DSCA による岩石内微小き裂の評価*

松 木 浩 二¹ 志 水 俊 仁² 奥 村 清 彦³

Evaluation of Microcracks in Rock by Differential Strain Curve Analysis

by Koji MATSUKI¹, Toshihito SHIMIZU² and Kiyohiko OKUMURA¹

1. Faculty of Engineering, Tohoku University, Aoba-ku, Sendai 980-77

2. Kajima Corporation

In the first part of this study, strains under hydrostatic pressure in an elastic and isotropic body containing a number of penny-shaped microcracks were theoretically investigated to clarify the physical meaning of the parameters used in Differential Strain Curve Analysis (DSCA) and then, a new parameter was proposed to reduce the effects of anisotropy in the intrinsic linear compressibility on the evaluation of crack density.

In the second part of this study, the effects of loading methods were experimentally investigated first and the results in the third loading cycle were proposed to be used to evaluate microcracks in rock. Then the parameters characterizing microcracks were determined for some rocks by DSCA. The results showed that better reproducibility was obtained by the new parameter, $(\Delta\beta/\beta^I)_I$, and that microcracks in a soft and porous sedimentary rock can be evaluated by DSCA if the maximum pressure is chosen so that the pressure does not cause new microfracturing in the rock.

KEY WORDS: Differential Strain Curve Analysis, Differential Strain Analysis, Microcrack, Hydrostatic Pressure, Rock

1. 緒 言

DSA (Differential Strain Analysis) は、静水圧下におけるひずみの高精度測定を通じて岩石内のクラックによるひずみを定量的に評価する方法として開発された¹⁾²⁾。すなわち、参考試料として溶融石英のひずみも同時に測定し、溶融石英のひずみとの差をとることにより、圧力と温度がゲージ率に及ぼす影響や電気的ノイズ、測定器のドリフトなどの影響をキャンセルして 2×10^{-6} のひずみ精度を得ることにその名称が由来している。この方法は、その後 DSCA (Differential Strain Curve Analysis) として地下深部での地圧計測に応用され³⁾、簡便でかつ経済的な方法であることに加えて、ボーリングコアからの 1 個の試料で三次元的な主応力の比と方向を測定することができるとされていることから、比較的多くの研究者によって実際に用いられるようになってきた^{3)~9)}。

しかし、DSCA による地圧計測法 (以下、DSCA 法と呼ぶ)

には解決すべきいくつかの問題がある。最も基本的な問題点は、岩石内のクラックによるひずみ量から地圧を推定する際に、次の仮定、すなわち、1) ボーリングなどによって地圧が解放されると岩石が膨張し、それに伴って初期主応力方向に垂直に微小クラックが発生する、2) 発生する微小クラックの量は初期 (有効) 主応力の大きさに比例する、また 3) 応力解放以前に存在していた微小き裂は無視できる、などの仮定を設けていることである³⁾。地下深部から採取されたコアほど微小クラックが多いという報告例¹⁰⁾はあるものの、上記の仮定が実証されたわけではなく、また微小クラックの量とは具体的に何を指すのかも明らかにではない。一方、これまでの研究において他の地圧推定法との比較が行われ^{4)~9)}、包括的な比較ではないとはいえ、水圧破碎法の結果や地質構造からの類推結果などと調和的な結果も得られており、しかも、高温の地層⁶⁾⁸⁾⁹⁾や 4,500 m に及ぶ深さにまで適用されている⁶⁾。しかし、上記の仮定が実証されない限り、DSCA 法が岩種、深度などのすべての条件に適用できると結論することはできない。第 2 の問題点は、DSCA 法における解析方法の理論的根拠が必ずしも明らかではないことである。すなわち、DSCA 法では微小クラック分布の配向性・異方性を問題とするが、既に述べた上記の仮定中の微小クラックの量とは具体的に何を指すのかが判然としていない。第 3 の問題点は、DSCA 法 (または DSA) における岩石内のクラックによるひずみ量評価では、通常、加えたある静水圧に対して時間変化がほとんどなくなるまでひずみを測定するため²⁾、一回の試験に極めて長時間 (一日以上)

* 1995 年 4 月 21 日受付 6 月 12 日受理 平成元年 7 月 24 日地殻応力計測ワークショップ (資源・素材学会地下計測部門委員会) および平成 4 年 7 月 15 日第 2 回地下き裂のキャラクタリゼーションワークショップ (資源・素材学会地下計測部門委員会) で一部発表

1. 正会員 工博 東北大学教授 工学部資源工学科

2. 鹿島建設(株)技術研究所

3. 正会員 東北大学文部技官 工学部資源工学科

[著者連絡先] FAX 022-217-7382 (東北大・資源)

キーワード: DSCA, DSA, マイクロクラック, 静水圧, 岩石

を要することである。現在のところ、このような測定を自動化することは困難であり、改善が望まれる。第4の問題点は、比較的強度の小さい堆積岩などへの適用性が不明であることである。これまでのDSA（またはDSCA）では、花崗岩などの硬岩を対象として、100 MPa以上の静水圧を用いてきた。しかし、実際の地圧評価は強度の小さな堆積岩についても必要であり、このような場合、100 MPa以上の静水圧では岩石の空隙が破壊して正確な微小クラック量を評価できなくなる可能性がある。

DSCAによる地圧計測は原理的に2つの部分からなる。すなわち、静水圧試験による試料内部の微小クラック量の評価とその結果からの地圧評価である。上記の4つの問題点の内、第1の問題点は後者に、そのほかの問題点は前者に属する。本研究では、静水圧試験による試料内部の微小クラック量の評価に関する上記の問題点を解決することを目的として、まず、円盤状のクラックを含む弾性体の静水圧下におけるひずみに関する理論的解析を行い、従来DSCAで用いられてきたパラメータの物理的意味を明らかにするとともに、実質部の線圧縮率の異方性の影響を除いてより直接的にクラック密度を表すための新たなパラメータを提案した。次に、幾つかの硬岩についてDSCAによる微小クラック評価を行い、載荷時間や繰り返し載荷回数の影響ならびに結果の再現性を実験的に検討して標準的な載荷方法を提案し、さらに空隙率の大きな堆積岩に対する適用性についても検討した。

2. 従来のDSCA法による地圧計測

測定手順としては、まず測定地点からの方位が既知のボーリングコアを用いて一辺が30~40 mmの立方体試料を新たなクラックが生じないように注意深く作製し、Fig. 1に示すような方向に12枚の抵抗線ひずみゲージを貼付する。すなわち、互いに垂直な隣合う3つの面にそれぞれ単ゲージおよびせん断ひずみを求めるためのロゼットゲージを貼付する。次に試料をシールし同じくひずみゲージを貼付してシールした溶融石英とともに圧力容器に入れて試料内のすべてのクラックが閉じるまで静水圧を加える。このとき、既に述べたように、岩石試料と溶融石英のそれぞれの方向の垂直差ひずみ $\hat{\epsilon}_{IJ}$ を計測する。なお、 $\hat{\epsilon}$ は差を表し、下付きの添え字IJは測定方向を表す。また、本研究では、原語のdifferential strain¹⁾を表すため差ひずみという言葉を用いるが、これは岩石試料と参考試料のひずみとの差を意味する。

ある方向の垂直差ひずみ $\hat{\epsilon}_{IJ}$ と静水圧の関係を模式的にFig. 2に示す。低圧力領域ではクラックの存在によってひずみ増加率が大きい。圧力の増加とともにクラックが閉鎖する結果、次第に勾配が増加し、すべての閉じるべきクラックが閉鎖すると一定の勾配 $\hat{\beta}_{IJ}^l$ になる。なお、ここでの勾配とは圧力に対する垂

Fig. 1 The positions of strain gauges on a cubic specimen for Differential Strain Curve Analysis (DSCA).

Fig. 2 The parameters characterizing microcracks in a pressure-differential strain diagram in DSCA.

直差ひずみの勾配である。 $\hat{\beta}_{IJ}^l$ は、試料岩石中のクラック以外の静水圧下で閉鎖しない球状空隙を含む実質部の線圧縮率（linear compressibility） β_{IJ}^l と溶融石英のそれ β_{FS} の差（ $\beta_{IJ}^l - \beta_{FS}$ ）である。なお、等方弾性体の線圧縮率 β^l は、垂直ひずみを ϵ 、静水圧を p として次式で定義され、

$$\epsilon = \beta^l p \quad \text{..... (1)}$$

ヤング率を E 、ポアソン比を ν とすれば、

$$\beta^l = (1 - 2\nu)/E \quad \text{..... (2)}$$

である。

一方、圧力が十分小さい場合の初期勾配（または初期接線勾配） $\hat{\beta}_{eff-IJ}^l$ は、クラックが閉じる以前の岩石の有効線圧縮率 β_{eff-IJ} と β_{FS} の差（ $\beta_{eff-IJ} - \beta_{FS}$ ）であり、 β_{eff-IJ} はクラックを除く実質部の線圧縮率 β_{IJ}^l とクラックによる増分からなる。溶融石英の線圧縮率は圧力に依存しないので、Fig. 2中の2つの勾配 $\hat{\beta}_{eff-IJ}^l$ と $\hat{\beta}_{IJ}^l$ の差 $\Delta\beta_{IJ}$ は岩石試料内のクラックによって付加された線圧縮率の増加分である。すなわち、

$$\Delta\beta_{IJ} = \hat{\beta}_{eff-IJ}^l - \hat{\beta}_{IJ}^l = \beta_{eff-IJ} - \beta_{IJ}^l \quad \text{..... (3)}$$

また、Fig. 2中の η_{IJ} は、各圧力でのそれまでに生じたクラックによるひずみである。 η_{IJ} は圧力とともに増加し、すべての閉じるべきクラックが閉鎖すると一定値 η_{0IJ} となる。 η_{0IJ} は、クラックによって生じた最大のひずみ量である。DSCAを用いた地圧計測におけるクラックと関連する量として、Stricklandら³⁾は上記の $\Delta\beta_{IJ}$ を用いている。 $\Delta\beta_{IJ}$ はクラックによって生じた垂直ひずみの圧力に対する最大の増加率と考えることができ、無負荷時の開口クラックの量を反映しているが、既に述べたように、具体的にクラックのどのような量に対応するのかは不明である。また、Deyら⁶⁾は、地圧の評価に η_{0IJ} を用いている。

次に、測定した各方向の垂直ひずみから求めたこれらの値 $\Delta\beta_{IJ}$ や η_{0IJ} から、せん断成分を含むテンソル成分を求める。例えばFig. 1に示した垂直ひずみ $\epsilon_X, \epsilon_Y, \epsilon_{XY}$ とせん断ひずみ γ_{XY} は次の関係にある。

$$\gamma_{XY} = 2\epsilon_{XY} - (\epsilon_X + \epsilon_Y) \quad \text{..... (4)}$$

ただし、6個の独立な成分に対して12個の計測値があるので、最確のひずみテンソルを最小自乗法により求める。なお、 $\Delta\beta_{IJ}$ は垂直ひずみそのものではなく、垂直ひずみの圧力に対する増加率の差であるが、垂直ひずみそのものごとく扱う³⁾。

このようにしてひずみテンソルに対応する成分が決まると、 $\Delta\beta$ や η_0 に関する主値 $\Delta\beta_1$ や η_{01} とその方向が求められる。既に述べた基本假定により、これらの主値の方向は主応力の方向であり、またそれらの大きさの比は主応力の大きさの比に等しい。

Fig. 3 A penny-shaped crack in an elastic and isotropic body under hydrostatic pressure.

3. クラックを有する弾性体の静水圧下におけるひずみの解析と新しいパラメータの提案

3・1 複数方向の円盤状クラック群を有する等方弾性体の静水圧下におけるひずみ

Fig. 3に示す座標系で、法線方向が n_i である半径 a_i の単一円盤状クラックを有する等方弾性体（ヤング率 E 、ポアソン比 ν ）が静水圧 p を受けている場合を考える。このクラックのアスペクト比（開口幅と半径の比）を α_j とすると、閉じるのに要する圧力 p_{cj} は次式で与えられる¹¹⁾。

$$p_{cj} = \pi E \alpha_j / \{4(1 - \nu^2)\} \quad (5)$$

次に、Fig. 3に示すクラック上の局所座標 $(X'Y'Z')$ でクラックが静水圧を受ける場合を考える。このため、Walsh¹¹⁾にならって外部境界が同じ静水圧で、クラック面が自由面である場合とクラック面に静水圧が加わっている場合の2つの応力状態に対して相反定理を適用すると、クラック法線方向の有効線圧縮率 β_{eff} に関する次式が導かれる（付録参照）。

$$\beta_{eff} = \beta^l \{1 + (8/3)(1 - \nu^2)/(1 - 2\nu) a_j^3/V\} \quad (6)$$

ただし、 β^l は既に述べたようにクラック以外の実質部の線圧縮率、 V はこの物体の体積であり、右辺第2項がクラックによる寄与分である。

N 個の同じ方向のクラック群を有する場合、クラック間の相互干渉を無視できるとすれば、それぞれのクラックによる付加ひずみエネルギーを合計することにより、クラック法線方向の有効線圧縮率が次式のように求められる。

$$\beta_{eff} = \beta^l \{1 + (8/3)(1 - \nu^2)/(1 - 2\nu) \Sigma a_j^3/V\} \quad (7)$$

ただし、 V はこの物体の体積であり、 Σ は j に関する総和である。ここで、

$$\rho_{ci} = \Sigma a_j^3/V \quad (8)$$

とおいて、これをクラック密度と呼ぶと、(7)式は次式のように表される。

$$\beta_{eff} = \beta^l (1 + k \rho_{ci}) \quad (9)$$

ただし、

$$k = (8/3)(1 - \nu^2)/(1 - 2\nu) \quad (10)$$

一方、クラック面方向の線圧縮率はクラックの影響がないので β^l そのものである。したがって、局所座標におけるこの物体のひずみは次の3つの主ひずみで表される。

$$\epsilon_{X'} = \epsilon_{Y'} = \beta^l p, \quad \epsilon_{Z'} = \beta_{eff} p \quad (11)$$

したがって、局所座標におけるある方向 (l', m', n') の垂直ひずみ $\epsilon_{l'}$ は次式で与えられることから、

$$\epsilon_{l'} = l'^2 \epsilon_{X'} + m'^2 \epsilon_{Y'} + n'^2 \epsilon_{Z'} \quad (12)$$

この方向をクラック法線方向となす角度 δ で与えれば、 $\epsilon_{l'}$ は次式で表される。

$$\epsilon_{l'} = \beta^l (1 + k \rho_{ci} \cos^2 \delta) p \quad (13)$$

ここで、Fig. 1を参照にしながら一方向の円盤状クラック群を含む等方弾性体の静水圧下におけるある方向の垂直ひずみの変化を考えると次のようである。圧力が十分小さくてすべてのクラックが開いている場合、クラック法線方向となす角度により(13)式で与えられる勾配でひずみが増加する。このとき、クラック密度 ρ_{ci} は無負荷時の初期開口クラック密度を表す。圧力とともにアスペクト比の小さなクラックから(5)式に従ってクラック面の閉鎖が起こるので、クラック密度 ρ_{ci} は圧力とともに減少し、最大のアスペクト比のクラックが閉じるとクラック密度 ρ_{ci} が0となって固有線圧縮率となる。したがって、(3)、(13)式より、 $\Delta \beta_{l'}$ は、

$$\Delta \beta_{l'} = \beta^l k \rho_{ci} \cos^2 \delta \quad (14)$$

である。すなわち、Stricklandら³⁾の用いている $\Delta \beta_{l'}$ は(8)式で定義されるクラック密度に比例する量であることがわかる。ただし、上式からわかるように、 $\Delta \beta_{l'}$ はその方向の固有線圧縮率 β^l やポアソン比の関数である k にも比例することから、同じクラック密度でも、ヤング率の小さな岩石ほど $\Delta \beta_{l'}$ は大きい。また、 $\Delta \beta_{l'}$ は、載荷の初めに存在する開口クラックの大きさのみに依存し、それらのクラックのアスペクト比には無関係である。他方、 $\eta_{0l'}$ は、すべての閉じるべきクラックが閉じたときのひずみ量であるから、クラックのアスペクト比に依存する。すなわち、既に述べたように、圧力の増加に伴ってクラック密度 ρ_{ci} は次第に小さくなりある圧力 p_0 ですべてのクラックが閉じると0となることより、クラック密度 ρ_{ci} を圧力の関数と考えてクラックのアスペクト比の分布の影響を考慮すると、 $\eta_{0l'}$ は次のように表される。

$$\eta_{0l'} = \beta^l k \cos^2 \delta \int_0^{p_0} \rho_{ci} dp \quad (15)$$

このように、従来用いられてきたクラックのパラメータは物理的意味が少なからず異なる。

複数方向のクラック群を含む物体の垂直ひずみはそれぞれのクラック群の寄与分をクラックがない場合の値に加えればよい。いま、Fig. 3に示すように、それぞれのクラック群の法線方向を ϕ_i, θ_i で表し、クラック密度を ρ_{ci} とすると、(13)式から、Fig. 1に示す方向の垂直ひずみは十分小さな圧力で以下ようになる。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{X'} / (\beta^l p) &= 1 + k \Sigma \rho_{ci} \sin^2 \phi_i \cos^2 \theta_i \\ \epsilon_{Y'} / (\beta^l p) &= 1 + k \Sigma \rho_{ci} \sin^2 \phi_i \sin^2 \theta_i \\ \epsilon_{Z'} / (\beta^l p) &= 1 + k \Sigma \rho_{ci} \cos^2 \phi_i \\ \epsilon_{XY'} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \Sigma \rho_{ci} \sin^2 \phi_i (\sin \theta_i + \cos \theta_i)^2 \\ \epsilon_{XY'} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \Sigma \rho_{ci} \sin^2 \phi_i (\sin \theta_i - \cos \theta_i)^2 \\ \epsilon_{YZ'} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \Sigma \rho_{ci} (\sin \phi_i \sin \theta_i + \cos \phi_i)^2 \\ \epsilon_{YZ'} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \Sigma \rho_{ci} (\sin \phi_i \sin \theta_i - \cos \phi_i)^2 \\ \epsilon_{ZX'} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \Sigma \rho_{ci} (\sin \phi_i \cos \theta_i + \cos \phi_i)^2 \\ \epsilon_{ZX'} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \Sigma \rho_{ci} (\sin \phi_i \cos \theta_i - \cos \phi_i)^2 \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

ただし、上記の Σ は i についての総和を表す。それぞれの方向についての $\Delta \beta_{l'}$ は、例えば、上式の最初の式については、次のように表される。

$$\Delta \beta_X = \beta^l k \Sigma \rho_{ci} \sin^2 \phi_i \cos^2 \theta_i \quad (17)$$

なお、クラック密度が方向によって連続的に変化する場合には、クラック密度を $\rho_c(\phi, \theta)$ と表して立体角上で積分すればよい。例えば、(16)式の最初の式については、次のように与えられる。

$$\epsilon_{X'} / (\beta^l p) = 1 + k \int_0^{2\pi} \int_0^\pi \rho_c(\phi, \theta) \sin^2 \phi \cos^2 \theta \sin \phi d\phi d\theta \quad (18)$$

(16)式で与えられる垂直ひずみから(4)式などを用いて次のようにせん断ひずみが求められる。

$$\left. \begin{aligned} \gamma_{XY}/(\beta^I p) &= k \Sigma \rho_{ci} \sin^2 \phi_i \sin 2\theta_i \\ \gamma_{YZ}/(\beta^I p) &= k \Sigma \rho_{ci} \sin 2\phi_i \sin \theta_i \\ \gamma_{ZX}/(\beta^I p) &= k \Sigma \rho_{ci} \sin 2\phi_i \cos \theta_i \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (19)$$

すなわち、クラックの法線方向が座標軸と傾いている場合には0でないせん断ひずみが生ずる。このようにしてひずみテンソルが求められると、これから主ひずみとその方向が決定でき、十分小さな圧力での主ひずみは次のように表すことができる。

$$\epsilon_I/(\beta^I p) = 1 + k \rho_{cI} \dots\dots\dots (20)$$

ρ_{cI} は主クラック密度と呼ぶべきもので、互いに垂直な3つのクラック群の場合にはそれぞれのクラック密度を与え、かつ主ひずみの方向はそれぞれのクラック群の法線方向に一致する。しかし、クラック群が斜交している場合には、それによって生ずる主ひずみの方向はクラック群の法線方向とは一致しない。

主ひずみと圧力の関係から $\Delta\beta_I$ を求めると、

$$\Delta\beta_I/\beta^I = k \rho_{cI} \dots\dots\dots (21)$$

であり、 $\Delta\beta_I$ は主クラック密度 ρ_{cI} 、固有線圧縮率 β^I および k に比例することがわかる。

Stricklandら³⁾は、既に述べたように、Fig. 1の垂直差ひずみ $\hat{\epsilon}_{IJ}$ と圧力の関係から直接 $\Delta\beta_{IJ}$ を求め、これをひずみのごとく扱ってその主値と方向を求めている。しかし、簡単な考察から、このようにしても最終的に求められる $\Delta\beta_I$ は(21)式に一致し、かつその方向も主クラック密度の方向となることが証明される。すなわち、ひずみそのものから主ひずみを求め、これから $\Delta\beta_I$ とその方向を求めても、また計測される垂直ひずみから直接 $\Delta\beta_{IJ}$ を求め、これをひずみのごとく扱ってその主値と方向を求めても最終的に得られるのは(21)式で表される主クラック密度の大きさと方向である。他方、 η_{0IJ} は、既に述べたように、クラックのアスペクト比の分布に依存する。したがって、求められる η_{0I} やその方向は、本研究で定義した主クラック密度やその方向とは必ずしも一致しない。

3・2 新しいパラメータ

以上の考察では、等方線形弾性体中にクラックが含まれる場合を考えた。しかし、実際の岩石では、後に述べるように、その固有線圧縮率に多かれ少なかれ異方性がある。このような場合、(17)式からわかるように、それぞれの方向について求めた $\Delta\beta_{IJ}$ には固有線圧縮率 β^I の異方性の影響が直接含まれ、 $\Delta\beta_{IJ}$ がクラック密度の配向性のみを表す量にはならない。したがって、クラッ

ク密度の配向性のみを表す量を求めて用いる必要がある。しかし、現在までのところ、実質部の変形特性が異方性を示す場合でかつ含まれるクラックの分布に配向性がある場合についての岩石の変形特性を理論的に求めるのは困難である。そこで、本研究では、より直接的なクラック密度の指標として、それぞれの方向について求められる固有線圧縮率 β_{IJ}^I で $\Delta\beta_{IJ}$ を除した値 $\Delta\beta_{IJ}/\beta_{IJ}^I$ を用いることを提案する。以後、上記で述べた手順に従って求めたこのパラメータの主値を $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ と表す。この量は、(21)式からわかるように、固有線圧縮率の影響を除いたクラック密度に比例する量であり、実質部の固有線圧縮率の異方性が小さい場合には、その異方性のクラック密度に及ぼす影響を減ずるであろうと期待できる。ただし、このパラメータには、依然として実質部のポアソン比の異方性の影響が含まれている。しかし、静水圧試験のみからこの影響を評価することが困難であるので、本研究ではこの影響を無視した。なお、固有線圧縮率についても、既に述べた手順でその主値が求められる。

4. 試験装置ならびに試験方法

本研究では、一辺が約30 mmの立方体試料を新たなクラックが生じないように注意深く作製し、40℃で重量が一定になるまで炉乾燥した後、Fig. 1に示した方向に12枚のひずみゲージ(ゲージ長10 mm)を貼付した。ただし、試料中のクラックに接着剤が浸透することをできるだけ防止するために、接着剤としては比較的粘性の高いポリエステル系の接着剤(PC-12、共和電業製)を用いた。なお、本接着剤によるひずみゲージの貼付では、0.03~0.05 MPaの加圧を2時間必要とするため、バネを用いた治具により各面への貼付を行った。次に、試料を厚さ0.1 mmのビニールフィルムで被覆し、同じくひずみゲージを貼付した溶融石英とともに圧力容器に入れて試料内のすべてのクラックが閉じるまで静水圧を加え、岩石試料と溶融石英の垂直差ひずみ $\hat{\epsilon}_{IJ}$ を計測した。

用いた試験装置の模式図をFig. 4に示す。試験装置は、圧力容器(耐圧180 MPa、クロムモリブデン鋼製)、静水圧を加えるための手動油圧ポンプ、圧力変換器(容量200 MPa)、データ取得のためのデータアキュイジションコントローラおよび静水圧-垂直差ひずみ線図の表示およびFDへの記録のためのパーソナルコンピュータより構成されており、試験片の出し入れの際には、

Fig. 4 A schematic drawing of testing system for DSCA.

上蓋昇降装置を用いた。圧力容器は、高さ 380 mm、外径 274 mm の円筒形で、内部空間は内径 60 mm、高さ 140 mm であり、上下の蓋と胴体はメタル-Oリング（三菱電線製、耐圧 200 MPa）によりシールされている。なお、ひずみゲージからの信号を取り出すために圧力容器の上蓋部分に同時に 32 本のリード線を取り出すことのできるリード線取り出し用金具が取り付けられている。

試験手順としては、有効線圧縮率を精度よく決めるために、7 MPa までは、約 0.1 MPa ごとにステップ状に静水圧を加えて約 0.2 MPa ごとにひずみを測定し、7 MPa 以上では、約 0.5 MPa ごとに静水圧を加えて約 1 MPa ごとにひずみを測定した。得られた静水圧-垂直差ひずみ関係から、载荷の初期および高压部でみられる線形部分の圧力区間を求め、当該区間のデータについて最小自乗法による直線のあてはめを行って有効線圧縮率 β_{eff}^I と固有線圧縮率 β_I^I を決定した。なお、以後での固有線圧縮率とは溶融石英のそれを補正した岩石そのものの値をさす。

5. クラック評価に関する実験的検討

5・1 試料岩石および圧力-垂直差ひずみ曲線

試料岩石としては、関越トンネルの周辺岩盤から採取された石英閃緑岩（以後、関越石英閃緑岩と呼ぶ）、茨城県笠間市産の稲田花崗岩、アメリカ合衆国産の Westerly 花崗岩および福島県耶麻郡高郷村産の荻野凝灰岩を用いた。それらの岩石の力学的性質を Table 1 に示す。関越石英閃緑岩は、関越トンネルの周辺岩盤で行われた球面孔底ひずみ法による地圧計測の際に得られたコア（直径約 150 mm）であり、载荷方法の影響やコアからの採取位置の影響と再現性に関する実験に用いた。また、他の岩石については、ブロックから切り出して試験片を作製しクラック評価を行った。なお、荻野凝灰岩は堆積岩への適用性評価のために用いた。また、このほかに、山口県秋吉台産の大理石（中粒）も用いたが、クラックによるひずみが極めて小さく、定量的な評価はできなかった。

Fig. 5 に、それぞれの岩石について得られた圧力-差ひずみ曲線の例を示す。ただし、同図では、曲線が重なることを避けるため、各方向の曲線をひずみ軸方向に適宜平行移動して示してある。また、後に述べるように、本研究では繰り返し载荷を行ったが、これらは 3 回目の結果である。なお、荻野凝灰岩については後に述べる。また、载荷の途中で正常な挙動を示さないゲージが認められたが、それらについては解析から除外した。これらの岩石の場合、約 100 MPa 以上で一定の勾配が得られることがわかる。また、载荷の初期にも直線区間が認められる。なお、高い圧力部で勾配が負になっているのは、これらの岩石の固有線圧縮率より溶融石英のそれ（ $9.44 \times 10^{-6}/\text{MPa}$ ）の方が大きいためである。求められたそれぞれの岩石の固有線圧縮率の主値 β_I の平均値をまとめて Table 2 に示す。これらの硬岩の固有線圧縮率は岩石によらずほぼ同じであり、その異方性の大きさをそれぞれの岩石の最大値と最小値の差の全平均値に対する比で表すと、関

Table 1 Mechanical properties of rocks used in this study.

Rock	Sc (MPa)	St (MPa)	Vp (km/s)
Kanetsu quartz diorite	230	11.6*	4.36
Inada granite	203	5.82**	4.21
Westerly granite	—	13.7**	4.50
Ogino tuff	56.9	5.61**	2.64

Sc : uniaxial compressive strength

St : tensile strength (*; by Brazilian test, **; by uniaxial tension)

Vp : P-wave velocity

Fig. 5 Examples of pressure-differential strain diagrams in the third loading for Kanetsu quartz-diorite (above), Inada granite (middle) and Westerly granite (below).

Table 2 The values of the intrinsic linear compressibility and crack parameters.

Rock		Kanetsu q-diorite	Inada granite	Westerly granite	Ogino tuff
Parameter	N	9	3	2	3
	I				
β_I^I (10^{-6} /MPa)	1	7.85 (2%)	8.21	7.63	74.1
	2	7.19 (3%)	7.15	7.48	55.9
	3	6.77 (4%)	6.85	7.00	41.9
$\Delta \beta_I$ (10^{-6} /MPa)	1	18.0 (17%)	15.1	5.10	22.5
	2	12.3 (12%)	12.0	4.18	11.1
	3	8.3 (11%)	8.5	3.25	3.2
$(\Delta \beta / \beta^I)_I$ (—)	1	2.38 (16%)	2.14	0.69	0.62
	2	1.70 (14%)	1.65	0.58	0.19
	3	1.21 (12%)	1.04	0.43	0.02
η_{01} (10^{-6})	1	591 (8%)	371	148	526
	2	408 (8%)	274	120	195
	3	319 (11%)	218	96	49

() : coefficient of variation

越石英閃緑岩で約 15 %, 稲田花崗岩で約 18 %, Westerly 花崗岩で約 9 %であった。

5・2 繰り返し載荷回数と載荷時間の影響ならびに結果の再現性

繰り返し載荷回数と載荷時間の影響ならびに結果の再現性に関する試験は、既に述べたように、関越石英閃緑岩を用いて行った。同一コアで 40 mm 離れた隣合うスライス A および B からの試験片の採取位置を Fig. 6 に示す。9 個の試験片のうち、No. 3 は後に述べるステップ状載荷に、No. 4 は 5 回の繰り返し載荷試験に用いた。

Fig. 7 に、5 回の繰り返しで得られたそれぞれのパラメータ $\Delta\beta_I$, $(\Delta\beta/\beta^I)_I$, η_{0I} と固有線圧縮率の変化を示す (No. 4)。ただし、載荷速度は約 30 分で 150 MPa に達する程度であり、また、除荷は数分間で行い除荷後直ちに次の載荷を行った。また、試料に設けた座標系におけるそれぞれの主値の方向の変化 (上半球ウルフ投影) を Fig. 8 に示す。なお、両図には後に述べるステップ状載荷の結果 (L1, L2, L3) も示してある。主値の大きさならびに方向とも、1 回目から 2 回目の載荷の間に大きな変化が認められるが、2 回目以後の変化は小さい。2 回目の載荷で $\Delta\beta_I$ と $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ が増加しているが、これは、1 回目の載荷でき裂面上の微細な突起の破壊または不可逆的な変形が生じ、2 回目の低圧領域でより変形しやすくなったためと考えられる。一方、 η_{0I} は繰り返しの効果が小さい。これは、 η_{0I} がすべてのき裂が

Fig. 6 The positions of specimens for Kanetsu quartz-diorite from a core (150 mm diameter). The distance between the two slices was 40 mm.

Fig. 7 The changes of DSCA parameters with number of loading cycle (open symbols) for Kanetsu quartz-diorite. Solid symbols (L1, L2 and L3) are the results of long-term experiment.

閉じるまでに生じたひずみであることから、1 回目に生じた高压部での微細な突起の破壊による変形が、2 回目では載荷の初期に現れるようになっただけで、すべてのクラックが閉じるまでの圧力範囲でクラックの閉鎖量を積分すると大きな差がなくなるためと考えられる。

Fig. 7 および Fig. 8 には、試料 No. 3 について、載荷時間の影響を調べるために、ひずみがほぼ一定と見なせるようになるまで一定の圧力を加えた後圧力を段階的に増加させるステップ状載荷を行って得られた主値の大きさと方向も示してある。なお、このような載荷で試験に要した時間は約 1 日であった。同一の試料ではないので個体差の影響は避けられないが、 $\Delta\beta_I$ と $(\Delta\beta/\beta^I)_I$

Fig. 8 The changes of orientations of DSCA parameters with number of loading cycle (open symbols) for Kanetsu quartz-diorite. Solid symbols (L1, L2 and L3) are the results of long-term experiment.

Fig. 9 The orientations of DSCA parameters for Kanetsu quartz-diorite.

については、ステップ状載荷の結果と繰り返し載荷の3回目以後の結果がほぼ同じであるといえる。これは、ステップ状載荷におけるひずみの時間依存的変化の主たる要因も、き裂表面突起の時間依存的な不可逆変形または破壊にあるためと考えられる。すなわち、ステップ状載荷では、各圧力段階で生じるべき表面突起の破壊を低圧部から時間をかけて行うのに対し、繰り返し載荷では、高い圧力を加えて短時間に破壊させる。このように、繰り返し3回の載荷でステップ状載荷とほぼ等価な安定したパラメータが得られることから、以後では、繰り返し3回の載荷を行い、3回目の結果からパラメータの評価を行った。なお、クラック密度の主値の方向と固有線圧縮率の主値の方向はほぼ同じであり、多くのクラックがある方向（法線方向）ほど固有線圧縮率も大きい。これは、静水圧が150 MPaといえどもクラックの間隙が完全になくなったわけではないことを示唆している。

採取位置による大きな差異が認められなかったため、スライスAおよびBから作製した試料のすべてについて、パラメータと固有線圧縮率の方向をFig. 9に示す。固有線圧縮率以外はある範囲に収まっており、 $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ と $\Delta\beta_I$ がほぼ同じ方向であるのに対し、 η_{0I} の方向はそれとやや異なっている。これは、既

Fig. 10 The relationship between $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ and $\Delta\beta_I$ for Kanetsu quartz-diorite. The slope of the line is the average intrinsic linear compressibility.

に述べたように、 η_{0I} にはクラックのアスペクト比の影響が含まれることによる。一方、固有線圧縮率の方向には大きなばらつきが認められる。これは、固有線圧縮率の異方性があまり大きくないためである。Table 2に、関越石英閃緑岩試料の主値の平均値と変動係数を示した。 $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ と $\Delta\beta_I$ の変動係数はほぼ同じ(11~17%)であるが、 η_{0I} のそれはやや小さく(8~11%)、固有線圧縮率のばらつきはかなり小さい(2~4%)。 $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ と $\Delta\beta_I$ の関係をFig. 10に示す。図中の原点を通る直線の勾配は関越石英閃緑岩の平均固有線圧縮率である。平均固有線圧縮率を用いて $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ と $\Delta\beta_I$ の関係をほぼ表すことができる。このように、 $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ と $\Delta\beta_I$ の方向に大きな差が認められないのは、固有線圧縮率の異方性が比較的小さくかつそれぞれの方向がほぼ一致していたためと考えられる。逆に、固有線圧縮率の異方性が10数%以内であれば、そのクラック評価に及ぼす影響は小さいといえる。

5・3 稲田花崗岩とWesterly花崗岩のクラック評価

稲田花崗岩とWesterly花崗岩のパラメータと固有線圧縮率の方向をFig. 11に、平均値をTable 2に示す。ただし、稲田花崗岩については3個、Westerly花崗岩については2個の試験片を用いた。関越石英閃緑岩と同様に、 $\Delta\beta_I$ と $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ に比べて η_{0I} の方向がやや異なり、また η_{0I} と固有線圧縮率のばらつきも大きい。また、これらの岩石では、 $\Delta\beta_I$ に比べて $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ の方向のばらつきが小さくなっている。両岩石とも固有線圧縮率の主値の方向とパラメータの主値の方向にずれが認められ、これが、 $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ の方が $\Delta\beta_I$ に比べてその方向のばらつきが小さくなった理由であると思われる。なお、Table 2からわかるように、稲田花崗岩よりもWesterly花崗岩の方がクラック密度は小さい。関越石英閃緑岩も含めた3岩石について、 $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ と η_{0I} の関係をFig. 12に示す。岩石によって $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ と η_{0I} の関係が異なっており、含まれる微小クラックのアスペクト比の分布が異なることを示している。なお、 $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ と $\Delta\beta_I$ の関係は関越石英閃緑岩について示したFig. 10と

Fig. 11 The orientations of DSCA parameters for Inada granite(In) and Westerly granite(Wn).

Fig. 12 The relationship between $(\Delta\beta/\beta^l)_1$ and η_{01} for Kanetsu quartz-diorite (Kan), Inada granite (Ina) and Westerly granite (Wes).

ほぼ同じであった。

5・4 堆積岩に対する適用性

本研究で用いた荻野凝灰岩は、空隙率が約 30 % で、主に火山ガラス片からなり、少量の石英、斜長石、黒雲母を含む。火山ガラス片は沸石およびモンモリロナイトに変質している。

Fig. 13 は、1 回目の载荷における静水圧 p —垂直差ひずみ $\hat{\epsilon}_{IJ}$ 関係の例である。なお、静水圧は 150 MPa まで加えた。静水圧が低い領域で圧力とともに勾配が急になっている。荻野凝灰岩の顕微鏡による薄片観察ではクラック状の欠陥を認めにくい。しかし、载荷の初期に大きなひずみが生じていることから、クラックの役割を果たす欠陥があると推定される。その後、静水圧が約 30 MPa を越えると勾配がほぼ一定となり、静水圧が約 60 MPa 付近で再び勾配が緩やかになり始めている。これは、花崗岩などのいわゆる硬岩では見られない現象である。次に、同じ試験片について静水圧をさらに 2 回繰り返し加えたときの静水圧 p —垂直差ひずみ $\hat{\epsilon}_{IJ}$ 関係の例 (X1, Y1, Z1 方向) を 1 回目の結果とともに Fig. 14 に示す。2 回目以降では、低圧域における勾配がより緩やかになっており、また高圧力での勾配の急激な減少の繰り返しとともに小さくなり、3 回目の载荷では、高圧域ではほぼ直線関係が認められるようになった。繰り返し载荷に伴う低圧域における勾配の減少は、150 MPa もの高い静水圧を加えたことにより岩石内部に新たなクラックが生じたことを示しており、また 3 回目の载荷の高圧域ではほぼ一定の線圧縮率が得られたことは、3 回の载荷ではほぼ破壊すべき部分が破壊したことを意味している。これらの現象は、空隙率が大きくかつ実質部が比較的弱い沸石や粘土鉱物からなる荻野凝灰岩の岩石学的特徴によると考えられる。すなわち、高い静水圧を加えたことにより、空隙周辺の岩石実質部に大きなひずみが生じ、その結果、岩石内部に存在する空隙が破壊しクラック状の欠陥を生成したものと考えられる。このように、空隙率の大きな堆積岩類についてクラック評価を行う場合には、新たなクラックを生じさせない範囲でかつ一定の固有線圧縮率が得られる最大の圧力を選ぶ必要がある。以上のことから、荻野凝灰岩については、1 回目の载荷における 50 MPa 以下の静水圧 p —垂直差ひずみ $\hat{\epsilon}_{IJ}$ 関係を用いて DSCA によるクラック評価を行った。

DSCA により求めたパラメータと固有線圧縮率の方向を Fig. 15 に示し、それらの大きさを Table 2 に示した。硬岩に比べて固有線圧縮率の異方性が大きい (56 %) ために、固有線圧縮率の主値の方向のばらつきは小さい。一方、パラメータのばらつきは硬岩に比べて大きい。どのパラメータともほぼ同じ方向

Fig. 13 Examples of pressure-differential strain diagrams of Ogino tuff in the first loading.

Fig. 14 Examples of pressure-differential strain diagrams of Ogino tuff in the first, the second and the third loading cycles.

Fig. 15 The orientations of DSCA parameters for Ogino tuff.

を示しているといえる。このように、静水圧の载荷により新たなき裂が発生する以前で評価を行うことにより、骨格構造が弱くて空隙率の大きな堆積岩についてもクラック評価が可能であることがわかる。

6. 結 言

本研究では、DSCA による地圧計測法のための基礎的研究として、DSCA による岩石内のクラック評価法を確立することを目的に、まず、円盤状のクラックを含む弾性体の静水圧下におけるひずみに関する理論的解析を行い、従来 DSCA で用いられてきたパラメータの物理的意味を明らかにするとともに、固有線圧縮率の異方性の影響を除いてクラック密度をより直接的に表すための新たなパラメータ $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ を提案した。次に、載荷時間や繰り返し載荷回数の影響ならびに結果の再現性を実験的に検討することにより、比較的短時間で評価できる繰り返し3回目の値を用いる方法を提案し、実際に、幾つかの岩石について DSCA による微小クラック評価を行った。その結果、パラメータ $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ を用いることによりばらつきの少ない結果が得られることを示した。さらに、多孔質の堆積岩については、加える最大の静水圧に注意して空隙の破壊を生じさせないようにすればクラック評価が可能であることを示した。

本研究は、文部省民間等との共同研究「人工き裂を用いた最適地熱エネルギー抽出法に関する研究」(代表東北大学工学部高橋秀明教授)によった。また、試験装置の作製には東北大学工学部資源工学科の奈良坂孝技官にご協力頂いた。記して、謝意を表する。

引 用 文 献

- 1) Simmons, G. et al.; JGR, Vol. 79, p. 4283-4385, (1974)
- 2) Siegfried, R. et al.; JGR, Vol. 83, p. 1269-1278, (1978)
- 3) Strickland, F.G. et al.; Proc. 21st U.S. Sympo. on Rock Mech., p. 523-532, (1980)
- 4) Montgomery, C.T. et al.; Proc. USGS Workshop on Hydraulic Fracturing Stress Measurement, Montrey, Ca., p. 635-649, (1981)
- 5) Ren, N.-K. et al.; Proc. 5th Int. Congr. ISRM, Melbourne, p. F117-127, (1983)
- 6) Dey, T.N. et al.; Proc. Int. Sympo. on Rock Stress and Rock Stress Measurement, Stockholm, p. 351-357, (1986)
- 7) Charlez, P. et al.; Proc. Int. Sympo. on Rock Stress and Rock Stress Measurement, Stockholm, p. 341-350, (1986)
- 8) Dey, T.N. et al.; JGR, Vol. 93, p. 6108-6112, (1988)
- 9) 篠原信男他:平成5年度春季物理探査学会講演予稿集, p. 343-348, (1993)
- 10) Meglis, I.L. et al.; Tectonophysics, Vol. 186, p. 163-173, (1991)
- 11) Walsh, J.B.; JGR, Vol. 70, p. 381-389, (1965)

付録: 単一円盤状クラックを含む等方弾性体の静水圧下における有効線圧縮率

単一の円盤状クラック(半径 a)が等方弾性体(ヤング率 E , ポアソン比 ν)中にある場合を考える。2つの荷重系を考えて相反定理を適用する。すなわち、Fig.A1に示すように、一辺の長さが L の立方体を考え、第1の系としてはクラック面は自由面で外部表面では静水圧 p を受ける場合を、第2の系としてはクラック面にも外部表面にも静水圧 p が作用している場合を考

Fig. A1 Two loading systems for calculating the effective linear compressibility normal to a penny-shaped crack plane.

える。ただし、Fig.A1は二次元的な表示をしているが、紙面と垂直な方向にも静水圧が作用している。第2の系におけるそれぞれの外部表面の変位を δ_u とおくと、これは第1の系のクラック面と垂直な外部表面の変位と等しい。また、第1の系のクラック面と平行な外部表面の変位を δ_0 、クラック面の法線方向の変位を u_z とおく。

まず、第2の系におけるひずみ ϵ_u は一様で、固有線圧縮率を β^l とおくと、次式で与えられる。

$$\epsilon_u = 2\delta_u/L = \beta^l p \quad \text{..... (A1)}$$

したがって、第1の系の荷重による第2の系の変位に対する仕事 W_{12} は次式となる。

$$W_{12} = 6\delta_u p L^2 = 3\beta^l p^2 L^3 \quad \text{..... (A2)}$$

一方、第2の系の荷重による第1の系の変位に対する仕事 W_{21} は、次式で与えられる。

$$W_{21} = 4\delta_u p L^2 + 2\delta_0 p L^2 - 2\int_0^{A_c} p u_z dA_c \quad \text{..... (A3)}$$

ただし、第1項はき裂面と垂直な外部表面の p による仕事、第2項はき裂面と平行な外部表面の p による仕事、第3項はき裂内面の p による仕事であり、 A_c はき裂の片方の表面積である。上式中の δ_0 は、クラック法線方向の有効線圧縮率 β_{eff} を用いて次のように表される。

$$2\delta_0 = \beta_{\text{eff}} p L \quad \text{..... (A4)}$$

また、(A3)式中の第3項は、クラックの存在による付加ひずみエネルギー W_c の符号を変えたものであり、クラック面に垂直な応力 p が無限遠方で作用する場合の応力拡大係数 K_I 、

$$K_I = 2p(a/\pi)^{1/2} \quad \text{..... (A5)}$$

と、

$$W_c = (1 - \nu^2)/E \cdot \int_0^{A_c} K_I^2 dA_c \quad \text{..... (A6)}$$

の関係から、次のように求められる。

$$W_c = 8/3 \cdot (1 - \nu^2)/(1 - 2\nu) \cdot \beta^l p^2 a^3 \quad \text{..... (A7)}$$

(A1)、(A4)、(A7)式を(A3)式に代入することにより、 W_{21} が求められ、相反定理によりこれが W_{12} と等しいことから、この物体の体積 L^3 を V として、 β_{eff} が次式のように求められる。

$$\beta_{\text{eff}} = \beta^l \{1 + (8/3) \cdot (1 - \nu^2)/(1 - 2\nu) \cdot a^3/V\} \quad \text{..... (A8)}$$