

# コンプリメンタリエネルギー等価仮説による岩盤の 損傷力学モデルとその地下空洞掘削問題への適用

呉 旭\*・市川康明\*\*・京谷孝史\*\*\*・  
川本朧万\*\*\*

コンプリメンタリエネルギー等価仮説に基づいて、損傷力学理論による不連続性岩盤の弾性コンプライアンスを導く方法を提案する。本手法の特徴は損傷による岩盤の側方変形特性への影響、いわゆる損傷のボアソン効果を従来の損傷モデル<sup>5),6)</sup>より効果的に表現できることにある。提案方法を地下空洞の逐次掘削問題に適用し、他の手法および実際計測データと比較し、その妥当性を検討した。

**Key Words** : damage mechanics, jointed rock mass, cavern excavation

## 1. はじめに

地下発電所用空洞や燃料地下備蓄用空洞など大規模岩盤構造物を建設する際に、掘削による岩盤の変形挙動を正確に予測することは、岩盤構造物の安定性の検討や支保工の設計などに重要である。近年、有限要素法などの数値解析技術が積極的に利用されているが、掘削による岩盤の変形挙動の予測手法は、未だ十分に実用に耐える段階に至っていないと考えられる。その理由としては、岩盤の3次元的地質構造、初期地山応力、および境界条件など解析条件の設定に多くの不確実性が存在しているほかに、対象とする岩盤の力学モデルが不適切であることや、モデルに含まれているパラメーターが正確に決められていないことが挙げられる。

言うまでもなく、断層や破碎帯などの大規模な地質不連続性は岩盤構造物の変形挙動に支配的な影響を与える。これらに対しては、調査、設計、施工の各段階において多くの注意が払われ、解析上ではジョイント要素などを用いて直接的にその挙動が取り扱えるようになっていく。一方、節理や亀裂など中小規模の分布不連続面に関しては、掘削される構造物の規模が大きくなると、その岩盤構造物の変形挙動への影響が無視できないことは、数多くの現場計測結果から明らかになってきた<sup>1)</sup>。にもかかわらず、その力学的取扱いはまだ不十分であると言わざるを得ない。

Oda<sup>2),3)</sup>は岩盤の分布不連続面の幾何学特性をクラックテンソルを用いて表現し、岩盤に生ずるひずみを岩実質部分と亀裂部分のひずみの和と仮定して、岩盤の弾性コンプライアンスを求めた。山辺・原・小田<sup>4)</sup>はこの

クラックテンソル理論を適用する際に、モデルのパラメーターの決め方について詳しく議論し、3次元の地下空洞掘削問題を含めて多数の解析を行った。京谷・市川・川本<sup>5)</sup>、Kawamoto・Ichikawa・Kyoya<sup>6)</sup>は損傷力学理論を不連続性岩盤の力学特性評価に適用した。岩盤の節理調査結果から損傷テンソルを決める方法を提案し、分布不連続面の力学効果を岩盤の応力伝達面積の減少にあると考えて実質応力を定義し、ひずみ等価仮説に基づいて岩盤の構成則を導き出した。また、土山・大上・市川<sup>7)</sup>は、この方法を実際の地下発電所空洞の変形予測に適用するにあたって、岩盤の変位計測データから損傷テンソルを同定する方法を示した。桜井・谷河<sup>8)</sup>は不連続面の法線方向および接線方向の剛性を低下させ、節理性岩盤の異方性変形挙動を表現する手法を提案し、それを逆解析に取り込み、斜面や地下空洞掘削の問題に適用している。

Salamon<sup>9)</sup>は互層岩盤を対象に、弾性エネルギー等価仮説の下で互層岩盤と等価な異方弾性体を得る方法を提案した。なお、Gerrard<sup>10)</sup>やWittke<sup>11)</sup>らはその結果を広く利用し、拡張してきた。一方、Singh<sup>12)</sup>は直交節理性岩盤(非完全節理をも含む)を対象に、節理の応力集中係数を求め、弾性複合材料力学理論に基づいて等価な異方性弾性体を導いた。

以上で述べたように、不連続性岩盤の変形特性に関しては、様々な側面から研究が行われているが、実際の岩盤変形挙動をより適切に表現するには、まだ多くの問題点が残っている。例えば、Fig.1に示すように、掘削による地下空洞側壁岩盤のはらみ出し変形の予測が、そのひとつである。このはらみ出し変形は、主に不連続面の開口変位によるものと考えられる。掘削すると、側壁岩盤の法線方向の応力が解放され、側壁とほぼ平行に分布している不連続面が徐々に開口し、また接線方向の応力が集中することによって、この開口変位をさらに増大さ

\*正会員 工博 名古屋大学助手 工学部機械情報システム工学科 (〒464-01 名古屋千種区不老町1)

\*\*正会員 工博 名古屋大学助教授 工学部地圏環境工学専攻

\*\*\*正会員 工博 愛知工業大学教授 土木工学科

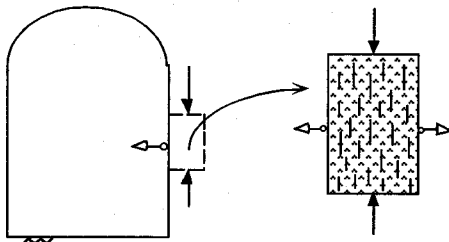


Fig.1 Displacement caused by the opening of joints

せる。

本論文では、掘削による地下空洞周辺岩盤の変形挙動、とくに側壁岩盤のはらみ出し変形と分布不連続面との関連に注目し、コンプリメンタリエネルギー等価仮説に基づいて岩盤の損傷力学モデルを導出し、このモデルの主な特徴を考察する。テスト問題として、地下空洞逐次掘削の平面ひずみ有限要素法解析を行い、各種の岩盤力学モデルによる岩盤変位の解析結果を比較し、提案手法の適用性を検討する。最後に、同手法を実際の地下発電所用空洞の変形予測に適用し、現場計測データと比較して、同手法の実用性を確認する。

## 2. 岩盤の弾性コンプライアンスの導出

Kachnov は金属の一軸引張りクリップ破断時間（一定の荷重を加えてから材料破壊までの経過時間）の研究にあたって、クリップ変形（荷重が一定のまま、時間とともに生じた変形）にともなう材料の内部で空洞や亀裂などが発生し、その力学効果はコーシー応力（Cauchy stress）を伝達する材料の有効面積が減少することによってコーシー応力が拡大され、実質応力（effective stress）となり、材料の破断を及ぼすことにあると考案した。この考え方をきっかけにして、近年、連続体損傷力学が発達してきた<sup>13)</sup>。中でも、Murakami and Ohno<sup>14)</sup>の異方損傷場の実質応力の導出や Cordebois and Sidoroff<sup>15)</sup>のコンプリメンタリエネルギー等価仮説（ひずみ等価仮説の代わり）の提唱などが、3次元異方性損傷問題の解析に大きなインパクトを与えている<sup>16)</sup>。

最初に、Murakami and Ohno<sup>14)</sup>と Cordebois and Sidoroff<sup>15)</sup>を参考に、不連続性岩盤の変形特性の損傷力学的評価方法を示す。ただし、第1次近似として、変形に伴う損傷の変化を考えずに、あらかじめ岩盤に存在している不連続面を損傷として捕らえ、その岩盤の変形特性への影響を検討することにする。

### (1) 分布不連続面による有効面積の減少と損傷テンソル

Fig.2 に示すように、損傷主値座標 ( $X_\alpha, X_\beta, X_\gamma$ ) において、コーシー四面体  $OABC$  を考える。

分布不連続面の存在のため、相互に直交する3つの三角形面要素  $\triangle OBC, \triangle OAC, \triangle OAB$  (面積はそれぞれ

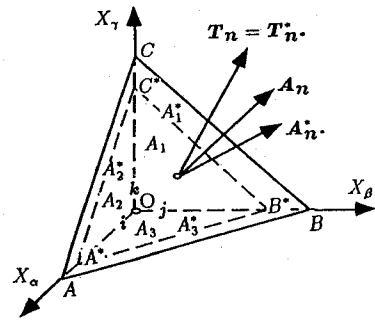


Fig.2 Cauchy element in principal damage coordinates

$A_1, A_2, A_3$  とする) においては、それぞれ  $A_1^*, A_2^*, A_3^*$  の空隙面積が存在していると仮定する。そうすると、面要素ベクトル  $A_n$  (大きさが三角形  $\triangle ABC$  の面積  $A_n$  であり、方向ベクトルが  $n$  である。) が面要素ベクトル  $A_n^*$  (大きさが三角形  $\triangle A^*B^*C^*$  の面積  $A_n^*$  であり、方向ベクトルが  $n^*$  である。) に変換され、その間の線形変換作用素は2階対称のテンソル ( $I - \Omega$ ) より構成されている。すなわち、

$$\begin{aligned} A_n^* &= (A_1 - A_1^*)i + (A_2 - A_2^*)j + (A_3 - A_3^*)k \\ &= [(1 - \omega_1)i \otimes i + (1 - \omega_2)j \otimes j + (1 - \omega_3)k \otimes k] A_n \\ &= (I - \Omega) A_n \dots \dots \dots (1) \end{aligned}$$

ここに、 $I = i \otimes i + j \otimes j + k \otimes k$  は2階単位テンソル、 $\Omega = \omega_1 i \otimes i + \omega_2 j \otimes j + \omega_3 k \otimes k$  は損傷テンソルである。また、 $\omega_1 = A_1^*/A_1, \omega_2 = A_2^*/A_2, \omega_3 = A_3^*/A_3$  はそれぞれ損傷テンソル  $\Omega$  の主値である。

### (2) 有効面積の減少によるコーシー応力の拡大と実質応力

$\triangle ABC$  に作用しているコーシー合力ベクトル  $T_n$  と  $\triangle A^*B^*C^*$  に作用している実質合力ベクトル  $T_n^*$  とが等しいと仮定し、また  $T_n = A_n \sigma n$ 、および  $T_n^* = A_n^* \sigma^* n^*$  とすると、式(1)よりつぎの関係式が得られる。

$$\begin{aligned} \sigma^* &= \sigma (I - \Omega)^{-1} \\ &= \sigma \Phi \dots \dots \dots (2) \end{aligned}$$

ここに、 $\Phi = (I - \Omega)^{-1}$  である。

式(2)で定義している実質応力  $\sigma^*$  は、異方性損傷の場合において非対称となり、力学上では不便を生ずるため、何らかの対称化が要求される。そこで、式(2)のDecartes分解の対称部分を実質応力として採用することにする<sup>14), 15)</sup>。

$$\sigma^* = \frac{1}{2} (\sigma \Phi + \Phi \sigma) \dots \dots \dots (3)$$

なお、式(3)は次のように書き直せる。

$$\sigma^* = M \sigma \dots \dots \dots (4)$$

ここに、

$$M_{ijkl} = (\delta_{ik} \phi_{jl} + \delta_{jk} \phi_{il}) / 2 \dots \dots \dots (5)$$

であり、 $M$  は実質応力変換テンソルと呼ばれる。

等方性損傷場 ( $\omega_{ij} = \omega \delta_{ij}$ ) においては明らかに、 $M_{ijkl} = (1-\omega)^{-1}(\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk})/2$  であり、 $M_{ijkl}$  が 4 階の等方テンソルとなる。これは 1 次元の場合の Kachanov の実質応力の拡張とも言える。

(3) コーシー応力の拡大による材料剛性の劣化と不連続性岩盤のコンプライアンス

損傷力学において、弾性構成則を簡易に導き出すには、従来 2 種類の手法が提案されている。一つは、ひずみ等価仮説を用いる方法であり、もう一つは、コンプリメンタリエネルギー等価仮説を用いる方法である。

ひずみ等価仮説とは<sup>13)</sup>、コーシー応力による損傷材料のひずみ応答と実質応力による非損傷材料のひずみ応答とが等しいという仮説である。これによって、損傷材料の弾性コンプライアンス  $C$  は、つぎのように求められる。

$$C = C^0 M \dots\dots\dots (6)$$

ここに、 $C^0$  は非損傷材料(損傷を含まない岩石実質部分)の弾性コンプライアンスである。ただし、式(6)より求めた損傷材料の弾性コンプライアンス  $C$  は、異方性損傷の場合に非対称となっているから、一意的なエネルギー関数が存在しない。この困難を避けるために、Cordebois and Sidoroff ら<sup>15)</sup>は、上述のひずみ等価仮説の代わりにコンプリメンタリエネルギー等価仮説を提案した。

コンプリメンタリエネルギー等価仮説とは、コーシー応力による損傷材料のコンプリメンタリエネルギー関数と実質応力による非損傷材料のコンプリメンタリエネルギー関数とが等しいという仮説である。これによって、損傷材料の弾性コンプライアンス  $C$  は、つぎのように求められる。

いま、コーシー応力によるコンプリメンタリエネルギー関数を

$$V(\sigma, \Omega) = \frac{1}{2} \sigma : \varepsilon = \frac{1}{2} \sigma : C \sigma \dots\dots\dots (7)$$

とし、実質応力によるコンプリメンタリエネルギー関数を

$$V^*(\sigma^*(\Omega)) = \frac{1}{2} \sigma^* : \varepsilon^* = \frac{1}{2} \sigma^* : C^0 \sigma^* \dots\dots\dots (8)$$

と定義して、両者を等値する ( $V(\sigma, \Omega) = V^*(\sigma^*(\Omega))$ ) と、損傷材料の弾性コンプライアンス  $C$  が

$$C = M^T C^0 M \dots\dots\dots (9)$$

と計算される。

京谷・市川・川本<sup>5)</sup>、Kawamoto・Ichikawa・Kyoya<sup>6)</sup>は、不連続面が引張り応力に対して抵抗しないが、圧縮応力に対してはある程度抵抗することを考慮し、式(2)の実質応力を修正し、岩盤の実質応力を定義した。また、ひずみ等価仮説を用いた場合に、弾性コンプライアンスが非対称になるのを避けるために、コーシー応力を実質

応力とコーシー応力および損傷テンソルの非線形関数との差で表している。しかし、この方法を用いると、損傷による岩盤の側方変形特性への影響が正確に表現できない。したがって、本論文ではひずみ等価仮説のかわりに、コンプリメンタリエネルギー等価仮説を用いることにする。また、損傷テンソルの値は岩盤の変位計測データなどから同定できること(逆解析の導入)を考慮し<sup>7)</sup>、ここに、岩盤の損傷力学モデルにおける実質応力は式(4)を用いて定義する。

いま、岩盤の母材(岩石)を等方線形弾性体とする。

$$C_{ijkl}^0 = \frac{1}{E_0} [(1+\nu_0)\delta_{ik}\delta_{jl} - \nu_0\delta_{ij}\delta_{kl}] \dots\dots\dots (10)$$

また、応力とひずみのベクトル成分表示はそれぞれ

$$\sigma = (\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}, \sigma_{12}, \sigma_{23}, \sigma_{31})^t, \\ \varepsilon = (\varepsilon_{11}, \varepsilon_{22}, \varepsilon_{33}, 2\varepsilon_{12}, 2\varepsilon_{23}, 2\varepsilon_{31})^t \dots\dots\dots (11)$$

とすると、岩盤の弾性コンプライアンス  $C$  の行列表示は、 $M = \text{Diag} \left\{ \alpha, \beta, \gamma, \frac{(\alpha+\beta)}{2}, \frac{(\beta+\gamma)}{2}, \frac{(\gamma+\alpha)}{2} \right\}$  (式(5)より)を式(9)に代入し、つぎのように計算される。

$$C = \frac{1}{E_0} \begin{bmatrix} A & 0 \\ 0 & B \end{bmatrix} \dots\dots\dots (12)$$

$$A = \begin{bmatrix} \alpha^2 & -\nu_0\alpha\beta & -\nu_0\alpha\gamma \\ -\nu_0\beta\alpha & \beta^2 & -\nu_0\beta\gamma \\ -\nu_0\gamma\alpha & -\nu_0\gamma\beta & \gamma^2 \end{bmatrix} \dots\dots\dots (13)$$

$$B = (1+\nu_0) \begin{bmatrix} \frac{(\alpha+\beta)^2}{2} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{(\beta+\gamma)^2}{2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{(\gamma+\alpha)^2}{2} \end{bmatrix} \dots\dots\dots (14)$$

$$\alpha = \frac{1}{1-\omega_1}, \beta = \frac{1}{1-\omega_2}, \gamma = \frac{1}{1-\omega_3} \dots\dots\dots (15)$$

ここに、 $\text{Diag}(\cdot)$  は対角行列を表している。 $E_0, \nu_0$  は、それぞれ非損傷材料(岩石)の弾性係数とポアソン比であり、 $\omega_1, \omega_2, \omega_3$  はそれぞれ損傷テンソル  $\Omega$  (岩盤の不連続面)の3つの損傷主値である。

(4) 損傷主値間の相互作用によるせん断剛性の低下  
3つの損傷主値 ( $\omega_1, \omega_2, \omega_3$ ) 間の相互作用を考慮するために、self-consistant の考え方を参考にして、近似的な評価方法を試みる。

まず、岩盤の母材(岩石)に損傷主値  $\omega_1$  だけが存在していることを考える。この場合の等価弾性コンプライアンス  $C_{(\omega)}$  は、 $M = M_\alpha = \text{Diag} \left\{ \alpha, 1, 1, \frac{\alpha+1}{2}, 1, \frac{1+\alpha}{2} \right\}$  を式(9)に代入すれば計算することができる。ただし、このときの  $C^0$  は岩石の弾性コンプライアンス

であり、式 (10) で表している。つぎに、求められた  $C_{(\alpha)}$  を新たな母材として、損傷主値  $\omega_2$  だけが存在していることを考える。この場合の等価弾性コンプライアンス  $C_{(\alpha, \beta)}$  は、 $C^0 = C_{(\alpha)}$ 、 $M = M_\beta = \text{Diag} \left[ 1, \beta, 1, \frac{(1+\beta)}{2}, \frac{(\beta+1)}{2}, 1 \right]$  を式 (9) に代入すれば計算することができる。同様に、求められた  $C_{(\alpha, \beta)}$  を再び母材として、損傷主値  $\omega_3$  だけが存在していることを考える。この場合の等価弾性コンプライアンス  $C_{(\alpha, \beta, \gamma)}$  は、 $C^0 = C_{(\alpha, \beta)}$ 、 $M = M_\gamma = \text{Diag} \left[ 1, 1, \gamma, 1, \frac{(1+\gamma)}{2}, \frac{(\gamma+1)}{2} \right]$  を式 (9) に代入すれば計算することができる。ここに、 $C_{(\alpha, \beta, \gamma)}$  を損傷主値間の相互作用を考慮した岩盤の弾性コンプライアンス  $C'$  として定義する。最終的に、 $C'$  は式 (16) と式 (17) で与えている。上述の計算の順番が変わっても計算の結果は変わらないことに注意された。

$$C' = \frac{1}{E_0} \begin{bmatrix} A & 0 \\ 0 & B' \end{bmatrix} \dots\dots\dots (16)$$

ただし、 $A$  は式 (13) で与え、 $B'$  はつぎのように定義される。

$$B' = (1 + \nu_0) \begin{bmatrix} \frac{(1+\alpha)^2(1+\beta)^2}{8} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{(1+\beta)^2(1+\gamma)^2}{8} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{(1+\gamma)^2(1+\alpha)^2}{8} \end{bmatrix} \dots\dots\dots (17)$$

(5) 考察

以上で示したように、コンプリメンタリエネルギー等価仮説に基づいて導き出した岩盤の等価弾性コンプライアンス  $C$  あるいは  $C'$  は、岩石の弾性係数  $E_0$  とポアソン比  $\nu_0$  および岩盤の不連続性を表す損傷テンソル  $\Omega$  だけで決められる。その主な特徴は、以下のようである。

- 1) 損傷が等方性であれ異方性であれ岩盤の弾性コンプライアンスは常に対称、しかも正定値である。
- 2) 損傷がない場合 ( $\omega_1 = \omega_2 = \omega_3 = 0$ 、あるいは  $\alpha = \beta = \gamma = 1$ )、当然ながら岩盤の弾性コンプライアンスは岩盤の母材 (岩石) そのものと等しい。また、式 (12) と式 (16) とは同じとなる。すなわち、 $C = C' = C^0$ 。
- 3) 損傷が異方性的場合、岩盤の見かけ上のポアソン比 (apparent Poisson's ratio) が変化して、損傷による岩盤の側方変形特性への影響 (いわゆる損傷のポアソン効果) を表すことができる。これについて、Fig.3 で説明する (図中の  $\nu_0$  は岩石のポアソン比であり、 $\nu_{yx}$  は岩盤の  $Y$  方向の変形に対する  $X$  方向のポアソン比であ

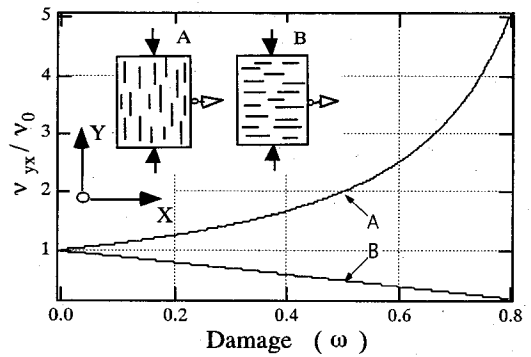


Fig.3 Poisson effect due to anisotropic damage

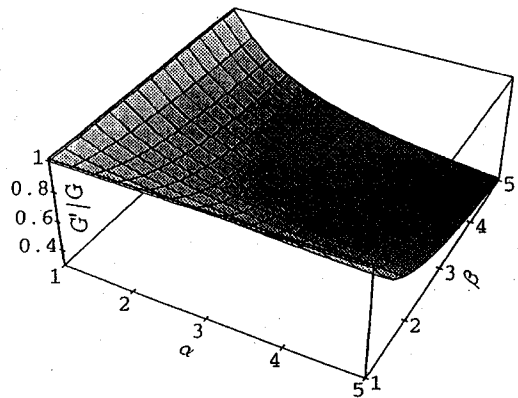


Fig.4 Variation of shear modulus caused by the interaction of principal damage

る)。式 (12) によると  $X$  方向に密度  $\omega = 0.5$  の不連続面が存在した場合、岩盤のポアソン比  $\nu_{yx}$  が岩石のポアソン比の 2 倍となる。すなわち、 $Y$  方向の圧縮応力による岩盤の側方 ( $X$  方向) の膨張変形は損傷がない場合の 2 倍となる。

4) 一組以上の不連続面群が存在する場合には、損傷主値間の相互作用を考慮することによって、損傷主値座標系における岩盤のせん断変形係数はさらに低下する。これに関しては、Fig.4 で説明する。同図の縦軸は、損傷主値間の相互作用を考慮するせん断変形係数  $G'$  と損傷主値間の相互作用を考慮していないせん断変形係数  $G$  との比率 ( $G'/G$ ) である。式 (14) と式 (17) より

$$G'/G = \frac{4(\alpha + \beta)^2}{(1 + \alpha)^2(1 + \beta)^2}$$

と求められる。例えば、損傷主値  $\omega_1 = 0.5$ 、 $\omega_2 = 0.3$ 、つまり  $\alpha = \frac{1}{1 - \omega_1} = 2$ 、 $\beta = \frac{1}{1 - \omega_2} = 1.429$  とすれば、損傷主値座標系 ( $X_\alpha X_\beta$ ) における岩盤のせん断変形係数は、損傷主値間の相互作用を考慮することによって、11.43% 程度低下することが判る。

つぎに、赤井・山本・有岡<sup>17)</sup>の緑泥片岩の一軸圧縮実験結果を用いて、変形係数の異方性について説明する。赤井らは載荷軸と層理面の法線との角度  $\theta$  を変化させ、

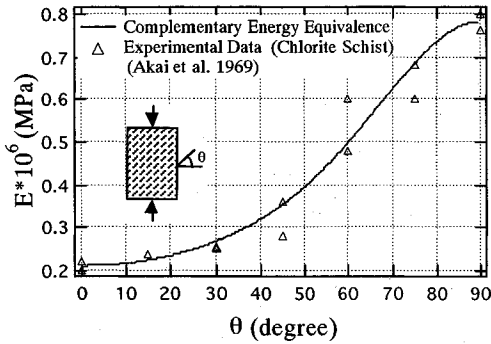


Fig. 5 Change of deformation modulus by angle  $\theta$

載荷方向の変形係数  $E_\theta$  がどのように変化するかを実験的に調べた。そこで、提案手法がこの実験結果をどの程度表現できるかについて検討する。

まず、前に求めた損傷主値座標系 ( $X_\alpha, X_\beta, X_\gamma$ ) における岩盤の弾性コンプライアンス  $C$  あるいは  $C'$  から、解析座標系 ( $XYZ$ ) における岩盤の弾性コンプライアンス  $C_{(xyz)}$  を求める。これは損傷主値座標系および解析座標系における応力ベクトルの間の変換マトリックス  $Q$  を用いて、つぎのように求められる。

$$C_{(xyz)} = Q^T C Q$$

$$C'_{(xyz)} = Q^T C' Q \dots \dots \dots (18)$$

2次元の場合、 $Q$  は

$$Q = \begin{bmatrix} \cos^2\theta & \sin^2\theta & \sin 2\theta \\ \sin^2\theta & \cos^2\theta & -\sin 2\theta \\ -\sin\theta\cos\theta & \sin\theta\cos\theta & \cos^2\theta - \sin^2\theta \end{bmatrix} \dots (19)$$

と書ける。

つぎに、損傷量  $\omega$  を求める。 $\omega$  の定義としては空隙やクラックなどによる材料内部の面積欠損率を表している。ここでは、層界面が水平および垂直となる場合、即ち  $\theta=0^\circ$  と  $\theta=90^\circ$  の場合の緑泥片岩の変形係数の実験データ ( $E_{00}, E_{90}$ ) から、

$$\omega = 1 - \sqrt{E_{00}/E_{90}}$$

の関係式 (式 (18) より) を用いて逆計算する。この例では、 $\omega=0.481$  となっている。

提案手法により予測した緑泥片岩の変形係数の変化を、実験結果と共に Fig. 5 に示す。図からわかるように、両者はよく一致している。

### 3. 地下空洞掘削問題への適用

ここでは、提案手法を地下空洞逐次掘削問題の解析に適用し、地下空洞の変形挙動、とくに側壁岩盤のはらみ出し変形をどの程度表現できるかについて検討する。

#### (1) 各種解析手法との比較

不連続性岩盤ワーキンググループ<sup>18)</sup>に紹介された地下空洞逐次掘削の平面ひずみ有限要素解析を例題として取

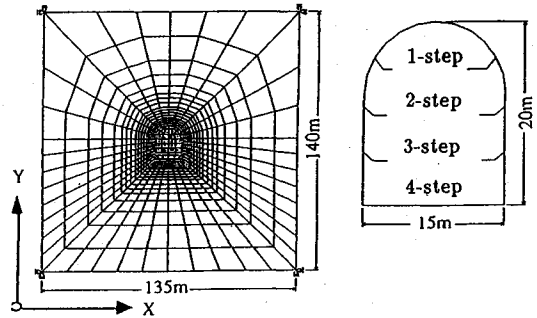


Fig. 6 Finite element mesh of cavern excavation

Table 1 Parameters used in the calculations

In-site stresses (MPa):	
$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 4.988 & 0.255 \\ 0.255 & 4.263 \end{bmatrix}$	$\sigma_1 = 5.069$ $\sigma_2 = 4.183$ $\theta_\sigma = 17.5^\circ$
rock	
Young's modulus : $E_0 = 2.519 \cdot 10^4 (MPa)$	
Poisson's ratio : $\nu_0 = 0.28$	
damage tensor :	
$\Omega_{ij} = \begin{bmatrix} \omega_{xx} & \omega_{xy} \\ \omega_{yx} & \omega_{yy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.607 & 0.073 \\ 0.073 & 0.309 \end{bmatrix}$	$\alpha = 2.659$ $\beta = 1.413$ $\theta_\omega = 13.1^\circ$
crack tensor :	
$F_{ij} = \begin{bmatrix} F_{xx} & F_{xy} \\ F_{yx} & F_{yy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 3.95 & 0.47 \\ 0.47 & 2.01 \end{bmatrix}$	
rock mass	
Young's modulus : $E = 0.686 \cdot 10^4 (MPa)$	
Poisson's ratio : $\nu = 0.28$	

り上げる。これは石油備蓄を目的とした実際の地下空洞の掘削問題を取り扱ったものである。データは星野<sup>19)</sup>から引用した。この問題を以下の5つの手法で解析する。Case (A) コンプリメンタリエネルギー等価仮説に基づく損傷力学手法1 (損傷主値間の相互作用を考慮しない)、Case (B) コンプリメンタリエネルギー等価仮説に基づく損傷力学手法2 (損傷主値間の相互作用を考慮する)、Case (C) ひずみ等価仮説に基づく損傷力学手法、Case (D) クラックテンソル手法、Case (E) 電中研の方法 (各解析ステップごとに、応力状態に応じて岩盤の変形係数、ポアソン比およびせん断強度を変化させて、岩盤の非線形弾性変形特性を考慮する手法である。その詳細に関しては、林・日比野<sup>20)</sup>に参照されたい。)、Case (F) 原位置試験結果を用いた等方線形弾性体手法。ただし、Case (E) の解析結果は文献18)から引用したものである。

Fig. 6 に示すように、空洞の長軸を Z 軸に、横断面の水平方向を X 軸に、垂直上向きを Y 軸にそれぞれ設定し、XY 横断面を平面ひずみ条件として4段階掘削の有限要素解析を行った。解析条件は Table 1 に示している。

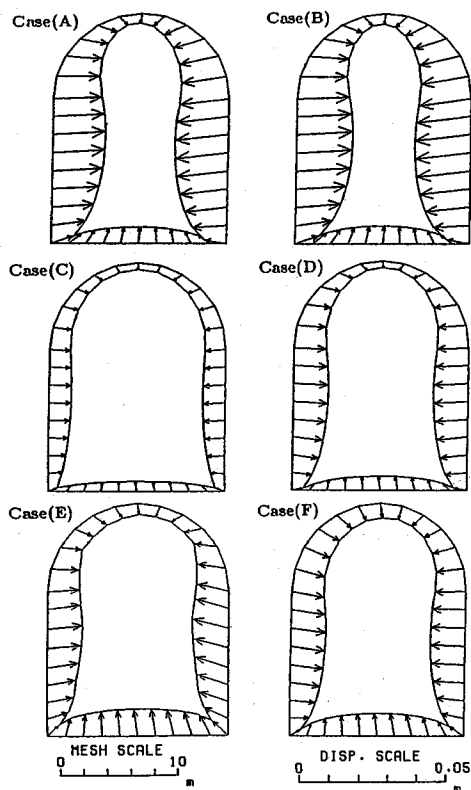


Fig.7 (a) Comparison of the cavern surface's displacement calculated by various models

また、 $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$ は初期地山応力の二つ主値であり、 $\theta_\sigma$ は $\sigma_1$ とX軸とのあいだの角度である。

逐次掘削有限要素解析による最終掘削ステップでの空洞の内空変位ベクトル図を Fig.7 (a) に、岩盤内相対変位図を Fig.7 (b) に、空洞の天端沈下量、側壁の最大はらみ出し変位量、底盤隆起変位量を Fig.7 (c) にそれぞれ示す。これらの結果から判るように、コンプリメンタリエネルギー等価仮説に基づく損傷力学手法 (Case (A) と Case (B)) は、ひずみ等価仮説に基づく損傷力学手法 (Case (c)) に比べて、同じ損傷テンソルを使っても、大きなはらみ出し変形量を予測すると同時に、天端沈下量や底盤隆起量に対するはらみ出し変形量の比率も大きめに予測した。また、提案手法と Case (D)、Case (E) および Case (F) との間の計算結果の比較については、各手法における入力データの等価性がないので、定量的な議論はできないが、空洞の内空変形状 (変位の大きさと方向) および側壁、天端、底盤において岩盤内の相対変位の特徴をみるために、参考として各手法の計算結果を図に合わせて示した。

この解析例では、 $\theta_\sigma = 13.1^\circ$ 、つまり空洞側壁とほぼ平行に不連続面が多数存在している。また地山応力の最大主応力も空洞側壁と  $\theta_\sigma = 17.5^\circ$  という小さな角度を成

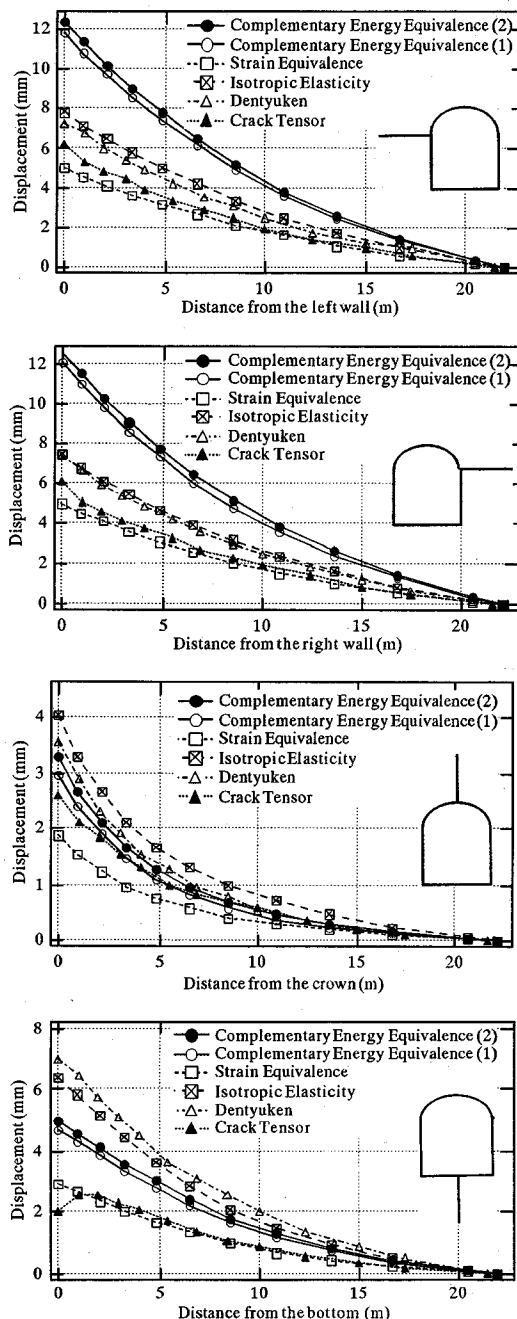


Fig.7 (b) Comparison of deformation along different lines calculated by various models

している。掘削すると、側壁岩盤の法線方向の応力が解放され不連続面が開口し、また接線方向の応力が集中することによって、この開口変位をさらに増大させ大きなはらみ出し変形を引き起こすと考えられる。以上の解析結果から分かるように、コンプリメンタリエネルギー等価仮説に基づく損傷力学手法は、こういった掘削による地下空洞の内空変位の特徴をある程度表現でき、特に側

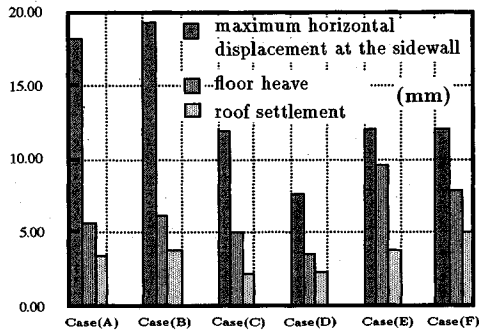


Fig.7 (c) Comparison of the maximum horizontal displacement at the sidewall, the roof settlement and the floor heave calculated by varying models

Table 2 Parameters used in the practical case

In-situ stresses (MPa):	
$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 4.529 & 1.421 \\ 1.421 & 3.359 \end{bmatrix}; \sigma_1 = 5.390$	$\sigma_2 = 2.548$ $\theta_\sigma = 33.4^\circ$
rock	
Young's modulus : $E_0 = 2.45 * 10^4 (MPa)$	
Poisson's ratio : $\nu_0 = 0.25$	
damage tensor :	
$\Omega_{ij} = \begin{bmatrix} \omega_{xx} & \omega_{xy} \\ \omega_{yx} & \omega_{yy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.524 & -0.275 \\ -0.275 & 0.243 \end{bmatrix}; \alpha = 2.675$	$\beta = 1.122$ $\theta_\omega = 26.4^\circ$
rock mass	
Young's modulus : $E = 1.176 * 10^4 (MPa)$	
Poisson's ratio : $\nu = 0.25$	

壁岩盤の膨み出し変形量を大きめに計算することができる。

(2) 実際の地下空洞変形予測への適用

Kawamoto・Ichikawa・Kyoya<sup>6)</sup>では、ひずみ等価仮説に基づく岩盤の損傷力学理論を、実際の地下発電所用空洞の変位予測に適用し、現場計測データと比較した。ここでは、同じ解析条件を設定し、提案手法(損傷主値間の相互作用を考慮する)による解析結果と比較し、同手法の適用性を検討する。解析条件はTable 2に示し、その中の記号はTable 1のものと同じ意味をする。

空洞掘削完了時点での空洞側壁岩盤内変位の解析結果と計測データとの比較はFig.8に示す。図からわかるように、空洞側壁岩盤のはらみ出し変形に関しては、提案手法による計算結果は現場計測データ(E-11, E-17)と概ね一致した。ただし、側壁上部の岩盤内変形、とくにE-16に関しては提案手法による計算結果は計測値とかけ離れた。計測結果(E-12, E-16)には測線方向に岩盤の局部圧縮変形が含まれたことに対して、本計算ではこういった局部的な挙動を考慮していなかったのは、上述した不一致の一つ可能な原因であると考えられる。

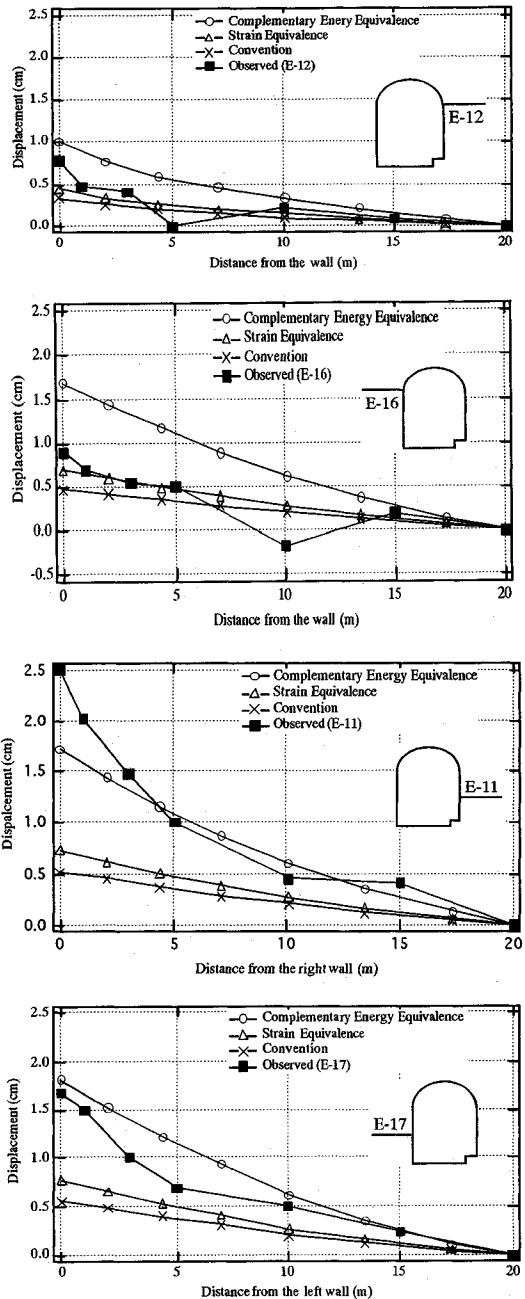


Fig.8 Comparison between measured and calculated displacements

4. 結 論

本研究で得られた主な結論を以下に示す。

(1) コンプリメンタリエネルギー等価仮説に基づいて損傷力学理論による不連続性岩盤の弾性コンプライアンスの誘導を示した。この理論を用いて、損傷による岩盤の側方変形特性への影響、いわゆる損傷のポアソン効

果を表現できることを明らかにした。

(2) 損傷主値間の相互作用の近似的な評価手法を提案した。それによって、多数組の不連続面群が存在している場合には、岩盤のせん断剛性がさらに低下することを表現できる。

(3) 地下空洞逐次掘削の有限要素解析を行い、いくつかの岩盤力学モデルによる解析結果を比較した。提案手法はひずみ等価仮説に基づく岩盤損傷力学モデルに比べて、空洞の側壁岩盤のはらみ出し変位量を大きめに計算する。

(4) 実際の地下発電所用空洞の逐次掘削問題に適用したところ、提案手法により予測した側壁岩盤のはらみ出し変形が岩盤内変位計の計測データと概ね一致しており、同手法の実用性を確認した。

#### 参考文献

- 1) 本島 睦・日比野敏：岩盤内大規模地下空洞の掘削時挙動と安定性(その1)と(その2), 電力中央研究所報告, No. 385041とNo. 385042, 1986.
- 2) Oda, M., Suzuki, K., Maeshibu, T.: Elastic compliance for rock-like materials with random cracks, *Soils & Found.*, Vol.24, No.4, pp.27~40, 1984.
- 3) Oda, M.: An equivalent continuum model for coupled stress and fluid flow analysis in jointed rock masses, *Water Resources Res.*, Vol.22 (13), pp.1845~1856, 1986.
- 4) 山辺 正・原 夏生・小田匡寛：クラックテンソルによる節理性岩盤の弾性変形解析と入力パラメーターの決定に関する研究, 土木学会論文集, No. 382, III-7, pp.121~130, 1987.
- 5) 京谷孝史・市川康明・川本脩万：岩盤の力学特性評価における損傷テンソルの適用について, 土木学会論文集, No. 358, III-3, pp. 27~35, 1985.
- 6) Kawamoto, T., Ichikawa, Y. and Kyoya, T.: Deformation and fracture behaviour of discontinuous rock mass and damage mechanics theory, *Int. J. Numer. Anal. Meth. in Geomech.*, 12, pp.1~30, 1988.
- 7) 土山茂希・大上俊之・市川康明：不連続性岩盤における損傷場の逆解析と地下空洞掘削時の変形予測, 土木学会論文集, No. 475/III-24, pp. 49~58, 1993.

- 8) 桜井春輔・谷河正也：岩盤の不連続面の影響を考慮した大規模地下空洞の変位計測結果の逆解析, 土木学会論文集, No. 403, 10, pp.75~84, 1989.
- 9) Salamon, M. D. G.: Elastic moduli of a stratified rock mass, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol.5, pp.519~527, 1968.
- 10) Gerrard, C. M.: Elastic models of rock masses having one, two and three sets of joints, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol.19, pp.15~23, 1982.
- 11) Wittke, W.: *Rock mechanics, theory and applications with case histories*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, pp.42~165, 1990.
- 12) Singh, B.: Continuum characterization of jointed rock masses, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol.10, pp.311~335, 1973.
- 13) Lemaitre, J. and Chaboche, J. L.: *Mechanics of solid materials*, Cambridge University, Press, 1990.
- 14) Murakami, S. and Ohno, N.: A continuum theory of creep and creep damage, *Proc. 3rd IUTAM Sympo. on Creep in Structures*, Ponter, A. R. S. and Hayhurst, D. R., eds., Springer, Berlin, pp.422~444, 1981.
- 15) Cordebois, J. P. and Sidoroff, F.: Damage induced elastic anisotropy, *Mechanical behavior of anisotropic solids*, Boehler, J. P., ed., Martinus Nijhoff, The Hague, pp.761~774, 1982.
- 16) Chaboche, J. L.: Damage induced anisotropy: on the difficulties associated with the active/passive unilateral condition, *Int. J. Damage Mechanics*, Vol.1, No.2, pp.148~171, 1992.
- 17) 赤井浩一・山本和夫・有岡正樹：結晶片岩の構造異方性に関する実験的研究, 土木学会論文報告集, No.170, pp. 23~36, 1969.
- 18) 不連続性岩盤ワーキンググループ(日本科学技術連盟)：不連続性岩盤の数値解析手法に関する調査研究, pp.11~52, 1990.
- 19) 星野一男：菊間石油地下備蓄実証プラント(その1), 地質ニュース, No. 350, pp. 6~18, 1983.
- 20) 林正夫・日比野敏：地下の掘削に伴う周辺地盤の緩みの進展に関する解析, 電力中央研究所報告, No. 67095, 1968.

(1993. 10. 20 受付)

## A DAMAGE MECHANICS APPROACH FOR JOINTED ROCK MASS AND ITS APPLICATION TO CAVERN EXCAVATION PROBLEM

Xu WU, Yasuaki ICHIKAWA, Takashi KYOYA and Toshikazu KAWAMOTO

In this paper, the mechanical behaviours of jointed rock mass have been characterized by a damage mechanics approach which is based on the hypothesis of complementary energy equivalence. Besides its computational simplicity, the main advantage of this approach when compared with other ones is that the Poisson's effects of rock mass deformation due to anisotropic damage can be taken into account. In order to demonstrate the applicability and effectiveness of the proposed approach, a finite element analysis of a cavern excavation have been carried out. It is found that the predicted response of the surrounding rock mass of the cavern using this approach is in good agreement with the observed data.