

掘削影響領域を考慮した岩盤のクリープ解析手法の開発

Development of creep analysis considering an extended disturbed zone for a rock mass

吉田秀典*・加藤和之**・久米田正邦***

Hidenori YOSHIDA, Kazuyuki KATO and Masakuni KUMEDA

*正会員 博士(工学) 香川大学助教授 工学部 安全システム建設工学科 (〒761-0396 香川県高松市林町 2217-20)

**工学博士 東京電力(株)技術開発研究所 原子力リサイクルG (〒230-8510 横浜市鶴見区江ヶ崎町 4-1)

***修士(工学) 東京電力(株)技術開発研究所 原子力リサイクルG (〒230-8510 横浜市鶴見区江ヶ崎町 4-1)

An extended disturbed zone (EDZ) that is developed by a cavern excavation is expected to expand and may affect the behaviors of a rock mass around the cavern after the excavation. The following behaviors after the excavation such as creep phenomena in the EDZ should be well considered in the geological disposal of high-level radioactive waste so as to ensure the safety and soundness of a disposal cavern. In this study, the MBC analysis that is considered to express an EDZ developed by an excavation and the creep model that is constructed from micromechanical points of view are combined. Through the comparison of the proposed analysis with an elastic analysis that cannot consider the development of an EDZ, the differences of both analyses and the importance of an assessment regarding an EDZ are shown.

Key Words : rock mass, extended disturbed zone, creep, MBC analysis

1. はじめに

我が国の原子力発電においては、一度使われた核燃料から燃え残りのウランやプルトニウムを抽出して再処理することで、使用済み燃料の約95%を燃料として再利用している。後の約5%は再利用されずに廃液として分離され、廃液はガラス原料と一緒に溶かして固められる。これはガラス固化体と呼ばれ、高い放射能レベルを有する廃棄物である。高レベル放射性廃棄物の核種の半減期は長く、核種は数千年～数万年といった期間にわたって減衰しつつも存在し続ける。高レベル放射性廃棄物の処分に関しては、こうしたことを考慮に入れ、長期にわたる安全性を評価できる見通しがあること、また人間の継続的な関与なしに長期的な安全が確保でき、監視やモニタリングを必要としないというような条件が課せられる。こうした条件を満たす処分方法として、深部地層への地層処分が最も一般的と考えられ、地層処分に関する研究が進められている。

地層処分における土木工学的な課題としては、長期間にわたる処分坑道の健全性などが挙げられる。処分坑道の建設の際には、事前調査としてボーリング調査などを行い、処分坑道周辺岩盤の各種特性の把握を試みると考えられるが、坑道掘削時には、掘削にともなう応力解放によって坑道周辺の岩盤に非線形領域、いわゆる掘削影響領域(Extended Disturbed Zone, 以降、EDZと呼ぶ)が発生し、場合によっては拡大するため、事前調査時に得られた岩盤物性や応力状態は掘削とともに変化する可能性が高い。そこで、掘削過程

における周辺岩盤の挙動が、その後の岩盤の長期的挙動にどのような影響を及ぼすかを議論する必要がある。

近年、大深度地下の開発について様々な構想やプロジェクトが、多くの分野で検討および研究されている。例えば地下の持つ特性を積極的に利用した、低温ガスの貯蔵、原子力施設の設置、超伝導マグネットによる電力の保存、高温岩体発電等、種々の地下空間の利用が考えられており、同時に、大深度地下の開発および利用における技術的課題に関する研究もなされている。例えばカナダのWhite Shell原子力研究所では、核廃棄物地下格納に関する研究が行われている¹⁾。ここでは、地下1000m以深の岩盤内に高レベル放射性核廃棄物を封じ込めた場合、その後に岩盤が化学的、物理的にどのような挙動を示すかを様々な側面から研究している。しかしながら、EDZを考慮に入れたクリープ挙動に関する研究事例は依然として少ない。

地下空間利用に関わる技術的課題を解決するためには、岩盤の挙動メカニズムをとらえた予測手法の確立が不可欠である。岩盤の複雑な挙動を微視的な観点から解明しようという試みがなされているが、近年の電子顕微鏡を用いた研究により硬岩のクリープ挙動を支配しているメカニズムは、静的挙動同様、微視的クラックの発生と成長であり、クラック進展のメカニズムは化学反応に起因するクラック先端の応力腐食割れであることが明らかにされている。応力腐食割れ型のクラック進展では、その進展速度は荷重、温度、含水率、pH等に依存するが、こうした進展法則を実験的に求める研究もなされている²⁾。一方、圧縮下における岩石中のクラック進展をモデル化し、割裂破壊、せん断破壊、

† Dedicated to the memory of Prof. Michihiro KITAHARA

脆性-延性遷移などの複雑な岩石の破壊挙動を説明する試みもなされている³⁾。こうした観点より、筆者らの一部は、マイクロメカニクスに基づく硬岩のクリープモデルを提案している⁴⁾。

本研究では、掘削中に発生し、そして拡大することが予想される EDZ が、その後の周辺岩盤の長期挙動にどのような影響を与えるかを考察するために、地下発電所などの掘削解析において実績のある MBC 解析⁵⁾と上述したクリープモデル⁴⁾を融合し、新たな解析ツールの開発を目的とした。また、開発ツールを用いて、処分坑道の掘削によって出現する EDZ 内におけるクリープ挙動について検討することとした。

2. 解析モデル

前章の通り、本研究では、放射性廃棄物などを処分するための坑道を掘削した際に周辺岩盤に発生する EDZ が、その後の周辺岩盤の長期挙動にどのような影響を与えるかを検討することを目的としている。EDZ の評価については、現段階では不確定な部分も多々存在し、また、放射性廃棄物の処分地点が確定していない、つまり処分地点における岩盤の物性も明確になっていない。そこで本研究では、EDZ の発生とその領域拡大のメカニズムを明らかにするのではなく、既往の研究をベースに、EDZ とおおよそ等価な領域の発生および拡大を表現できると思われる手法を用いた解析と、そうした領域の発生を考慮しない、つまり、弾性解析との比較を通して、上記目的を履行することとした。EDZ とおおよそ等価な領域の発生および拡大を表現できると思われる手法としては、地下発電所などの掘削解析において実績のある MBC 解析⁵⁾を用いることとした。

2.1 MBC モデルの概要

MBC モデル、つまり、マイクロメカニクスに基づく連続体モデルは微視構造要素の存在あるいはその発生と成長に支配された材料に対する連続体理論であるが、対象となる微視構造はどのようなものであっても構わない。まず、図-1 に示すような不連続面を含む材料を考え、不連続面を有する材料を等価な連続体に置き換える。次に、材料の任意の点に着目し、その点を含む部分領域である代表要素 (Representative Volume Element, R.V.E) を考える。さらに、不連続面同士の相互干渉を考慮に入れて不連続面の挙動を算定し、その結果を基に代表要素内で平均操作を行うことにより、巨視的な平均応力と平均ひずみの関係 (構成式) を求める。そして、この構成式が等価な連続体の一点における材料の挙動を与えるものとして連続体の解析を行う。代表要素における平均応力と平均ひずみの関係は、内在する不連続面の寸法、平均間隔および方向分布に依存し、材料は異方的な挙動を強く呈する。

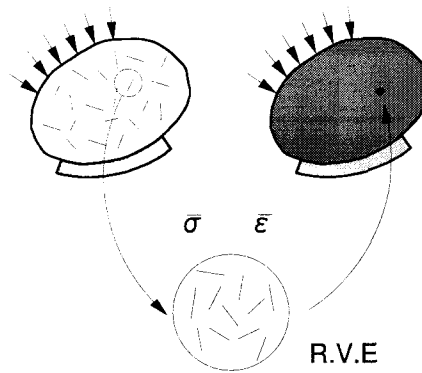


図-1 微視構造を含む材料

岩盤構造物における微視構造要素としては、不連続面から介在物に至るまで、大小様々なものが存在するが、地下空洞のような岩盤構造物に対しては、割れ目、亀裂、節理など、長さ数 μm ~ 数 m 程度の不連続面が微視構造要素となる。ここで処分坑道のような空洞掘削に焦点を当てると、処分坑道周辺の岩盤の挙動に主として影響を与えるのは、節理のように、比較的大きな不連続面であると考え、節理を多数含む不連続性岩盤において空洞掘削が行われる場合、地山応力解放により生ずる節理のせん断すべりや開口が周辺岩盤の挙動に大きな影響を与える。応力解放下ではあるものの、依然として地山応力が作用する下で節理が開口するメカニズムとして、MBC モデルでは、のこぎりの歯のように起伏を有する節理を考え、応力解放にともなっている面において発生するせん断すべりと、この面とは共役な面において生ずる開口を表現している。

こうした力学モデルを有限要素コードに組み込んだ解析手法が MBC 解析で、その特徴は、個々の節理群の挙動を捉えた連続体解析手法であり、卓越する節理群の走向・傾斜や平均間隔などの情報を直接入力データとして解析に反映することが出来ること、さらに解析結果として、その卓越する節理群の開口およびせん断変位の空間分布が得られるということである。この時、考慮に入れるべき節理群のセットは幾つであっても構わない。この手法を用いて、東京電力塩原発電所⁵⁾、東京電力葛野川発電所の地下発電所掘削に先行する模擬空洞⁶⁾および本体空洞⁷⁾、関西電力大河内発電所⁸⁾の地下空洞掘削の解析が行ったが、いずれの解析結果も計測値と比較して妥当なものとなっている。MBC 解析に関する詳細は文献⁵⁾を参照されたい。

2.2 クリープモデルの概要

岩盤や岩石は、一定荷重を継続して受けると時間とともに変形が僅かずつではあるが進行し、やがて圧縮破壊する事が知られている。Krantz⁹⁾によれば、一軸

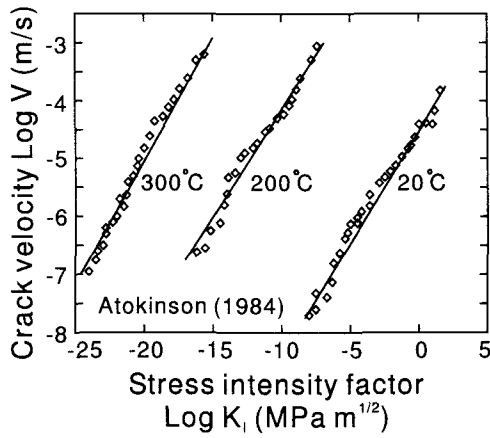


図-2 応力拡大係数と進展速度

圧縮強度の87%の一定荷重を載荷した花崗岩のクリープ試験においては、一定応力を受ける岩のひずみは時間と共に増加し、やがて破壊に至る。破壊に至る時間は加える応力が小さい程長い。さらにこの実験では、異なる時間載荷した後に供試体を切り出し、電子顕微鏡を用いてクラックの数、長さ、方向、密度などを観察している。この観察によれば、荷重載荷前はランダムに分布していたクラックが、載荷後には最大圧縮方向に卓越していると報告されている。また、クラックの進展方向は最大圧縮応力の方向、そしてその開口変形の方法は最小圧縮応力の方向というように、圧縮下における引張クラックの発生と進展を指摘している。

こうした一定荷重を受ける岩盤や岩石の準静的なクラック進展のメカニズムは、クラック先端における化学的な腐食と応力作用による応力腐食割れであることが実験的に明らかにされている。この場合、応力拡大係数とクラック進展速度の関係は図-2のようになり、両対数のグラフの場合、両者の関係は直線になる¹⁰⁾。

(1) クラック進展の微視的モデル

岩石中には、その脆性挙動にとって極めて重要と考えられる多くの微細な構造的特徴が初めから存在している。例えば、鉱物粒子の境界、結晶粒子の種類や方向、微細空隙、初期クラック、すべり面などである。圧縮下においてそれらが摩擦すべりや塑性変形を起こすことにより、局所的に引張応力が発生し、その結果、クラックの発生と進展が生ずる。本研究では、クラック進展のモデルとして、割裂破壊、せん断破壊、脆性一延性遷移など、複雑な岩石の破壊挙動を説明する目的で構築された圧縮下におけるクラック進展モデル³⁾を参考にした。図-3は、そのモデルの概略を示している。図中におけるQQ'は初期的な欠陥を表し、PQあるいはP'Q'は進展したクラックを表す。圧縮荷重下において初期欠陥QQ'は次式の境界条件および強度条件を満たすものとする。

$$u_f^+ = u_f^- \quad (1)$$

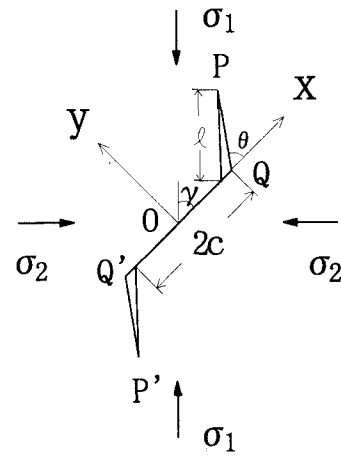


図-3 初期欠陥のすべりにともなう引張クラックの進展

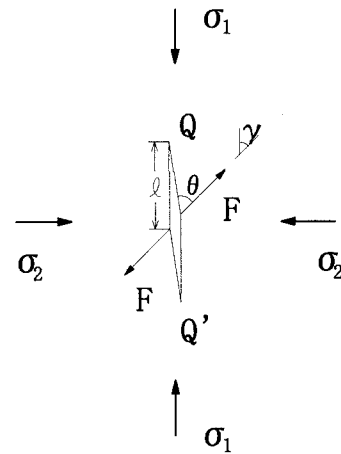


図-4 簡略化した引張クラックの進展モデル

$$\tau_{xy} = -\tau_c + \mu\sigma_y \quad (2)$$

ここで、 u_f^+ および u_f^- は初期欠陥 QQ' における上面および下面のすべり量、 τ_{xy} および σ_y は図のような座標系における初期欠陥方向に対するせん断応力および y 方向の直応力、そして τ_c および μ は粘着力およびすべり摩擦係数という強度定数である。

ここで、初期欠陥におけるせん断すべりに起因する driving shear force を集中荷重に置き換えることで、圧縮下において初期欠陥より発生するクラックの進展を図-4に示すようなモデルに簡略化する。このような簡略化によって、等価な集中荷重 F は次式で表される。

$$F = 2c\tau^* \quad (3)$$

$$\tau^* = -\frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2) \sin 2\gamma - \tau_c + \frac{\mu}{2} \{ \sigma_1 + \sigma_2 - (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2\gamma \} \quad (4)$$

ここで、2c は初期欠陥の寸法、 σ_1 および σ_2 はそれぞれ図-4に示す最大圧縮応力および最小圧縮応力である。

そして、クラック先端におけるモードI (開口モード)

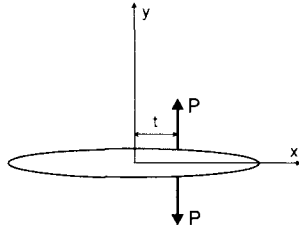


図-5 集中荷重 P が作用するクラック

の応力拡大係数 K_I は次式で与えられる。

$$K_I = \frac{F \sin \theta}{\sqrt{\pi(l+l^*)}} + \sqrt{\pi l} \frac{1}{2} \{ \sigma_1 + \sigma_2 - (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2(\theta - \gamma) \} \quad (5)$$

l^* は $l \rightarrow 0$ の時に成り立つ次式、

$$K_I = \frac{3}{4} \sqrt{\pi c} \tau^* \left(\sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3}{2} \theta \right) \quad (6)$$

の K_I が最大となる $\theta = 0.392\pi$ の時に、式 (5) の値と一致するようにすると次式のような関係が得られる。

$$\frac{l^*}{c} = 0.27 \quad (7)$$

一般に、クラックは応力拡大係数が最大となる方向に進展することから、クラックの進展の方向が定まる。応力拡大係数 K_I が最大となる方向でその値が材料固有の破壊靱性値 K_c と等しくなるとクラックの進展が開始される。こうした進展則を用いることでクラックの長さや変形量が荷重あるいは応力の関数として表すことができるため、クラックの進展に起因する応力一ひずみ関係、すなわち構成則が得られる。以下では、クラックの変形量と応力の関係およびクラック進展則について説明を行う。

(2) 開口変位

まず、図-5 に示すようなクラックに、その中心から t だけ離れた位置に集中荷重 P がクラックの上面および下面に作用するケースを考える。応力と変形の関係は、任意の関数 $f(x)$, $g(x)$ および $\phi'(z)$ を用いて次式のように関係づけられる。

$$\sigma_{yy} - i\sigma_{xy} = f(x) - ig(x) \quad (8)$$

$$\phi'(z) = \frac{1}{2\pi\sqrt{z^2 - l^2}} \int_{-l}^l \frac{\sqrt{l^2 - x^2} (f(x) - ig(x))}{x - z} dx \quad (9)$$

ここで、 x および y はデカルトの直交座標の軸を、 σ_{yy} および σ_{xy} はそれぞれクラックに対する垂直な直応力およびせん断応力を表す。ただし、 z は複素数で $z = x + iy$ と定義される。ここでは、図-5 に示すように、クラックに集中荷重 P が作用しているため、式 (8) は以下のように表される。

$$\sigma_{yy} = f(x) = P\delta(x - t) \quad (10)$$

$$\sigma_{xy} = g(x) = 0 \quad (11)$$

ここで、 $\delta(x)$ はクロネッカーのデルタを表す。これらを式 (9) に代入すると、

$$\begin{aligned} \phi'(z) &= \frac{P}{2\pi\sqrt{z^2 - l^2}} \int_{-l}^l \frac{\sqrt{l^2 - x^2} \delta(x - t)}{x - z} dx \\ &= \frac{P\sqrt{l^2 - t^2}}{2\pi\sqrt{z^2 - l^2}(t - z)} \end{aligned} \quad (12)$$

となる。さらに、式 (12) を複素数について積分すると、

$$\begin{aligned} \phi(z) &= \int \phi'(z) dz = \frac{P\sqrt{l^2 - t^2}}{2\pi} \int \frac{1}{\sqrt{z^2 - l^2}(t - z)} dz \\ &= \frac{P\sqrt{l^2 - t^2}}{2\pi} \left\{ \frac{2}{l^2 - z^2} \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{l-t}{l+t}} \sqrt{\frac{z-l}{z+l}} \right) \right\} \\ &= \frac{P}{\pi} \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{l-t}{l+t}} \sqrt{\frac{z-l}{z+l}} \right) \end{aligned} \quad (13)$$

と求まる。また、関数 ϕ とクラック上面の水平方向および垂直方向の変位、 u^+ および v^+ の間には以下のような関係式が成り立つ。

$$\begin{aligned} 2G(u^+ + iv^+) &= \kappa\phi^+(z) - \phi^+(\bar{z}) - (z - \bar{z})\overline{\phi'(z)} \\ &= \kappa \frac{P}{\pi} \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{l-t}{l+t}} \sqrt{\frac{z-l}{z+l}} \right) \\ &\quad - \frac{P}{\pi} \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{l-t}{l+t}} \sqrt{\frac{\bar{z}-l}{\bar{z}+l}} \right) - (z - \bar{z})\overline{\phi'(z)} \end{aligned} \quad (14)$$

ここで、 G (せん断弾性係数) および κ は、

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (15)$$

$$\kappa = \begin{cases} 3 - 4\nu & : \text{plain strain} \\ \frac{3 - \nu}{1 + \nu} & : \text{plain stress} \end{cases} \quad (16)$$

と定義される。ここで、 $y = 0$ とすると、式 (14) は、

$$2G(u^+ + iv^+) = (\kappa + 1) \frac{P}{\pi} \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{l-t}{l+t}} \sqrt{\frac{l-x}{l+x}} i \right) \quad (17)$$

となる。さらに、以下のような公式、

$$\tan^{-1}(ix) = i \tanh^{-1} x \quad (18)$$

を用いると、 u^+ , v^+ は次のように求まる。

$$u^+ = 0 \quad (19)$$

$$v^+ = \frac{\kappa + 1}{2G} \frac{P}{\pi} \tanh^{-1} \left(\sqrt{\frac{l-t}{l+t}} \sqrt{\frac{l-x}{l+x}} \right) \quad (20)$$

クラックの開口変位 v はクラックの上面と下面の変位の相対変位となることから、以下のように求まる。

$$v = v^+ - v^- = \frac{\kappa + 1}{2G} \frac{2P}{\pi} \tanh^{-1} \left(\sqrt{\frac{l-t}{l+t}} \sqrt{\frac{l-x}{l+x}} \right) \quad (21)$$

なお、集中荷重 P が $t = 0$ に作用している場合は、クラックの開口変位は次式のようになる。

$$v = \frac{\kappa + 1}{2G} \frac{2P}{\pi} \tanh^{-1} \left(\sqrt{\frac{l-x}{l+x}} \right) \quad (22)$$

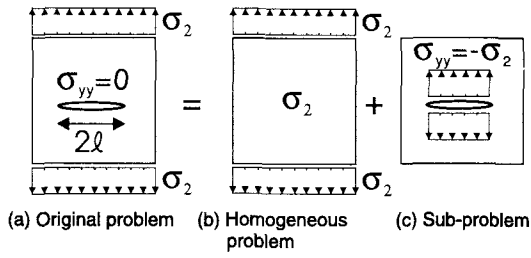


図-6 クラックを含む矩形の板とその遠方から作用する応力

次に、図-6のように、クラックを含む矩形の板の遠方にて等分布荷重 σ_2 が作用している場合を考える。上述した集中荷重の場合と同様にして、

$$\sigma_{yy} = f(x) = -\sigma_2 \quad (23)$$

$$\sigma_{xy} = g(x) = 0 \quad (24)$$

と定まる。これを式(9)に代入すると、

$$\begin{aligned} \phi'(z) &= -\frac{\sigma_2}{2\pi\sqrt{z^2-l^2}} \int_{-l}^l \frac{\sqrt{l^2-x^2}}{x-z} dx \\ &= -\frac{\sigma_2}{2\pi\sqrt{z^2-l^2}} \left[\sqrt{l^2-x^2} - z \sin^{-1} \frac{x}{l} \right. \\ &\quad \left. + \sqrt{z^2-l^2} \sin^{-1} \frac{l^2-xz}{l(x-z)} \right]_{-l}^l \\ &= -\frac{\sigma_2}{2\pi\sqrt{z^2-l^2}} \pi [\sqrt{z^2-l^2} - z] \\ &= \frac{1}{2} \left[\frac{z}{\sqrt{z^2-l^2}} - 1 \right] \sigma_2 \end{aligned} \quad (25)$$

と求まる。さらに、これを複素数について積分すると、

$$\phi(z) = \int \phi'(z) dz = \frac{1}{2} \left[\sqrt{z^2-l^2} - z \right] \sigma_2 \quad (26)$$

となる。ここで、集中荷重の場合と同様に、 $y=0$ の場合について考えると、 u^+ および v^+ は以下のように求まる。

$$2G(u^+ + iv^+) = \frac{\kappa+1}{2} \left[\sqrt{l^2-x^2} i - x \right] \quad (27)$$

$$u^+ = -\frac{\kappa+1}{4G} x \sigma_2 \quad (28)$$

$$v^+ = \frac{\kappa+1}{4G} \sqrt{l^2-x^2} \sigma_2 \quad (29)$$

したがって、クラックの開口変位は、

$$v = v^+ - v^- = \frac{\kappa+1}{2G} \sqrt{l^2-x^2} \sigma_2 \quad (30)$$

と求まる。

本研究で想定するケースは集中荷重と等分布荷重の両者が同時に作用するため、集中荷重によるクラックの開口変位と等分布荷重によるクラックの開口変位を足し合わせると、

$$v = \frac{\kappa+1}{2G} \left\{ \frac{2P}{\pi} \tanh^{-1} \left(\sqrt{\frac{l-x}{l+x}} \right) + \sqrt{l^2-x^2} \sigma_2 \right\} \quad (31)$$

となる。ただし、集中荷重は $t=0$ に作用しているものとする。

また、式(31)より、幾何学的な関係を用いることで、初期欠陥部分のせん断すべり量は以下ようになる。

$$[u] = \frac{v}{\sin \gamma} \quad (32)$$

(3) 非弾性ひずみ

上述のように求められたクラックおよび初期欠陥の変形量より、クラックの進展にともなう非弾性ひずみ ε_{ij}^{IN} は、以下のように定義される³⁾⁵⁾。

$$\begin{aligned} \varepsilon_{ij}^{IN} &= \frac{1}{2V} \int_{-c}^c ([u_i]n_j + [u_j]n_i) dc \\ &\quad + \frac{1}{2V} \int_{-l}^l ([u_i]n_j + [u_j]n_i) dc \end{aligned} \quad (33)$$

ここで、 V は材料の体積、 $[u]$ は変位のギャップで、右辺の第一項が初期欠陥、第二項が引張クラックの変形に起因するひずみである。図-4のモデルにおける変位のギャップは、上述した通り陽な形で与えられるので、式(22)、式(31)および式(32)を式(33)に代入し積分することにより非弾性ひずみは計算される。また、 $\tau_c=0$ と仮定することで、非弾性ひずみは、2次元問題の場合、 σ_1 および σ_2 のみの関数として表すことができる。こうした非弾性ひずみと弾性ひずみより全体ひずみが応力の関数として求まるので、等価なコンプライアンステンソルを得ることができる。なお、後述するように、クラックが時間とともに進展するとコンプライアンスも時間とともに変化(増大)していくことになり、それにもなって応力の再配分も生じる。

(4) 応力腐食割れによるクラックの進展

クラックの進展条件としては応力拡大係数が材料の物性値である破壊靱性 K_c に達したときにクラックは脆性的に進展し、それ以下の値では図-2に示されるような関係を満足するものと仮定する。すなわち、クラックの進展速度 dl/dt は応力拡大係数の関数として、

$$\frac{dl}{dt} = R(K_I)^n \quad (34)$$

与えられる。ここで、 R 、 n は材料定数であり、クラック進展速度は温度、含水率、pHといった環境条件によって変化することが知られている。与えられた応力に対して式(5)を用いて応力拡大係数を求め、クラック進展条件である $K_I = K_c$ を用いて載荷開始直後のクラック長を求める。なお、応力拡大係数が破壊靱性値と一致する時のクラック長を求めるには、Newton Raphson 法を用いる。次に、式(34)に求められた応力拡大係数を代入し、クラック長の増分を求める。このようにしてクラック長が増大するので、増大したクラック長を用いて再び応力拡大係数を、さらにはクラック長の増分を求める。こうした作業を繰り返すことによ

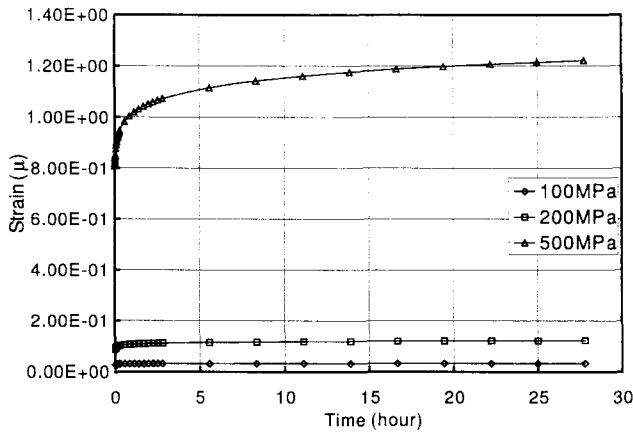


図-7 時間とひずみの関係 (軸応力変化)

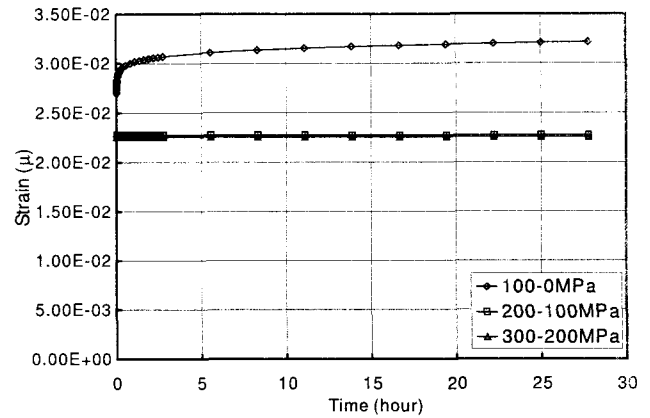


図-8 時間とひずみの関係 (拘束圧を変化)

り時間とクラック長の関係が求まる。なお、解析モデルの妥当性に関しては、文献⁴⁾を参照されたい。

3. クリープ挙動の要素解析

3.1 解析概要

まず、前章で示した応力腐食割型のクラック進展モデルを用いて要素解析を行い、その基本的な挙動について考察を加える。要素解析としては、硬岩を対象とした三軸クリープ試験を想定し、拘束圧を変化させてクリープ解析を実施した。前章で示した通り、本モデルにおいて必要となる解析パラメータは、弾性係数 (E)、ポアソン比 (ν)、粘着力 (τ_c)、摩擦係数 (μ)、初期欠陥長 ($2c$) およびその間隔 (d)、応力状態 (最大圧縮応力と最小圧縮応力)、破壊靱性 (K_I)、幾何学パラメータ (θ および γ) およびクリープ係数 (R および n) である。ここでは、対象が硬岩であることから、その弾性係数およびポアソン比を 10,000 MPa、0.25 とし、また、文献³⁾を参照に粘着力を 0 MPa、摩擦係数を 1.0、幾何学パラメータを $\theta = \gamma = 45$ 度と仮定した。クラック進展に関するパラメータ R と n については、文献⁴⁾¹⁰⁾¹¹⁾および図-2 を参考に $R = 0.0001$ 、 $n = 30$ とした。こうしたパラメータの下、応力状態、破壊靱性、初期欠陥長およびその間隔を変化させて解析を行い、これらがクリープ挙動におよぼす影響について考察する。なお、解析パラメータについては、対象とする地質によって大きく異なるため、以降の解析では、その一部を類推して用いていることに注意されたい。

3.2 解析結果

(1) 軸応力の影響

まず、拘束圧を作用せずに、軸応力を 100 MPa、200 MPa および 500 MPa と変化させて解析を実施した。ここでは、初期欠陥長とその間隔をともに 1.0 mm、また、文献¹⁰⁾を参照に破壊靱性を 1.0 MPa m^{1/2} とし

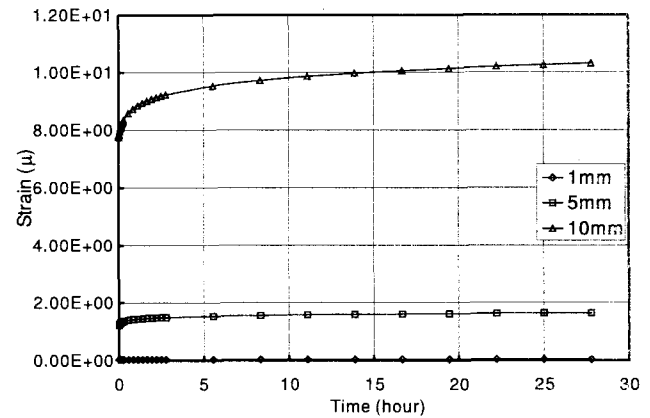


図-9 時間とひずみの関係 (初期欠陥長を変化)

た。図-7に経過時間 (約 28 時間まで) とクリープひずみ (開口ひずみ) の関係を示す。式 (5) より、軸差応力が大きいほど応力拡大係数が大きく、また、応力拡大係数が大きいと、 $K_I = K_c$ の関係を満たす初期クラック長は大きくなる。また、式 (22)、式 (31) および式 (32) より、载荷応力が大きいと初期欠陥および進展クラックの変形量が大きくなり、その結果、発生するひずみは大きくなる。

(2) 拘束圧の影響

高レベル放射性廃棄物の地層処分においては、埋設深度が 300 ~ 1000 m であることから、軸差応力が 100 MPa 以上になることは考え難い。そこで、軸差応力を 100 MPa に固定し、拘束圧が 100 MPa および 200 MPa (軸応力はそれぞれ 200 MPa および 300 MPa) のケースを追加した。ここでも、初期欠陥長とその間隔をともに 1.0 mm とした。図-8に経過時間 (約 28 時間まで) とクリープひずみ (開口ひずみ) の関係を示す。本解析では、式 (2) において $\gamma = 45$ 度としていることから、拘束圧が大きくなると式 (3) の F が小さくなり、その結果、 $K_I = K_c$ の関係を満たす初期クラック長は小さくなる。つまり、軸差応力 (軸応力 - 拘束

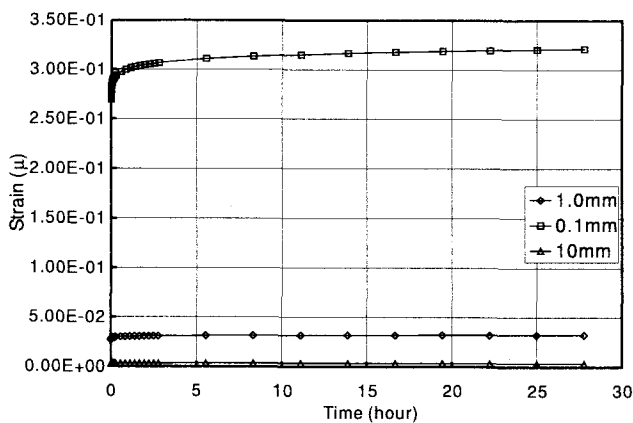


図-10 時間とひずみの関係 (間隔を変化)

圧) が同じでも拘束圧が増すほどクリープひずみは小さくなり, こうした現象は Krantz の実験など既往の知見と合致する. また, ある程度拘束圧が大きくなると, 軸応力を増大させてもあまりクラック長に変化が見られない. これより, より一軸に近い状態になると, クラックは低い軸応力でも成長し, 軸応力の増加とともにそのクラック長も大きくなる. トンネルなどの掘削においては, 掘削にともなう応力再配分によって周辺岩盤では応力の一軸化が起こることから, クラックの成長にともなうクリープ現象が, 他の箇所比べて顕在化する可能性がある.

(3) 初期欠陥長の影響

次に, 軸応力を 100 MPa, 拘束圧を 0 MPa, 破壊靱性を $1.0 \text{ MPa m}^{1/2}$, 初期欠陥の間隔を 1.0 mm に固定し, 初期欠陥長を変化させた場合に, どのようなクリープ挙動を呈するかについて考察を行う. 図-9 には, 前出の初期欠陥長 1.0 mm をベースに, その 5 倍 (5.0 mm) および 10 倍 (10 mm) という初期欠陥長に対するクリープひずみ (開口ひずみ) の時刻歴を示している. 図中, 初期欠陥長が 1.0 mm の場合はひずみの値が小さく, ほとんど確認できなくなっていることに注意されたい. 初期欠陥長を増大させると発生する進展クラックの変形量が大きくなり, それにともなってクリープひずみが増大することは前述の通りであるが, 式 (33) の計算において初期欠陥および発生した進展クラック全体にわたって積分という手法を取るため, ひずみ量はさらに大きくなる.

(4) 初期欠陥の間隔の影響

さらに, 軸応力を 100 MPa, 拘束圧を 0 MPa, 破壊靱性を $1.0 \text{ MPa m}^{1/2}$, 初期欠陥長を 1.0 mm に固定し, 初期欠陥の間隔を変化させた場合に, どのようなクリープ挙動を呈するかについて考察を行う. 図-10 には, 前出の初期欠陥の間隔 1.0 mm をベースに, その 0.1 倍 (0.1 mm) および 10 倍 (10.0 mm) という初期欠陥の密度に対するクリープひずみ (開口ひずみ) の

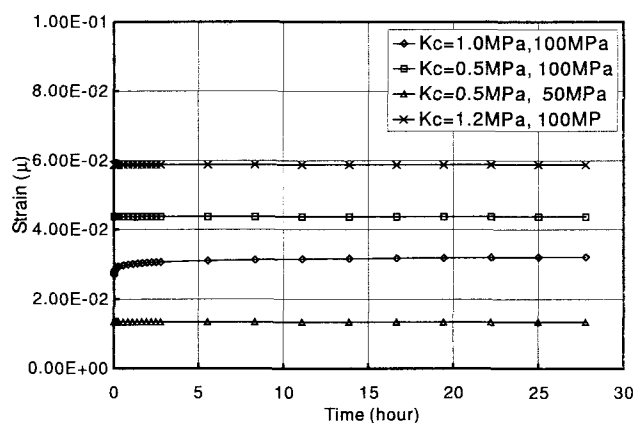


図-11 時間とひずみの関係 (破壊靱性を変化)

時刻歴を示している. 式 (33) は, クラック 1 個あたりのひずみを定義した式であるが, 本研究では, クラックが複数存在する場合は, 式 (33) にその個数分を乗ずることでクリープひずみを求めている. つまり, 体積 V 中に N 個のクラックが存在する場合は, 式 (33) に N を乗ずるが, クラックの長さおよび平均間隔をそれぞれ a , d とすると, これらのパラメータには, $2ad = \frac{V}{N}$ (2次元問題) あるいは $2\pi a^2 d = \frac{V}{N}$ (3次元問題) という関係がある⁵⁾. したがって, クリープひずみは初期欠陥の間隔が広くなると小さくなり, 逆に, 狭くなると大きくなる. 図は, こうしたクリープひずみと初期欠陥の間隔の関係を示している.

(5) 破壊靱性の影響

最後に, さらに軸応力を 100 MPa, 拘束圧を 0 MPa, 初期欠陥長とその間隔をともに 1.0 mm に固定し, 破壊靱性を変化させた場合に, どのようなクリープ挙動を呈するかについて考察を行う. 図-11 には, 前出の破壊靱性 $1.0 \text{ MPa m}^{1/2}$ の他に, $1.2 \text{ MPa m}^{1/2}$ と $0.5 \text{ MPa m}^{1/2}$ を追加し, $0.5 \text{ MPa m}^{1/2}$ については, 軸応力を 50 MPa, 拘束圧を 0 MPa とした解析も追加した. 与える応力が同じである場合, $K_I = K_c$ の関係より, 破壊靱性が大きいほど初期クラック長は小さくなり, 逆に, 破壊靱性が小さいほど初期クラック長は大きくなる. したがって, 破壊靱性が $0.5 \text{ MPa m}^{1/2}$ の場合は, 初期クラック長が大きくなり, それにともなって発生するひずみが大きくなる. 破壊靱性が $1.2 \text{ MPa m}^{1/2}$ の場合は, 初期クラックこそ小さいが, クラックが進展する際の応力拡大係数は大きく, 初期の段階において式 (34) よりクラックの進展長が大きくなる. 上述した 2 ケースの場合, いずれも初期の段階で大きなクラックとなるが, 更新されたクラック長を基に式 (5) を用いて応力拡大係数を計算すると, 拘束圧が 0 MPa であることから, 式 (5) の右辺の第一項が支配的となって, 更新される応力拡大係数は小さくなる. 応力拡大係数が小さくなることは, 式 (34) よりク

クラック進展速度が小さくなることを意味しており、クラックはほとんど進展しないことになる。なお、拘束圧 0 MPa を固定とした場合、破壊靱性が $1.0 \text{ MPa m}^{1/2}$ では、軸応力が 100 MPa より小さくなるとクラックが発生しない（成長を開始しない）が、破壊靱性が $0.5 \text{ MPa m}^{1/2}$ では、軸応力が 50 MPa でもクラックは発生した。しかしながら、拘束圧 0 MPa であることから、この場合も初期段階でクラックの成長が停止している。このように、破壊靱性を変化させた場合は、その他のパラメータと異なって現象は複雑となる。

4. 処分坑道の掘削とクリープ現象

4.1 解析概要

本研究では、MBC 解析（掘削解析）⁵⁾とクリープ解析（掘削後の時間依存的挙動の解析）⁴⁾を融合した手法を新たに開発し、2次元平面ひずみ下における MBC & クリープ解析を可能とした。これによって、掘削によって生じた EDZ におけるクリープ挙動について考察することができる。本章では、その解析例として、高レベル放射性廃棄物の処分坑道の規模と同規模（ただし、処分孔を有しない）の掘削解析およびその後の時間依存的挙動を追跡し、EDZ におけるクリープ挙動などについて考察を行う。

本解析で対象とした空洞規模は、高さ 3.78 m、幅 4.4 m の馬蹄形（円形部の半径が 1.80 m）で、この空洞が土被り 1000 m 程度の深部に位置するものと仮定した。初期地圧を算定するにあたっては、この土被りに岩盤の単位体積密度（本解析では 2.5 g/cm^3 と仮定）を乗じた程度とし、水平土圧については 30 MPa、鉛直土圧については、水平土圧と同じ 30 MPa（Case1）、1.5 倍の 45 MPa（Case2）、および 2.0 倍の 60 MPa（Case3）という 3 ケースについて解析を行うこととした。なお、鉛直土圧が水平土圧の 2.0 倍というケースは現実的ではないが、参考解析として追加した。

卓越する節理群は 2 セットを考え、これらの傾斜は、解析断面に対して右落ち 60 度、左落ち 60 度とし、走向は空洞軸に平行であると仮定した。過去の計算事例⁵⁾⁶⁾⁷⁾⁸⁾を参考に、両節理群とも、その有効寸法を 2.0 m、平均間隔を 1.0 m、摩擦角度を 30 度、そして起伏角度を 10 度と仮定した。また、卓越する節理などを除いた基質岩盤部の弾性係数およびポアソン比をそれぞれ、20 GPa および 0.25 とした。

クリープパラメータに関しては、前章とほぼ同様の値を用い、破壊靱性を 0.8 MPa、粘着力を 0 MPa、摩擦係数を 1.0、初期欠陥長およびその間隔をともに 1.0 mm、幾何学パラメータ θ および γ をともに 45 度、そしてクリープ係数 R および n をそれぞれ 0.0001 および 30 とした。

解析ではまず、解析領域外縁の境界に初期応力に相

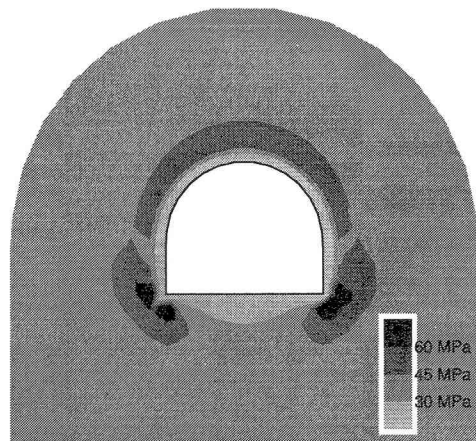


図-12 最大圧縮応力分布（掘削後、弾性解析）

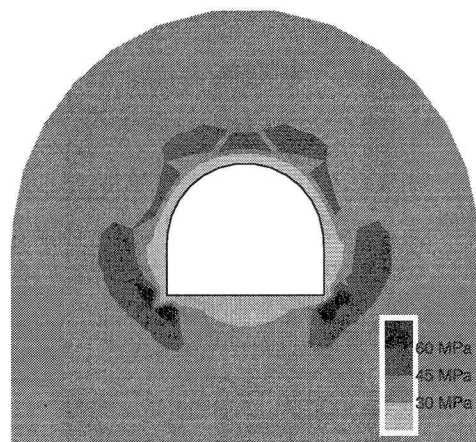


図-13 最大圧縮応力分布（掘削後、MBC 解析）

当する節点力を作用させ、領域全体に初期応力を発生させる。次に、解析領域外縁の全ての節点の x および y 方向の変位を固定し、掘削領域の要素を取り除く。この際に空洞掘削予定線に相当する節点において、掘削前に作用していた掘削要素の節点力を、符号を反転させてその節点に作用させることで掘削を表現する。なお、解析領域外縁付近において掘削による影響を低減させるため、解析領域を $50 \text{ m} \times 50 \text{ m}$ とした。

4.2 解析結果

(1) 掘削後の応力分布と節理の開口変位分布

本解析では、節理の変形を考慮しない弾性解析と、節理の変形を考慮した MBC 解析による 2 つの掘削解析を実施し、掘削解析後、クリープ解析を行った。まず、本小節では、掘削後の応力分布の比較を行う。図-12 および図-13 にそれぞれ、Case1 における弾性解析および MBC 解析による空洞掘削後の最大圧縮応力分布をプロットした。節理を考慮しない弾性解析では、空洞の掘削ともなって、空洞周方向の応力卓越、放射方向の緩和という現象は見られるものの、空洞周辺の岩

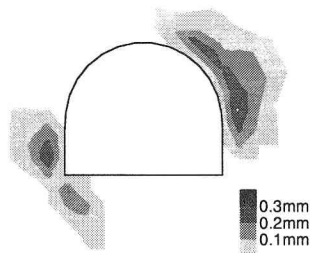


図-14 節理の開口変位分布 (右落ち 60 度, MBC 解析)

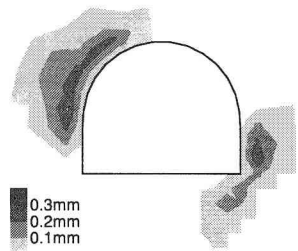


図-15 節理の開口変位分布 (左落ち 60 度, MBC 解析)

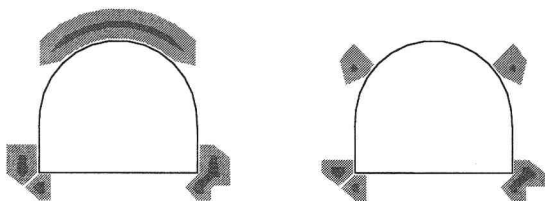


図-16 クリープひずみ分布 (Case1, 弾性解析) 図-17 クリープひずみ分布 (Case1, MBC 解析)

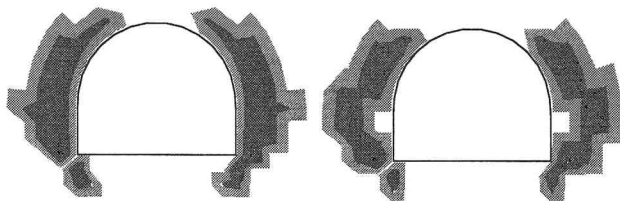


図-18 クリープひずみ分布 (Case2, 弾性解析) 図-19 クリープひずみ分布 (Case2, MBC 解析)

盤は健全であることから、比較的大きな応力が空洞周辺に残るのに対し、MBC 解析では、掘削にもなって周辺岩盤の節理が変形し、当該箇所コンプライアンスが増大する。コンプライアンスが増大したとともなって、応力は再配分され、応力はコンプライアンスが小さい、いわゆる健全な部分へと移動する。特に、節理の傾斜と直交する方向、つまり節理が開く方向にコンプライアンスが増大するため、この方向に応力が再配分される傾向がみられる。こうした応力再配分によって、深部箇所でも節理の変形が見られるため、弾性解析に比べるとグランドアーチに相当するような領域は、弾

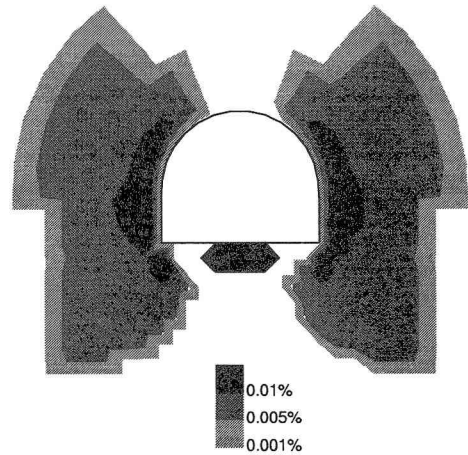


図-20 クリープひずみ分布 (Case3, 弾性解析)

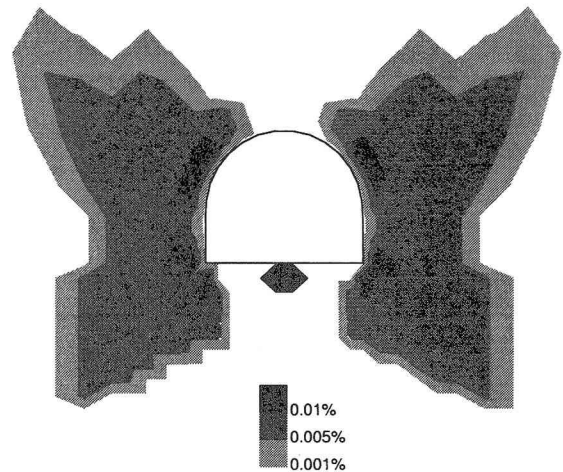


図-21 クリープひずみ分布 (Case3, MBC 解析)

性解析よりもやや空洞から離れた深部に現れる。参考として、図-14 および図-15 にそれぞれ、右落ち 60 度および左落ち 60 度の節理群の開口変位分布をプロットした。これら一連の図より、空洞形状が円形になっている周辺では、節理が変形した領域で応力が低下していることが分かる。空洞底部の隅角部でも節理は変形しているが、この周辺では、放射方向の応力が緩和されているのに対し、周方向の応力が卓越しているため、図-13 のような応力分布を呈している。

(2) クリープひずみ分布

次に、図-16～図-21 に、掘削後 3 日を経過した時点のクリープひずみ分布をプロットした。図-16 および図-17 はそれぞれ、Case1 の初期応力状態において弾性解析および MBC 解析を実施した後のクリープ分布を表わしているが、両図より、明らかにクリープ分布に差があることが分かる。弾性解析では、前述の通り、空洞天端部周辺の周方向に応力が卓越しているため、この付近でクリープひずみが大きくなるが、MBC

解析ではほとんどクリープが生じていない。これより、MBC 解析のように EDZ と等価な領域を評価できる手法とそうでない手法を用いて掘削解析を行った場合、掘削後の時間依存挙動が異なることが分かる。

図-18 および図-19 はそれぞれ、Case2 の初期応力状態において弾性解析および MBC 解析を実施した後のクリープ分布を表わしているが、この場合は、全体的には両解析にそれほど大きな差はみられないが、空洞の極近傍では、弾性解析の方が、クリープの値が大きく、また、空洞のスプリットライン近傍では両解析の差が顕著である。

さらに、やや応力状態としては非現実的であるが、Case3 の初期応力状態において弾性解析および MBC 解析を実施した後のクリープ分布それぞれを、図-20 および図-21 に示す。鉛直方向の応力レベルが大きく、結果として、軸差応力が大きくなっていることから、上述した2つの解析に比べ、クリープ挙動を呈する領域が広がっている。また、弾性解析では、クリープ領域が比較的空洞周辺に限られているのに対し、MBC 解析では空洞深部方向へ広がりを有する。これは MBC 解析では、前述の通り、EDZ から空洞深部に向かって応力が再配分されるためである。一方、0.01% を超えるひずみの領域は弾性解析の方が広く、EDZ を考慮しない弾性解析は、ややもするとそのクリープ量を過大評価する可能性もある。Case3 では、非現実的な初期応力を仮定しているため、こうした挙動が実際に起こるわけでないが、EDZ を的確に評価する必要性を示唆していると考えられる。なお、本解析では対応していないが、クラックの連結などが生じると、さらにひずみ量が大きくなる可能性もある。

5. まとめ

本研究では、MBC 解析とメカニズムに立脚して構築されたクリープ解析を融合し、新たな解析手法を開発した。開発手法を用いて、空洞掘削によって出現する EDZ 内におけるクリープ挙動について考察を加えた。その結果、対象となる地下 300 ~ 1000 m 程度の深部では、空洞の安定性に左右するようなクリープ挙動は起こり難いものの、EDZ を考慮しない場合（弾性解析）と考慮した場合（MBC 解析）では、クリープの領域および値に差があることが判明した。また、空洞の安定性を左右しなくとも、水理特性などに影響を与える可能性があるが、開発手法のようなメカニズム立脚型のモデルにおいては、不連続面（微小クラックから節理に至るまで）の変形量を算出できることから、現象論的なモデルと異なり、掘削およびクリープにともなう透水性能の変化予測も可能となる。したがって、放射性廃棄物の処分問題などでは、メカニズム立脚型のツールを用いた事前解析が必須であると考えられる。

なお、今回の解析では、節理のように比較的規模の大きな不連続面のクリープ現象などを考慮していないが、こうしたサイズの不連続面に対するクリープ挙動や、今回検討したような応力腐食割タイプ以外のクリープ挙動についても検討が必要であると考えられる。また、本研究では、三次クリープの範囲をカバーしていないため、こうした領域におけるクリープのモデル化も今後の課題である。さらに、本研究では EDZ の発生および拡大機構の詳細については踏み込んでいないため、今後は、これらをより詳細に検討する必要があるものと思われる。

付記： 本研究の一部は、文部科学省科学研究補助金（若手研究（B）課題番号 14750392、研究代表者：吉田秀典）および（財）生産技術研究奨励会研究助成（研究代表者：吉田秀典）の助成を得て行なった。

参考文献

- 1) The Geoscience Program, *Proceeding of The Twelfth Information Meeting of The Nuclear Fuel Waste Management Program, Atomic Energy of Canada Limited Technical Record*, TR-200, 1982.
- 2) B.J.S.Wolkins & A.R.Reich & W.R.Wallace: Slow Microcracking in Plutonic Rocks, *Atomic Energy of Canada Limited Technical Record*, TR-264, 1984.
- 3) Horii, H. and Nemat-Nasser, S.: Brittle failure in compression: splitting, faulting and brittle-ductile transition, *Phil. Trans. Roy. Soc. London*, 319(1549), pp.337-374, 1986.
- 4) Yoshida, H. and Horii, H.: A Micromechanics-based Model for Creep Behavior of Rock, *Applied Mechanics Review*, No.8, pp.294-303, 1992.
- 5) Yoshida, H. and Horii, H.: Micromechanics-Based Continuum Model for a Jointed Rock Mass and Excavation Analysis of a Large-Scale Cavern, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science*, Vol.41, Issue 1, pp.119-145, 2004
- 6) Yoshida, H., Horii, H. and Uno, H.: Micromechanics-Based Continuum Theory for Jointed Rock Mass and Analysis of Large-Scale Cavern Excavation, *Proceedings of Eighth International Congress on Rock Mechanics*, pp.689-692, 1995.
- 7) 吉田秀典, 堀井秀之: 地盤材料に対するマイクロメカニクスに基づく連続体モデル, 応用力学論文集, Vol.1, pp.527-536, 1998.
- 8) 吉田秀典, 堀井秀之, 打田靖夫: マイクロメカニクスに基づく岩盤の連続体モデルによる大河内発電所地下発電所空洞掘削の解析と計測値との比較, 土木学会論文集, No.547/III-36, pp.39-56, 1996.
- 9) Robert L.Krantz: Crack Growth and Development During Creep of Barre Granite, *J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol.16, pp.23-35, 1979
- 10) Barry Kean Atkinson: Subcritical Crack Growth in Geological Materials, *Journal of Geophysical Research*, Vol.89, No.B6, pp.4077-4114, 1984.
- 11) Robert L.Krantz: The Effects of Confining Pressure and Stress Difference on Static Fatigue of Granite, *Journal of Geophysical Research*, Vol.85, No.B4, pp.1854-1866, 1980.

(2004年4月16日受付)