b) 実験条件

実験装置には、多目的三軸試験装置を用いた。この試験では供試体軸方向の一樣流による透水試験であることから、送・排水経路に特別な改造は行っていない。また、有効拘束圧を $0.3 \rightarrow 4.0 \rightarrow 0.3\text{N/mm}^2$ と昇・降圧させた。供試体内の間隙水圧分布が一樣である状態で試験を行うためには、有効拘束圧をある程度時間をかけて昇・降圧する必要がある。そのため、本試験では、昇・降圧速度を $10\text{N/mm}^2 \cdot \text{h}$ とした。

c) 実験結果

有効拘束圧の変化に伴う透水係数の変化を図-5に示す。この図によると、供試体の透水係数は 10^{-9}m/s のオー

ダーを示していて、有効拘束圧 4.0N/mm^2 の時の透水係数は、 0.3N/mm^2 の時の $1/2$ 程度になった。また、応力履歴の影響は少なく、降圧過程の透水係数は昇圧過程の 0.9 倍程度となった。

3. 引張り抵抗と粘着力を考慮した粒状要素法

(1) 粒子間相互作用の力学モデル

岸野⁶⁾によって開発された粒状要素法は、粒状体を構成する粒子を要素とし、平衡条件式に基づいて、個々の粒子を移動・回転させることにより粒状集合体の変形解析を行うものである。粒状要素法では、粒子の形状を球形に理想化し、粒子間の接触を点接触と仮定する。また、粒子自体は剛体と考え、隣接する要素間では、要素の大きさと比べて十分に小さい重なりを許し、粒子間の法線方向の接触力は、その重なりに比例して生じるものとしている。さらに、接線方向の接触力は、接触点における接線方向の相対変位に比例して生じるものとしている。加えて、粒状要素法では、砂のように引張り強度がほぼ零と見なせる粒状体を対象としていたことから、粒子間に引張り力は作用しないものとしていた。一方、岩石の強度特性の特徴として、引張り強度や粘着力があることから、本研究では、粒子同士が引張り抵抗力や粘着力を有して結合しているものとして、岩石の強度特性を表現することを考えた。

粒子間相互作用の力学モデルの概念を図-6に示す。半径 r_a の粒子 A と半径 r_b の粒子 B は、接触点 C においてバネ要素や摩擦要素を介して、結合しているものとする。そして、粒子間で引張り破壊、あるいはせん断破壊が生じるまで、接触力は相対変位に比例するものとする。

粒子間に引張り力が生じ、法線方向の接触力 P_n (圧縮側が正) が、

$$T_n^{\max} \geq P_n \quad (1)$$

となったとき、粒子間に引張り破壊が生じるものとした。ここに、 $T_n^{\max}$ は最大引張り力である。

最大引張り力 $T_n^{\max}$ は、粒子径を考慮して、

$$T_n^{\max} = a(r_a + r_b)k_n \quad (2)$$

とした。ここに、 a (≤ 0) は比例定数である。

引張り破壊後、粒子同士が接触していない場合、粒子間に法線方向、および接線方向の接触力は作用しないものとした。

接線方向に関して、接線方向の接触力 P_t が、

$$P_t^{\max} \leq |P_t| \quad (3)$$

となったとき、粒子間にせん断破壊が生じるものとした。

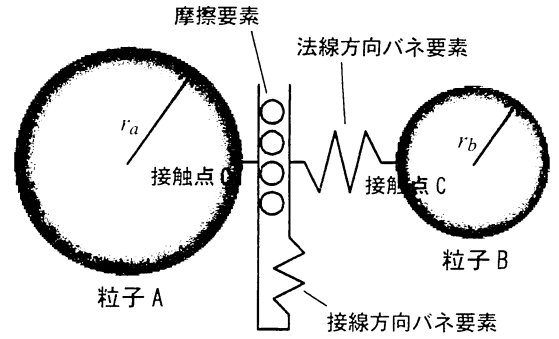


図-6 粒子間相互作用の力学モデルの概念

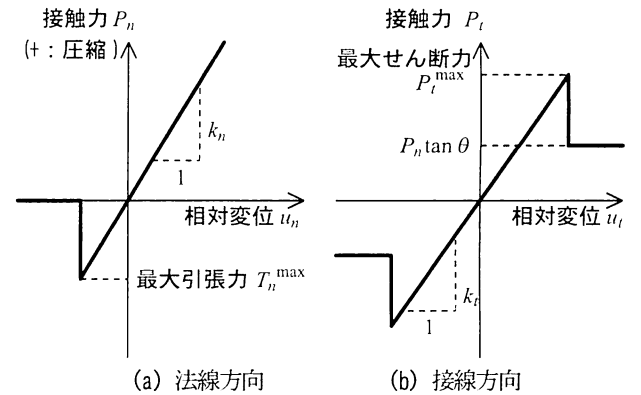


図-7 粒子間の相対変位-接触力関係の概念

ここに、 $P_t^{\max}$ は最大せん断力である。

最大せん断力 $P_t^{\max}$ は、粘着力成分を考慮して、

$$P_t^{\max} = (P_n - T_n^{\max}) \tan \phi \quad (4)$$

とした。ここに、 ϕ は粒子間の摩擦角である。

せん断破壊後も粒子同士が接触している場合、接触力は作用するが、接線方向の接触力 P_t の大きさは、Coulomb の摩擦則を越えないものとした。

$$|P_t| \leq P_n \tan \phi \quad (5)$$

粒子間における相対変位-接触力関係をまとめると、図-7のようになる。

(2) 境界の制御方法と応力の定義¹¹⁾

本研究では、粒子による円筒形状の集合体を供試体モデルとし、その供試体モデルに対して三軸圧縮試験を行った。このとき、供試体モデルの応力やひずみを制御するために、その周辺に球形粒子（以下、境界粒子と称する）を配置した。

境界粒子は変形勾配テンソルに基づいて移動させるが、要素試験を行う際、剛体回転は構成関係には無関係であるので、境界制御のための変形勾配は対称とする。境界粒子の移動は、次式で与えられる。

$$\mathbf{x}^P = \mathbf{T} \cdot \mathbf{X}^P \quad (6)$$

ここに、 $\mathbf{x}^P$ 、 $\mathbf{X}^P$ はそれぞれ境界粒子中心の現在および初期の位置座標、 $\mathbf{T}$ は対称な変形勾配テンソルである。そして、圧縮を正とすると、ひずみテンソル $\boldsymbol{\varepsilon}$ は次式で与えることができる。

$$\boldsymbol{\varepsilon} = -(\mathbf{T} - \mathbf{I}) \quad (7)$$

ここに、 $\mathbf{I}$ は単位テンソルである。

つぎに、応力は境界粒子に作用する接触力により定義することができる。供試体モデルと境界粒子 P の間の接触力の合力 $\mathbf{F}^P$ は、

$$\mathbf{F}^P = \sum_C \mathbf{f}^{PC} \quad (8)$$

となる。ここに、 $\mathbf{f}^{PC}$ は境界粒子 P の接触点 C における接触力、 Σ_C は境界粒子 P に接触している供試体モデルの粒子についての和を表す。

そして、応力 $\boldsymbol{\Pi}$ は、次のように表される。

$$\boldsymbol{\Pi} = \frac{1}{V_0} \sum_P \mathbf{F}^P \mathbf{X}^P \quad (9)$$

ここに、 V_0 は初期状態における供試体の体積、 Σ_P は全境界粒子に関する和を表す。

(3) 側圧一定条件下のひずみ制御による三軸圧縮試験

境界粒子については、ひずみ増分ベクトル $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}$ と、応力増分ベクトル $\Delta \boldsymbol{\Pi}$ より、剛性方程式を次のように表すことができる¹¹⁾。

$$\Delta \boldsymbol{\Pi} = \mathbf{D} \Delta \boldsymbol{\varepsilon} \quad (10)$$

ここに、 $\mathbf{D}$ は剛性行列である。

そして、本研究では、この剛性方程式を側圧一定条件下のひずみ制御の境界条件を考慮して解くことになる。

(4) 三軸圧縮試験の数値解析

解析に用いたモデルを図-8に示す。供試体モデルは直径50mm、高さ100mmの円筒形で、直径2.2~9.1mmの球形の粒子の集合体(1039個)で形成されている。最大粒径に関して、ここでは、実験に用いた供試体に含まれていた軽石の大きさを参考にした。また、供試体モデルの間隙率も50%程度になるように粒子を発生させた。そして、実際の三軸圧縮試験における加圧板やメンブレンに相当する境界粒子を供試体モデルの外周に配置して、それを制御することによって、供試体モデルに軸ひずみや拘束圧を作用させた。なお、間隙水の挙動については考慮していないことから、この解析は排水条件、あるいは乾燥した岩石の三軸圧縮試験に相当している。

粒子間モデルの物性値に関して、本研究のモデルでは、

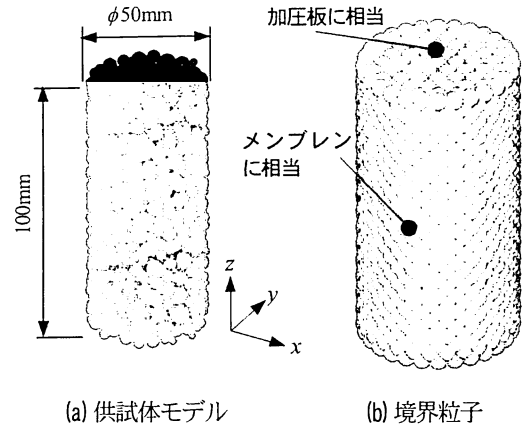


図-8 解析モデル

法線方向バネ定数 k_n と接線方向バネ定数 k_t が供試体モデルのマクロな弾性挙動に影響を与える。図-2によると、供試体の変形係数には拘束圧依存性が見られたが、本研究のモデルでは実験値ほどの拘束圧依存性は現れなかった。そこで、解析によるマクロな変形係数が実験値の中間に位置するようになることや、2つのバネ定数の関係を $k_t/k_n = 0.7$ として¹²⁾、バネ定数を設定することにした。パラメトリック・スタディの結果、法線方向バネ定数 $k_n = 4400\text{N/mm}$ 、接線方向バネ定数 $k_t = 3080\text{N/mm}$ となった。また、粒子間の摩擦角 ϕ と比例定数 a は供試体モデルのピーク強度などの強度特性に影響を与える。現時点では、これらの物性値もパラメトリック・スタディによって設定せざるをえないが、ここでは、有効拘束圧 1.0N/mm^2 のときの軸ひずみ-軸差応力の曲線が実験値に概ね合うような組合せを探した。その結果、粒子間の摩擦角 $\phi = 30^\circ$ 、比例定数 $a = -0.0035$ とすることにした。

載荷条件は、拘束圧一定条件のひずみ制御による載荷とし、拘束圧は実験と同様に、 0.3 、 1.0N/mm^2 の2通りとした。

(5) 解析結果と考察

解析結果として、軸ひずみ2%まで載荷したときの、軸ひずみ-軸差応力関係を図-9に示す。この図には、比較のために第2章の実験値も併せて記している。

この図より、軸ひずみの増加に伴い応力は線形的に増加してピーク強度に達している。その後、ひずみ軟化を起こし、軸ひずみ1.5%程度で残留強度に至った。また、実験と同様に拘束圧が大きくなるとピーク強度や残留強度が増加する傾向を示した。ただし、拘束圧 0.3N/mm^2 の場合、ひずみ軟化過程における応力の低下度は、実験値よりも大きくなった。

軸ひずみ-体積ひずみ関係を図-10に示す。この図によると、解析の結果、載荷の初期段階では、体積ひずみは圧縮を示し、ピーク強度直前から膨張側に転じた。ま

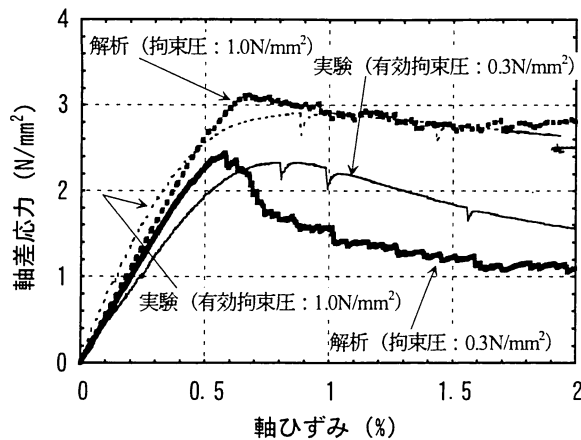


図-9 軸ひずみ-軸差応力関係の比較

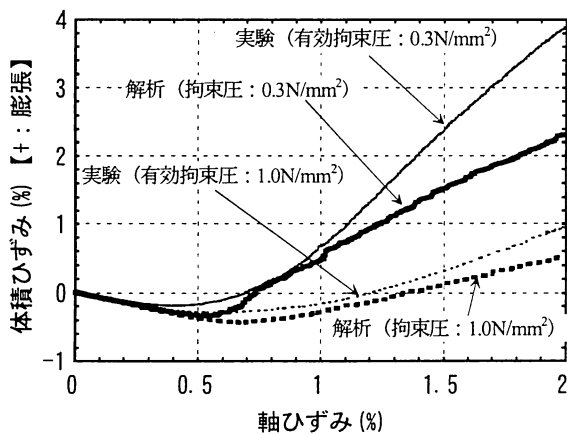


図-10 軸ひずみ-体積ひずみ関係の比較

た、拘束圧が大きくなると体積膨張の程度は小さくなる傾向も示した。ただし、拘束圧 0.3N/mm^2 の場合、ひずみ軟化から残留強度に至る過程で、実験よりも体積膨張は小さめとなる結果を示した。

以上の結果から、従来の粒状要素法の粒子間モデルに引張り抵抗力と粘着力を付与することで、軟岩のマクロな力学特性を概ね表現できたものと考えている。ただし、拘束圧 0.3N/mm^2 の場合、実験値との違いも見られた。解析では、ひずみ軟化過程で軸差応力が急激に低下したが、これは、粒子間で破壊が急激に進行したことに対応している。そして、このときの接点の破壊モードを調べてみると、ほとんどがせん断破壊によるものであることが分かった。そこで、粒子間の最大せん断力 $P_t^{\max}$ が小さすぎる設定となっていたと考えられたことから、粒子間の最大せん断力 $P_t^{\max}$ を大きくした場合も試みたが、逆に拘束圧 1.0N/mm^2 の場合の挙動が合わなくなったというジレンマも生じた。筆者らはマイクロメカニクスの構成則はシンプルであるべきだという考えのもと、粒子間の最大引張り力と粘着力が連動するようなモデルを設定したが、それが、逆に実験値に合わせるための自由度を狭

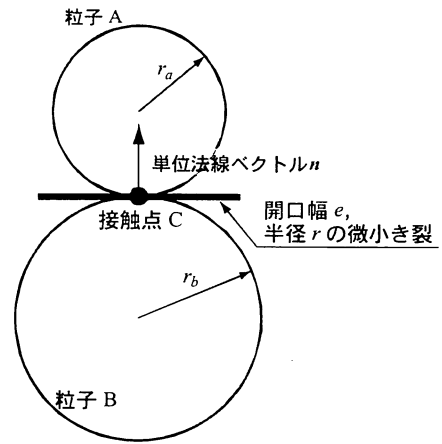


図-11 微小き裂のモデル化

めてしまったかもしれない。今後、最大引張り力と粘着力を独立した物性値として扱ってみることも必要かもしれないと考えている。また、ひずみ軟化過程以降の体積ひずみが実験値よりも小さかった要因としては、岩石に含まれている軽石や様々な鉱物などの構成粒子は、本来、凸凹の形状をしているが、その形状を滑らかな球形に理想化したことにあると考えられる。

4. 透水性変化のモデル

(1) 透水係数の算定法

軟岩中の水の流れは基本的には間隙中の流れであるが、内部にき裂が発達してくるとそれによって高い透水性を示すと考えられている⁷⁾。また、青木ら⁸⁾は、岩盤を結合された粒子の集合で表し、岩盤の水理特性を決める Channel の幅が、粒子や接触力の変化に伴って変化するモデルを提案している。そこで、本研究では、それらを参考にして、図-11に示されるように粒子 A、B が接触点 C を介して結合していて、接触点 C を通る接平面上に、ある開口幅を持つ微小き裂が存在しているものとし、この微小き裂の中を水が通るものとした。载荷に伴って、粒子間に相対的な移動が生じるが、その移動によって微小き裂の開口幅が変化するものとした。そして、微小き裂が閉・開口することによって、微小き裂の透水係数が変化し、最終的に供試体全体の透水係数が変化するものと考えた。さらに、供試体の透水係数は微小き裂の透水係数の体積による重み付け平均から算定することにした。

微小き裂 1 個当たりの透水係数 k_f は、平行平板モデルにより、以下のように表される¹³⁾。

$$k_f = \frac{\rho g e^2}{12\mu} \quad (11)$$

ここに、 ρ は水の密度、 g は重力加速度、 e は微小き裂

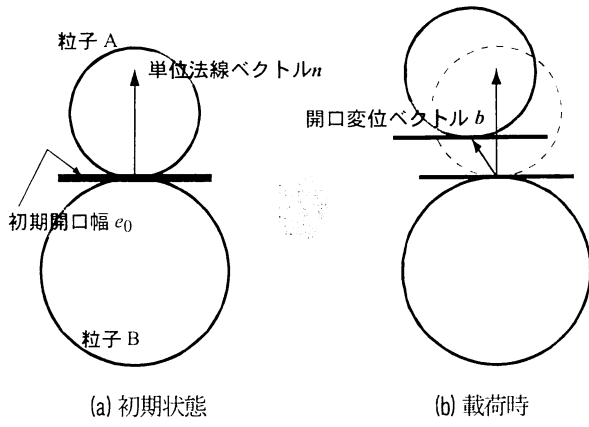


図-12 粒子の移動と微小き裂の開口幅の変化

の水理学的開口幅、 μ は水の粘性係数である。

水は微小き裂の面内方向に流れて、面外方向には流れないものとする、微小き裂1個当たりの透水係数テンソル k^f は、座標変換により、以下のように表される。

$$k_{ij}^f = k_f (\delta_{ij} - n_i n_j) \quad (12)$$

ここに、 δ_{ij} はクロネッカのデルタ、 $\mathbf{n}$ は微小き裂の単位法線ベクトルである。

そして、微小き裂の形状を半径 r 、厚さ e の円盤と仮定すると、供試体全体の透水係数テンソル $\mathbf{k}$ は、微小き裂の体積 V^f による重み付け平均より、以下ようになる。

$$k_{ij} = \frac{1}{V_0} \sum_{k=1}^m k_{ij}^f V^f = \frac{\rho g \pi}{12 \mu V_0} \sum_{k=1}^m r^2 e^3 (\delta_{ij} - n_i n_j) \quad (13)$$

ここに、 m は微小き裂の総数であるが、本研究では、載荷開始時の粒子間の総接点数と同じとした。また、微小き裂の半径 r に関しては、下式のように、粒子Aと粒子Bの半径 r_a と r_b の差を粒子と接触点の距離に応じて比例配分することにより設定した。

$$r = \frac{2r_a r_b}{r_a + r_b} \quad (14)$$

このように、微小き裂の大きさを設定した場合、大小様々な粒子がかみ合った場合、微小き裂の大きさを過大評価してしまう可能性が懸念される。しかし、載荷開始時の1粒子当たりの平均接点数は、拘束圧 0.3 N/mm^2 の場合で4.8個、拘束圧 1.0 N/mm^2 の場合で5.0個となっていて、平均的に見れば、粒子の回りを微小き裂が覆い尽くしているわけではない。よって、微小き裂の大きさを過大評価する懸念は小さいと考えた。

(2) 水理学的開口幅

本研究では、微小き裂の水理学的開口幅 e に関して、

載荷開始時は静水圧状態であることから、図-12 (a) に示すように、全ての微小き裂の水理学的開口幅の初期値を e_0 と仮定した。図-5の昇圧過程の実験結果より、有効拘束圧 0.3 N/mm^2 の透水係数は $2.28 \times 10^{-9} \text{ m/s}$ となっている。そして、図-8に示した解析モデルに拘束圧 0.3 N/mm^2 を与えたときの粒子同士の接触点の情報を集めて、式 (13) に適用し、 $k_{33} = 2.28 \times 10^{-9} \text{ m/s}$ となる水理学的開口幅 e を求めれば、それが、拘束圧 0.3 N/mm^2 のときの初期水理学的開口幅 e_0 となる。算定の結果、

$$e_0 = 2.51 \times 10^{-6} \text{ (m)} \quad (15)$$

と求められた。同様にして、有効拘束圧 1.0 N/mm^2 についても求めると、

$$e_0 = 2.12 \times 10^{-6} \text{ (m)} \quad (16)$$

となった。

載荷を開始すると、初期状態から粒子間距離が徐々に変化していく。この時、接触点の微小き裂に開口変位ベクトル $\mathbf{b}$ が生じると、図-12 (b) より、微小き裂の幾何学開口幅の増分 Δe_m は、

$$\Delta e_m = \mathbf{n} \cdot \mathbf{b} \quad (17)$$

となる。

ここで、き裂の開口幅に関して、見かけ上の幾何学的開口幅と、き裂を平行平板モデルに置き換えることによって求められる水理学的開口幅を比べると、き裂面の粗度やき裂面同士の接触などの影響により、一般的には水理学的開口幅の方が小さくなるとされている^{(14), (15), (16)}。そこで、本研究では、微小き裂の幾何学開口幅の増分 Δe_m と水理学的開口幅の増分 Δe_h の間に比例関係があるとして、

$$\Delta e_h = \alpha \cdot \Delta e_m \quad (18)$$

とした。ここに、 α は比例定数である。

比例定数 α に関して、軟岩のき裂を調べた事例としては、石井ら⁽¹⁷⁾の研究事例があるが、それによると、来待砂岩におけるき裂の水理学的開口幅と幾何学的開口幅の比は、硬岩とほぼ同じ値であったとある。ただし、軟岩のき裂について調べた事例は、この石井らの研究しか見あたらず、軟岩のき裂について十分な知見があるとは言えないことや、花崗岩のデータではあるが、Chen ら⁽¹⁶⁾のデータが充実していることを考慮して、本研究では、Chen らの研究を参考にして、 $\alpha = 0.1$ とした。したがって、各載荷段階における、微小き裂の水理学的開口幅 e は、

$$e = e_0 + \Delta e_h \quad (19)$$

にて、求めることができる。

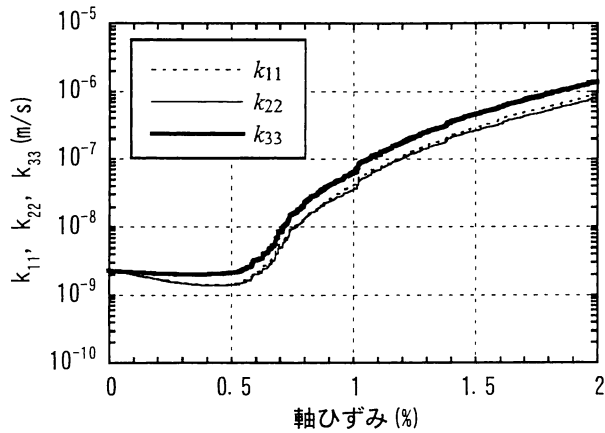


図-13 透水係数テンソルの成分の変化 (拘束圧: 0.3N/mm²)

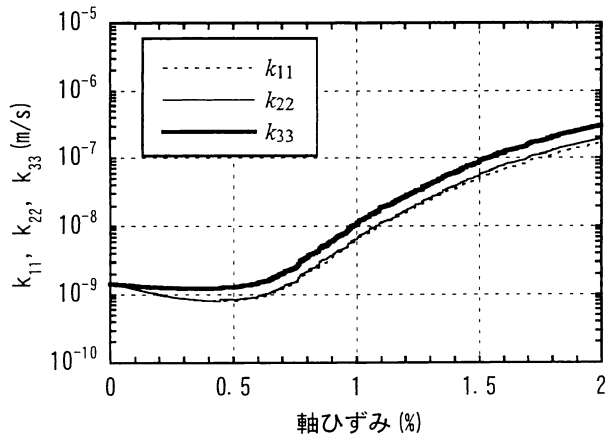


図-14 透水係数テンソルの成分の変化 (拘束圧: 1.0N/mm²)

(3) 解析結果と考察

第3章の粒状要素法の三軸圧縮試験の数値解析の結果から、各载荷段階における粒子間の接触点の情報を集めて、式(19)に適用して、各微小き裂の水理学的開口幅 e を求めた。そして、式(13)より、透水係数テンソル k を算定した。

解析結果として、透水係数テンソルの成分の内、 k_{11} 、 k_{22} 、 k_{33} の変化を図-13と図-14に示す。

これらの図より、载荷が始まると透水係数テンソルの成分 k_{11} と k_{22} は、一旦減少したが、これは、軸差応力の増加により、き裂面が水平に近い微小き裂が閉口した効果によるものである。そして、軸ひずみ $\varepsilon_z = 0.4 \sim 0.5\%$ 以降になると、透水係数テンソルのいずれの成分も増加に転じた。これは、軸ひずみ $\varepsilon_z = 0.4 \sim 0.5\%$ になると、粒子間で破壊が始まり、その破壊によって微小き裂が開口し、その効果が閉口の効果よりも上回ったためである。さらに、ピーク強度以降においても、透水係数テンソルの成分としては、 k_{33} が卓越しているが、これは、破壊して開口した微小き裂のき裂面は、供試体軸方向に平行なものが卓越したことによるものである¹⁸⁾。

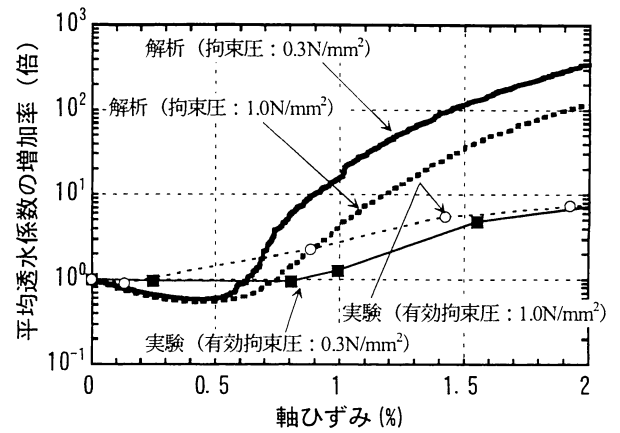


図-15 軸ひずみ-平均透水係数の増加率関係の比較

第2章の放射流の透水試験を考慮して、供試体の半径方向の平均透水係数 $\bar{k}$ を以下のように定義した。

$$\bar{k} = \frac{1}{2}(k_{11} + k_{22}) \quad (20)$$

図-13と図-14より平均透水係数 $\bar{k}$ を求めて、初期値で除することにより、半径方向の平均透水係数の増加率を求めた。そして、この平均透水係数の増加率と第2章の実験結果(図-4)との比較を行った。軸ひずみ-平均透水係数の増加率関係の比較を図-15に示す。

図-15によると、解析により得られた平均透水係数の増加率は、一旦、初期値の約0.6倍まで減少し、微小き裂の破壊が始まった後に、平均透水係数は増加に転じ、軸ひずみ $\varepsilon_z = 2.0\%$ 時になると、初期値の約120~350倍まで増加した。実験で得られた透水係数の変化の結果も、弾性変形状態では僅かではあるが、一旦減少し、ピーク強度時またはそれ以降に増加に転じ、ひずみ軟化過程に到達すると急激に増加していることから、定性的な傾向は実験と概ね合致したと考えているが、一方で、破壊が進行するにしたがって、解析値は過大評価となることも分かった。

透水係数が増加していく過程で実験値より過大評価した理由としては、微小き裂の連結性の取り扱いに要因があったと考えられる。岩石中に微小き裂が生じたとしても水が通る経路から孤立していれば、透水係数の増加には寄与しない。しかし、本研究のモデルでは、発生した全ての微小き裂が透水性の増加に寄与するものとして取り扱ったために、過大評価した可能性がある。

小田ら¹⁹⁾は、不連続性岩盤の透水テンソルを誘導する際に、不連続面の密度が十分でないときは、不連続面の相互の連結が不十分となり、実質的に不透水になることから、不連続面の連結性を表すパラメータを導入している。今後、本研究のモデルの予測精度を向上させるためには、微小き裂の連結性を考慮できるような形に改良する必要があると考えられる。

5. おわりに

本研究では、軟岩を対象として空洞掘削時に周辺岩盤に生じる掘削影響領域の透水性変化を予測するために、軟岩の基質部のせん断変形時に供試体内部で起きているメカニズムに着目して透水性変化の予測モデルを構築することを目的とした。

得られた結果を以下に示す。

- ・粒状要素法の粒子間相互作用の力学モデルに新たに引張り抵抗や粘着力を付与することによって、堆積軟岩のマクロな力学特性を表現することを試みた。そして、三軸圧縮試験の数値解析を行った結果、ひずみ軟化挙動やダイレイタンス挙動など、実際の軟岩の三軸圧縮試験と同様の挙動を表現することができた。
- ・载荷に伴って粒子間に存在する微小き裂が閉・開口することで基質部の透水性が変化すると仮定し、そのような微小き裂のメカニズムに基づいた透水係数テンソルを提案した。解析の結果、透水係数は一旦減少し、微小き裂の破壊が始まった後、増加に転じた。これは、定性的な傾向としては実験と一致した。

一方で、粒子間相互作用の力学モデルや透水性変化のモデルをシンプルにしすぎたためか、ひずみ軟化過程の応力の低下度が大きすぎたり、破壊が進行するにつれて、解析値は透水係数を過大評価する問題も明らかになった。

今後の課題として、軟岩の透水試験のデータの蓄積、提案した手法の予測精度の向上、実際の空洞への適用等が挙げられる。

本研究では、軟岩の透水特性を調べる試験に関して、数多くの試験を行うことができなかった。今回得られた試験結果の信頼性を高める意味でも、さらに試験条件を変えるなどのパターンを増やして実績を蓄積する必要があると考えている。また、軟岩のき裂の水理特性と力学特性の関係に関するデータも十分でないことも分かったので、それらについても充実させていく必要がある。

予測精度の向上に関しては、今回の研究で明らかになったモデルの問題点から、粒子間相互作用の力学モデル改良、微小き裂の連結性の考慮などについて、今後、検討を進めていきたいと考えている。また、解析パラメータの設定方法などについても検討を進めていきたいと考えている。

さらに、本研究では、室内実験の結果のみを用いて検討を行っているが、最終的には、このモデルが実際の空洞に適用できるかが問題になる。よって、手法の適用性を検証のために、実際の空洞での原位置透水試験結果との比較も重要になると考えている。

謝辞：研究を取りまとめるにあたり東北大学大学院京谷孝史教授より、貴重な御意見を頂きました。ここに、深く感謝いたします。

参考文献

- 1) 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1 わが国の地質環境，JNC TN1400 99-021，pp.III-126 - III-146，1999.
- 2) 郷家光男，石井卓，木下直人，船山潤一：せん断変形下における軟岩基質部の透水特性の変化，第32回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，pp.167-172，2003.
- 3) 金子岳夫，小山俊博，鈴木康正，加藤和之，久米田正邦，高橋一憲：堆積軟岩のひずみレベルと透水特性に関する考察，第34回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，pp.89-96，2005.
- 4) 金子岳夫，小山俊博，鈴木康正，関根裕治，佐々木泰，石田裕樹：軟岩の透水特性に関する考察と掘削影響領域における透水特性予測手法の提案，第35回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，pp.261-266，2006.
- 5) 河合祐輔，中島伸一郎，安原英明，岸田潔：堆積軟岩のダイレイタンス特性が透水性に及ぼす影響について，第37回岩盤力学に関するシンポジウム講演集，pp.279-282，2008.
- 6) 岸野佑次：新しいシミュレーション法を用いた粒状体の準静的挙動の解析，土木学会論文集，No.406/III-11，pp.97-106，1989.
- 7) 地盤工学会：設計用地盤定数の決め方，地盤工学会，pp.163-166，2007.
- 8) 青木謙治，水戸義忠，松岡哲也，近藤大介：高压ガス貯蔵岩盤タンク設計のための新しい岩盤の変形・浸透流解析手法の提案，第34回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，pp.447-452，2005.
- 9) 地盤工学会：岩の試験・調査方法の基準・解説書ー平成14年度版ー，地盤工学会，pp.263-319，2003.
- 10) 地盤工学会：岩の調査と試験，地盤工学会，pp.396-400，1989.
- 11) 岸野佑次，武建勳：Hillの安定条件の粒状体への適用性について，土木学会論文集，No.631/III-48，pp.83-95，1999.
- 12) 土倉泰，佐武正雄，岸野佑次：粒状体シミュレーションの接触剛性に関する考察，第46回土木学会年次学術講演会講演概要集，III-223，pp.468-469，1991.
- 13) 例えば，ドミニコ，P. A.，シュワルツ，F. W.：地下水の科学 Iー地下水の物理と化学ー，地下水の科学研究会訳，土木工学社，pp.68，1995.
- 14) Bandis, S. C., Makurat, A., Vik, G.: Prediction and measured hydraulic conductivity of rock joints, *Proceedings of the International Symposium on Fundamentals of Rock Joints*, pp.1-11, 1985.
- 15) Witherspoon, P. A., Wang, J. S. Y., Iwai, K., Gale, J. E.: Validity of cubic law for fluid flow in a deformable rock fracture, *Water Resources Research*, Vol.16, No.6, pp.1016-1024, 1980.
- 16) Chen, Z., Narayan, S. P., Yang, Z., Rahman, S. S.: An experimental investigation of hydraulic behaviour of fractures and joints in granitic rock, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, Vol.37, No.7, pp.1061-1071, 2000.
- 17) 石井卓，桜井英行，船山潤一，木下直人：軟岩内き裂の透水性に関する基礎的実験，第31回岩盤力学に関するシン

- ボジウム講演論文集, pp.301-305, 2001.
- 18) 郷家光男, 岸野佑次: 3次元粒状要素法による岩石の三軸圧縮試験の数値解析, 土木学会第64回年次学術講演会講演会講演概要集, III-142, pp.283-284, 2009.
- 19) 小田匡寛, 前洪卓郎, 数納慎悟, 羽出山吉裕: クラックテンソルによる岩盤透水係数の評価, 第6回岩の力学国内シンポジウム講演論文集, pp.121-126, 1984.

A MODEL FOR THE PERMEABILITY CHANGE IN THE EXCAVATION DISTURBED ZONE OF SOFT ROCK CAVERNS

Mitsuo GOHKE and Yuji KISHINO

Excavation of rock caverns results in the formation of the so-called excavation disturbed zone (EDZ). In order to evaluate the safety of geological disposal of radioactive waste, the prediction of permeability change in the excavation disturbed zone is required. For soft rocks, the opening of microcracks is a key factor of the variation of hydraulic properties due to the shear deformation. In this study, a soft rock mass is modeled as an assembly of particles and analyzed by the modified granular element method where the tensile resistance and cohesion are added between particles. Statistical consideration of the simulated microcrack distribution leads to a permeability model. The prediction by this model agreed qualitatively with experimental results.