

DH-2孔のコアを用いた 土岐花崗岩の異方性に関する室内試験

(核燃料サイクル開発機構 契約業務報告書)

平成15年3月

同和工営株式会社

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1194 茨城県那珂郡東海村村松 4 番地 49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquires about copyright and reproduction should be addressed to :
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Naka-gun, Ibaragi 319-1194,
Japan

JNC TJ7400 2003-001
2003年3月

DH-2孔のコアを用いた土岐花崗岩の異方性に関する室内試験

加藤春實*

要　　旨

岩石コアを用いた初期応力測定手法の一つであるDSCA (Differential Strain Curve Analysis) 法を、DH-2孔の10深度から採取した岩石コアに適用し、瑞浪超深地層研究所建設予定地付近の岩石の力学的異方性の程度およびその要因となるマイクロクラックの3次元的分布特性を定量的に評価した。得られた知見をまとめると以下のようである。

- (1) DH-2孔から採取された土岐花崗岩の固有線圧縮率の異方性の大きさは10%から27%であった。ただし、異方性の大きさとは、固有線圧縮率の最大値と最小値の差の全平均値に対する比である。
- (2) クラック密度に関するパラメータ $\Delta\beta_I$, $(\Delta\beta/\beta^I)_I$, η_{OI} およびマイクロクラックの量は、深度200mから370m付近まで深度とともに増加した。
- (3) $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ から最小主値を基準として求めた初期主応力比は、ばらつきはあるが σ_1/σ_3 は1.4~3.1、また σ_2/σ_3 は1.2~1.9の範囲に分布した。
- (4) クラックパラメータ $\Delta\beta_I$, $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ および η_{OI} の最大主値の走向はN-SからNW-SE方向に分布する傾向が認められた。これは、正馬様用地内から採取された岩石コアのマイクロクラックの分布傾向とおおむね一致した。
- (5) $\Delta\beta_I$ と $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ の最大主値の鉛直方向からの傾きは、深度300mよりも浅いところから採取された試料では60度以上傾斜しているが、深度300mよりも深い深度から採取された試料では60度よりも小さかった。このことから、深度200mから深度300mは逆断層型か横ずれ断層型、深度300mよりも深い深度は正断層型に近い初期応力環境であることが予想された。

これらの知見は、瑞浪超深地層研究所計画における岩盤力学モデルを構築する際の基礎的な情報となる。

本報告書は、同和工営株式会社が核燃料サイクル開発機構との契約により実施した業務の結果である。

契約番号：1406A00678

サイクル機構担当グループおよび担当者：東濃地科学センター 瑞浪超深地層研究所研究グループ

グループリーダー 武田精悦

*：同和工営株式会社 ジオサイエンス事業部

JNC TJ7400 2003-001
March, 2003

Differential Strain Curve Analysis on Toki granite taken from drill hole DH-2

Harumi KATO*

ABSTRACT

In this study, DSCA(Differential Strain Curve Analysis) method was applied on cores taken from ten depths of drill hole DH-2 for evaluating anisotropic property and three dimensional micro crack property of Toki granite distributing near the Mizunami underground research laboratory. The following conclusions were reached by the DSCA .

- (1) The intrinsic linear compressibility, β'_I , of Toki granite from DH-2 showed low to moderate degree of anisotropy, with a ratio of $(\beta'_1 - \beta'_3)/\beta'_{I_mean}$ ranging between 10% and 27%.
- (2) The crack parameter $\Delta\beta_I$, $(\Delta\beta/\beta')_I$ and η_{OI} were found to increase from the depth of 200m to 370m ,thus suggesting consistent increase of the quantity of microcrack in the granite within this depth range.
- (3) The ratio of principal stress magnitude estimated from $(\Delta\beta/\beta')_I$ revealed that σ_1/σ_3 varied between 1.4 to 3.1 and σ_2/σ_3 varied between 1.2 to 1.9 although considerable dispersions were found.
- (4) The maximum principal value of $\Delta\beta_I$, $(\Delta\beta/\beta')_I$ and η_{OI} indicated N-S to NW-SE orientation. The orientation was consistent with the one of the maximum crack parameters of cores from Shobasama site.
- (5) For Toki granite taken shallower than the depth of 300m, the inclination of the maximum principal value of $\Delta\beta_I$ and $(\Delta\beta/\beta')_I$ was more than 60° from the vertical axis. While for Toki granite taken greater than the depth of 300m, the inclination was smaller than 60° . This suggested that the stress regime may be the type of reverse or strike-slip faulting down to 300m and be the type of normal faulting at depths larger than 300m.

These conclusions will provide the basic information for making a rock mechanical model of the Mizunami underground research laboratory.

This report has been drawn up by Dowa Engineering Co., Ltd. under contract with Japan Nuclear Cycle Development Institute.

Agreement No.: 1406A00678

JNC Liaison: Seietsu TAKEDA, Research Group, Mizunami Underground Research Laboratory, Tono Geoscience Center.

* : Dowa Engineering Co., Ltd., Geoscience Consulting Division.

目 次

1. 件名	1
2. 目的	1
3. 試験の範囲	1
4. 試験の期間	1
5. DSCA 法による初期応力計測法の原理	2
5.1 概要	2
5.2 基本仮定	2
5.3 測定原理	3
6. クラックを有する弾性体の静水圧下におけるひずみ解析と松木らのパラメータ	6
6.1 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	6
6.2 松木らのパラメータ	9
7. DSCA 法による室内試験	11
7.1 サンプリングおよび試料作成	11
7.2 試験装置および試験方法	12
7.3 解析および評価方法	13
8. 試験結果	15
8.1 クラックパラメータの主値の大きさ	15
8.2 クラックパラメータの主値の方向	25
9. まとめ	29
参考文献	30

付表目次

表 7.1 DH-2 孔の岩石コアのサンプリング深度	11
表 8.1 固有線圧縮率およびクラックパラメータ	17
表 8.2 $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ から推定された初期応力の比	17

付図目次

図 2.1 試錐孔位置図	1
図 5.1 DSCA 法の立方体試料に貼付するひずみゲージの位置	3
図 5.2 DSCA 法における静水圧-垂直差ひずみ曲線と微小クラックの量を特性付ける諸パラメータ	5
図 6.1 静水圧を受ける等方弾性体内の単一円盤状クラック	6
図 7.1 (a)立方体試料に添付するひずみゲージの位置および(b)シリコン樹脂で被覆した試料	12
図 7.2 DSCA 法試験装置の系統図	13
図 7.3 解析手順フローチャート	14
図 8.1 試料名 A および B の圧力-差ひずみ曲線	18
図 8.2 試料名 C および D の圧力-差ひずみ曲線	19
図 8.3 試料名 E および F の圧力-差ひずみ曲線	20
図 8.4 試料名 G および H の圧力-差ひずみ曲線	21
図 8.5 試料名 I および J の圧力-差ひずみ曲線	22
図 8.6 クラックパラメータと DH-2 孔の深度との関係	23
図 8.7 (a) $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ と $\Delta\beta_I$ および(b) $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ と η_{OI} の関係	24
図 8.8 DSCA 法によって評価されたパラメータ(a) $\Delta\beta_I$ および(b) $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ の主値の方向	26
図 8.9 DSCA 法によって評価されたパラメータ(a) η_{OI} および(b) β_I^l の主値の方向	27
図 8.10 $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ の鉛直方向からの傾きと試料が採取された深度との関係	28

APPENDIX

APPENDIX I 写真集	A-1
----------------	-----

1. 件名

DH-2 孔のコアを用いた土岐花崗岩の異方性に関する室内試験

2. 目的

岩瑞浪超深地層研究所計画における岩盤力学モデルを構築する際の基礎的な情報を得ることを目的として、石コアを用いた初期応力測定手法の一つである DSCA (Differential Strain Curve Analysis) 法を適用し、超深地層研究所建設予定地付近の岩石の力学的異方性の程度およびその要因となるマイクロクラックの 3 次元的分布特性を定量的に把握する。

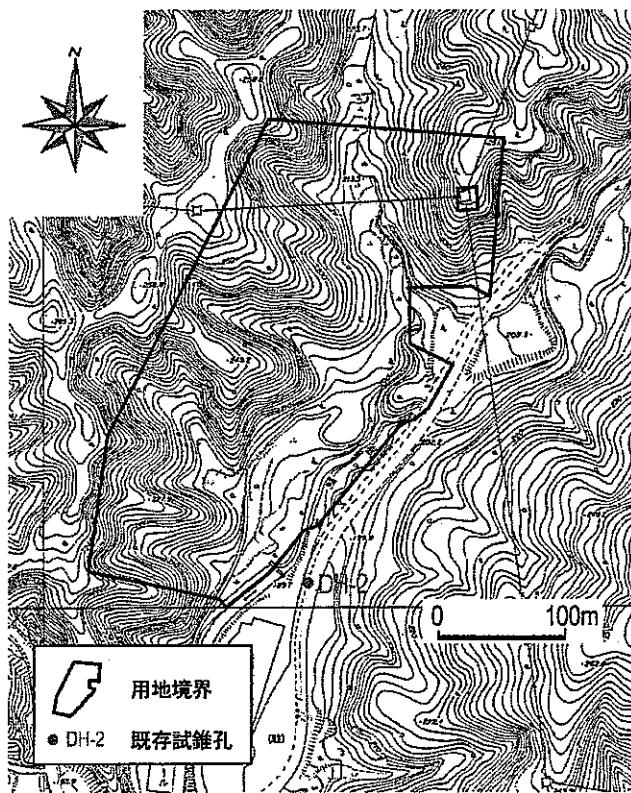


図 2.1 試錐孔位置図

3. 試験の範囲

- (1) サンプリングおよび試験片作成 (10 試料)
- (2) DSCA 法による室内試験 (10 試料)
- (3) 解析および評価
- (4) 報告書の作成・報告会の開催

4. 試験の期間

平成 14 年 9 月 1 日～平成 15 年 2 月 28 日

5. DSCA 法による初期応力計測法の原理¹⁾

5. 1 概要

DSCA (Differential Strain Curve Analysis) 法の基礎となる DSA (Differential Strain Analysis) 法は、1970 年代、Simmons ら²⁾や Siegfried ら³⁾により、静水圧下における高精度ひずみ計測から岩石試験片中のクラックによるひずみを定量化する方法として開発された。DSA 法の由来は、クラックを含まない参考試料として溶融石英を用い、岩石試験片と溶融石英のひずみを同時に計測し、これらの差を取ることにより、計測値に含まれる電気的なノイズ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からきている。1980 年に DSA 法は、Strickland らにより DSCA 法として初期応力測定に応用され⁴⁾、簡便でかつ経済的な方法であるのに加えて、岩石コアからの 1 個の試験片で 3 次元的な主応力の比と方向を測定することができるところから、比較的多くの研究者に用いられている⁴⁾⁻⁹⁾。

5. 2 基本仮定

DSCA 法は、次の基本仮定⁴⁾に基づいている。

- (1) ポーリングなどによって地下応力が解放されると、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
- (3) 応力解放以前に存在していた微小クラックは無視する

したがって、地下から採取した岩石コアを用いて DSCA 法によりクラックの量と方向を測定すれば、初期主応力の大きさの比と方向がわかることになる。ただし、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い。

5. 3 測定原理

測定手順としては、まず測定地点からの方位が既知の岩石コアを用いて一辺が 35mm ~40mm の立方体試料を新たなクラックが生じないよう注意深く作成し、図 5.1 に示すような方向に合計 12 枚の抵抗線ひずみゲージを貼付する。すなわち、互いに垂直な隣り合う 3 つの面にそれぞれシングル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 3 枚ずつ貼付する。次に、試料に圧力溶媒が浸透するのを防ぐために、シリコン樹脂で被覆し、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全てのクラックが閉じるまで静水圧を加える。このとき、岩石試料と溶融石英の垂直差ひずみ $\varepsilon_{IJ}^{\wedge}$ を計測する。なお、“ \wedge ”記号は差を表し、下付きの添え字 IJ は測定方向を表す。また、ここでは、原語の differential strain を表すために差ひずみと言う言葉を用いるが、これは岩石試料と参考試料(溶融石英)のひずみとの差を意味する。

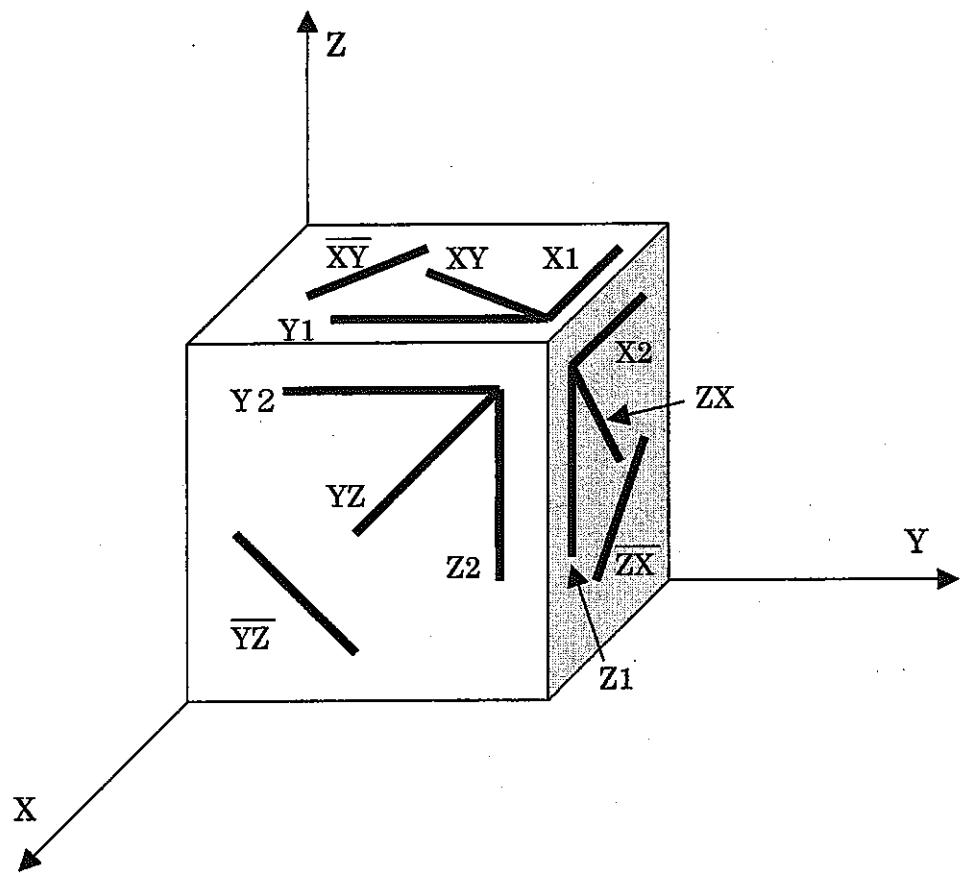


図 5.1 DSCA 法の立方体試料に貼付するひずみゲージの位置
(太線はひずみゲージの位置を示す)

ある方向の垂直差ひずみ $\hat{\varepsilon}_{LU}$ と静水圧 p の関係を模式的に図 5.2 に示す。低圧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が、圧力の増加とともにクラックが閉鎖する結果、次第に勾配は減少し、全ての閉じるべきクラックが閉鎖すると一定の勾配 $\hat{\beta}'_{LU}$ になる。なお、ここでの勾配とは圧力に対する垂直差ひずみの勾配である。 $\hat{\beta}'_{LU}$ は、試料岩石中のマイクロ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'_{LU} と溶融石英の線圧縮率 β_{FS} の差 ($\beta'_{LU} - \beta_{FS}$) である。なお、等方弾性体の線圧縮率 β' は、垂直ひずみを ε 、静水圧を p として次式で定義される。

ここで、ヤング率を E 、ポアソン比を ν とすれば

である。

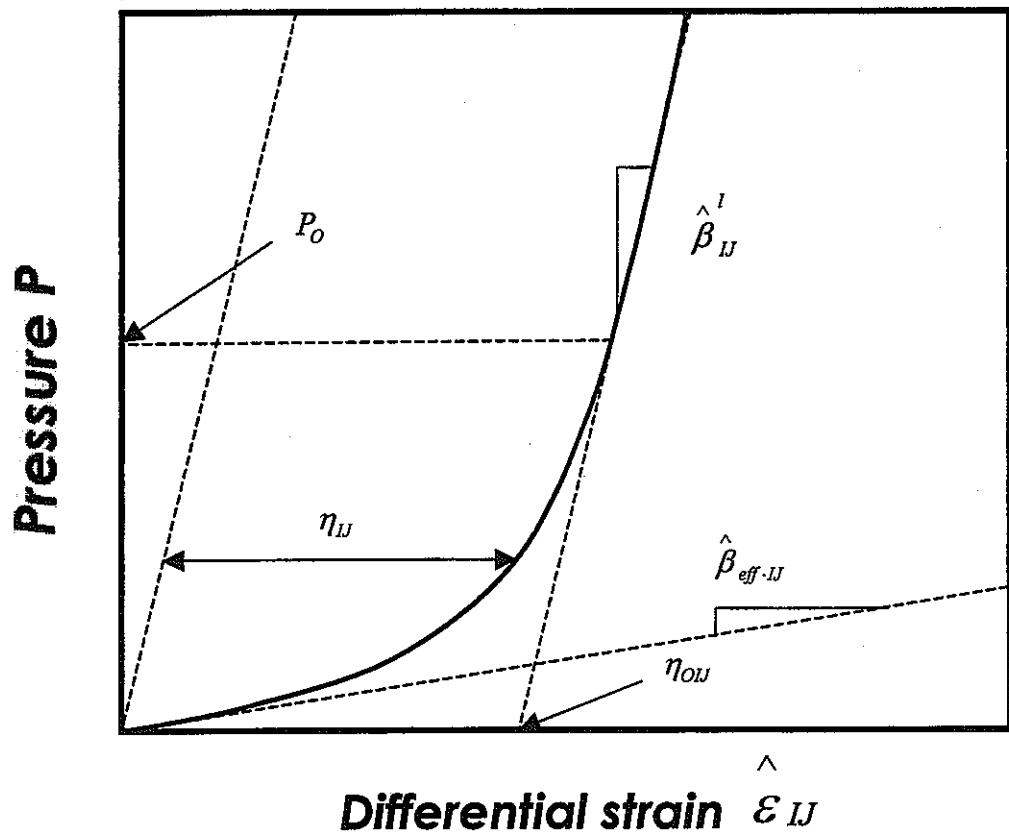
一方、圧力が十分小さい場合の初期勾配（または初期接線勾配） $\hat{\beta}_{eff,IJ}$ は、クラックが閉じる以前の岩石の有効線圧縮率 $\beta_{eff,IJ}$ と β_{FS} の差 $(\beta_{eff,IJ} - \beta_{FS})$ であり、 $\beta_{eff,IJ}$ はクラックを除く実質部の線圧縮率 β_{IJ}^l とクラックによる増分からなる。溶融石英の線圧縮率は圧力に依存しないので、図5.2中の2つの勾配 $\hat{\beta}_{eff,IJ}$ と $\hat{\beta}_{IJ}^l$ の差 $\Delta\beta_{IJ}$ 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分である。すなわち、

また、図 5.2 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_{OIJ} となる。 η_{OIJ} はクラックによって生じた最大のひずみ量である。DSCA を用いた初期応力測定におけるクラックと関連する量として、Strickland ら⁴⁾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しているのかは不明である。また、Dey ら⁵⁾は、初期応力の評価に η_{OIJ} 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 $\Delta\beta_{II}$ や η_{OU} から、せん断成分を含むテンソル成分を求める。例えば図5.1に示した垂直ひずみ ε_x 、 ε_y 、 ε_{xy} とせん断ひずみ γ_{xx} は次の関係にある。

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⁴⁾。

このようにしてひずみテンソルに対応する成分が求まると、 $\Delta\beta$ や η_0 に関する主値 $\Delta\beta_i$ や η_{0i} とその方向が求められる。既に述べた基本仮定により、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。



(凡例) η_{OH} : すべてのクラックが閉じたときのひずみ

η_W : この時点までに生じたクラックによるひずみ

$\hat{\beta}_{eff,II}$ ：圧力が小さい場合の圧力に対するひずみ勾配

P_O : すべてのクラックが閉じたときの圧力

$\hat{\beta}_M$: すべてのクラックが閉じたときの圧力に対するひずみ勾配

図 5.2 DSCA 法における静水圧-垂直差ひずみ曲線と微小クラックの量を特性付ける諸パラメータ

6. クラックを有する弾性体の静水圧下におけるひずみ解析と松木らのパラメータ¹⁾

6. 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

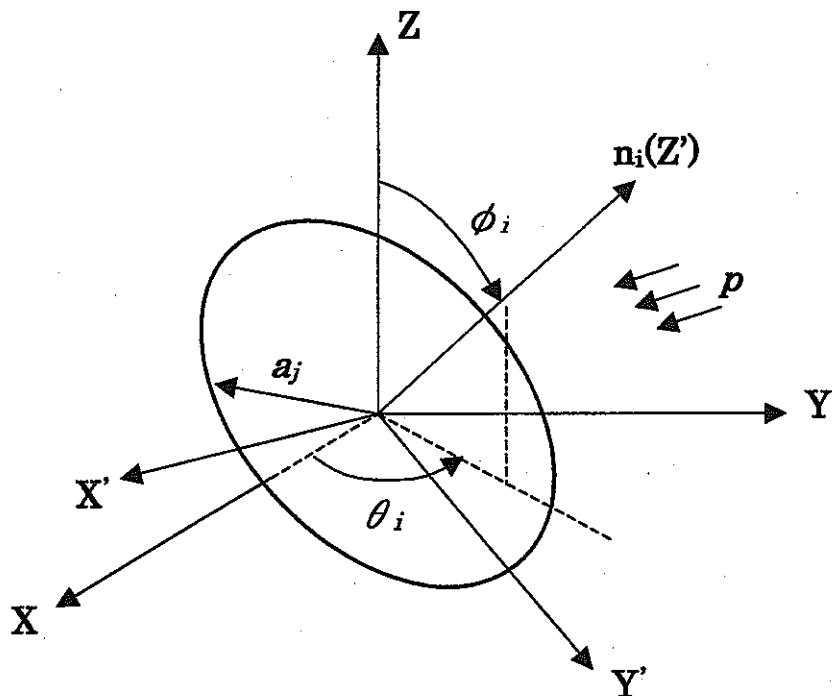
図 6.1 に示す座標系で、法線方向が n_i である半径 a_j の単一円盤状クラックを有する等方弾性体（ヤング率 E 、ポアソン比 ν ）が静水圧 p を受けている場合を考える。このクラックのアスペクト比（開口幅と半径の比）を α_j とすると、閉じるのに要する圧力 p_{eff} は次式で与えられる¹¹⁾。

$$p_{\text{eff}} = \pi E \alpha_j / \{ 4 (1 - \nu^2) \} \quad \dots \dots \dots \quad (6.1)$$

次に、図 6.1 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。

$$\beta_{\text{eff}} = \beta^l \{ 1 + (8/3) (1 - \nu^2) / (1 - 2\nu) a_j^3 / V \} \quad \dots \dots \dots \quad (6.2)$$

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。



(凡例)	X' および Y'	: クラック平面上の方向軸
	$n_i(Z')$: クラック平面の法線軸
	θ_i および ϕ_i	: クラック平面の法線方向角
	a_j	: 円盤状クラック平面の半径
	p	: 静水圧

図 6.1 静水圧を受ける等方弾性体内の単一円盤状クラック

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。

$$\beta_{\text{eff}} = \beta^l \left\{ 1 + (8/3) (1 - \nu^2) / (1 - 2\nu) \sum a_j^3 / V \right\} \quad \dots \dots \dots \quad (6.3)$$

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、

$$\rho_{ci} = \sum a_j^3 / V \quad \dots \dots \dots \quad (6.4)$$

とおいて、これをクラック密度と呼ぶと、式(6.3)は次式のように表される。

$$\beta_{\text{eff}} = \beta^l (1 + k \rho_{ci}) \quad \dots \dots \dots \quad (6.5)$$

ただし、

$$k = (8/3) (1 - \nu^2) / (1 - 2\nu) \quad \dots \dots \dots \quad (6.6)$$

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。

$$\varepsilon_x = \varepsilon_y = \beta^l p, \quad \varepsilon_z = \beta_{\text{eff}} p \quad \dots \dots \dots \quad (6.7)$$

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 ε_{ij} は次式で与えられることから、

$$\varepsilon_{ij} = l'^2 \varepsilon_x + m'^2 \varepsilon_y + n'^2 \varepsilon_z \quad \dots \dots \dots \quad (6.8)$$

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

$$\varepsilon_{ij} = \beta^l (1 + k \rho_{ci} \cos^2 \delta) p \quad \dots \dots \dots \quad (6.9)$$

ここで、図 5.1 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式(6.9)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式(6.1)にしたが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、式(5.3)および式(6.9)より、 $\Delta\beta_{ij}$ は、

$$\Delta\beta_{ij} = \beta^l k \rho_{ci} \cos^2 \delta \quad \dots \dots \dots \quad (6.10)$$

である。すなわち、Strickland ら⁴⁾の用いている $\Delta\beta_{ij}$ は式(6.4)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、 $\Delta\beta_{ij}$ 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 $\Delta\beta_{ij}$ は大きい。また、 $\Delta\beta_{ij}$ は、載荷の始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、 η_{Oij} 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、 η_{OJ} は次のように表される。

このように、従来用いられてきたクラック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、図 6.1 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_i とすると、式(6.9)から、図 5.1 に示す方向の垂直ひずみは十分小さな圧力で以下のようになる。

$$\left. \begin{aligned}
 \varepsilon_x / (\beta^l p) &= 1 + k \sum \rho_{ci} \sin^2 \phi_i \cos^2 \theta_i \\
 \varepsilon_y / (\beta^l p) &= 1 + k \sum \rho_{ci} \sin^2 \phi_i \sin^2 \theta_i \\
 \varepsilon_z / (\beta^l p) &= 1 + k \sum \rho_{ci} \cos^2 \phi_i \\
 \varepsilon_{xy} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \sum \rho_{ci} \sin^2 \phi_i (\sin \theta_i + \cos \theta_i)^2 \\
 \varepsilon_{\bar{x}\bar{y}} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \sum \rho_{ci} \sin^2 \phi_i (\sin \theta_i - \cos \theta_i)^2 \\
 \varepsilon_{yz} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \sum \rho_{ci} (\sin \phi_i \sin \theta_i + \cos \phi_i)^2 \\
 \varepsilon_{\bar{y}\bar{z}} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \sum \rho_{ci} (\sin \phi_i \sin \theta_i - \cos \phi_i)^2 \\
 \varepsilon_{zx} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \sum \rho_{ci} (\sin \phi_i \cos \theta_i + \cos \phi_i)^2 \\
 \varepsilon_{\bar{z}\bar{x}} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \sum \rho_{ci} (\sin \phi_i \cos \theta_i - \cos \phi_i)^2
 \end{aligned} \right\} \quad (6.12)$$

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 $\Delta\beta_{ij}$ 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。

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、式(6.12)の最初の式については次のように与えられる。

$$\varepsilon_x / (\beta^l p) = 1 + k \int_0^{2\pi} \int_0^\pi \rho(\phi, \theta)_c \sin^2 \phi_i \cos^2 \theta_i \sin \phi d\phi d\theta \dots \dots \dots \quad (6.14)$$

式(6.12)で与えられる垂直ひずみから式(5.4)などを用いて次のようにせん断ひずみが

求められる。

$$\left. \begin{array}{l} \gamma_{xy}/(\beta^l p) = k \sum \rho_{ci} \sin^2 \phi_i \sin 2\theta_i \\ \gamma_{yz}/(\beta^l p) = k \sum \rho_{ci} \sin 2\phi_i \sin \theta_i \\ \gamma_{zx}/(\beta^l p) = k \sum \rho_{ci} \sin 2\phi_i \cos \theta_i \end{array} \right\} \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (6.15)$$

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じる。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。

$$\varepsilon_I/(\beta^l p) = 1 + k \rho_{cl} \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (6.16)$$

ρ_{cl} 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、それによって生じ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 $\Delta\beta_I$ を求めるとき、

$$\Delta\beta_I/\beta^l = k \rho_{cl} \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (6.17)$$

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

Strickland ら⁴⁾は、既に述べたように、図5.1の垂直差ひずみ ε_L と圧力の関係から直接 $\Delta\beta_L$ 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た。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 $\Delta\beta_I$ は式(6.17)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、また計測される垂直ひずみから直接 $\Delta\beta_L$ 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式(6.17)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_{OL} 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_{OL} やその方向は、ここ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。

6. 2 松木らのパラメータ¹⁾

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、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、式(6.18)からわかるように、それぞれの方向について求めた $\Delta\beta_L$ には固有線圧縮率 β^l の異方性の影響が直接含まれ、 $\Delta\beta_L$ 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、

松木ら¹⁾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_{II}^I で $\Delta\beta_{II}$ を除した値 $\Delta\beta_{II}/\beta_{II}^I$ を用いている。以後、上記で述べた手順にしたが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、式(6.17)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、その異方性のマイクロ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、この影響は無視している。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。

7. DSCA 法による室内試験

7. 1 サンプリングおよび試料作成

表 7.1 に示すように、DH-2 孔の 10 深度から岩石コアをサンプリングした。試料名は採取深度の浅い方から深い方に順に A から J までアルファベット表記した。コアの方位は、BTM によって撮影した走向傾斜が既知の天然き裂とコアを横切る天然き裂とを対比して決定した。天然き裂は、ボアホール軸と交差するき裂の傾斜ができるだけ大きいものを採用して方位の誤差を小さくするようにした。

表 7.1 DH-2 孔の岩石コアのサンプリング深度

番号	試料名	岩石	コア採取区間	コアを横切る天然き裂の走向傾斜
1	A	花崗岩	209.4m～209.6m	N38W,15NE
2	B	花崗岩	226.5m～226.7m	N37W,21NE
3	C	花崗岩	245.1m～245.3m	N57E,61SE
4	D	花崗岩	291.4m～291.6m	N44W,73SW
5	E	花崗岩	309.5m～309.7m	N86W,64S
6	F	花崗岩	337.4m～337.6m	N18E,72W
7	G	花崗岩	365.8m～366.0m	N85W,70S
8	H	花崗岩	389.9m～390.1m	N18W,44E
9	I	花崗岩	448.0m～448.2m	N34W,50SW
10	J	花崗岩	471.9m～472.0m	N42W,26NE

DSCA 法を適用した室内試験に用いた試料の大きさは、一辺 35mm の立方体である。この立方体試料を、表 7.1 に示した深度から採取した直径 63.2mm の岩石コアから切り出して成形した。その際、新たなクラックを生じさせないように注意深く仕上げた。その手順は次の通りである。

- (1) 採取した岩石コアから巨視的なクラックのない部分を選定し、ダイヤモンドカッターで一辺約 40mm の立方体試料を切り出す。このとき、試験片には切り出した方向がわかるように印をつける。
- (2) 平面研削盤により、注意深く試料端面の成形をおこない、一辺約 35mm の立方体試料に仕上げる。
- (3) 成形した試料を空気中で短時間乾燥させた後、40°C に設定した恒温槽内で乾燥させる。この際、試料の重量が一定になるまで恒温槽内に放置する。乾燥が終了した試料をデシケータ中で保存する。
- (4) 作成した立方体試験片の互いに直交する 3 面に合計 12 枚のひずみゲージ（ゲージ長 10mm）を貼付する。すなわち、図 5.1 に示すようにそれぞれの面に 3 軸ロゼットゲージと単軸ゲージ 1 枚ずつを貼付する。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2液混合型ポリエステル系接着剤(PC-12、共和電業製)を用いる。ひずみゲージ貼付後、ゴム板を介したウエイトによる加圧により約0.04MPaの荷重を24時間以上加え放置する。

- (5) 圧力媒体が岩石試料中に浸透するのを防ぐために、岩石試料の全面をシリコン樹脂で被覆する。図7.1参照。

以上のようにして製作した岩石試料を、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 ε_{IJ} を計測した。

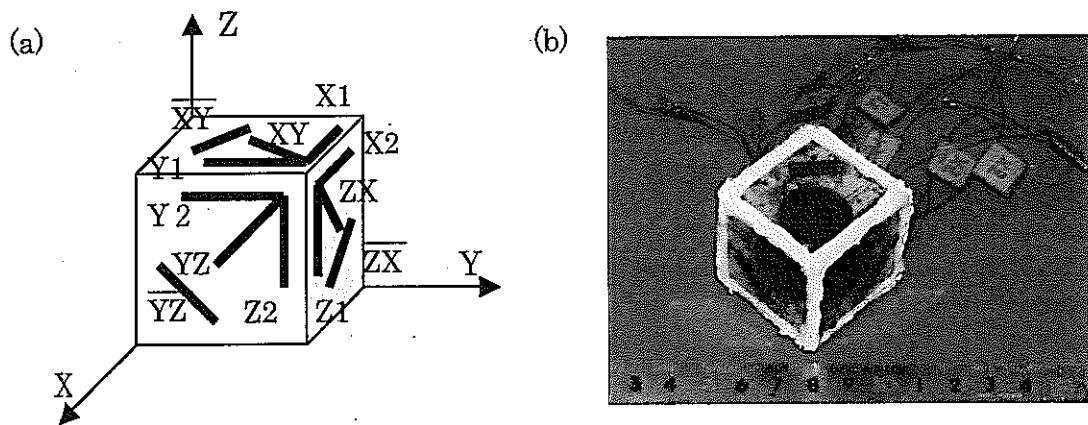


図7.1 (a)立方体試料に添付するひずみゲージの位置 (b)シリコン樹脂で被覆した試料
(太線はひずみゲージの位置を示す)

7.2 試験装置および試験方法

DSCA法による室内試験のための試験装置の系統図を図7.2に示す。試験装置は圧力容器(耐圧180MPa、クロムモリブデン鋼製)、静水圧を加えるための油圧ポンプと圧力変換器(容量200MPa)、データ取得および記録のためのデータアクイジションコントローラおよびパーソナルコンピュータの4部分により構成されている。圧力容器は、高さ380mm、外径274mmの円筒形で、内部空間は内径60mm、高さ140mmである。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付けられている。

試験手順としては、有効線圧縮率 $\beta_{eff,IJ}$ の圧力範囲を精度良く求めるために、静水圧7MPaまでは約0.1MPa毎にステップ状に静水圧を加え、静水圧が7MPaを越えると約0.5MPa毎に静水圧を加えて、30分程度で150MPaまで高める。この際、静水圧7MPaまでは約0.2MPa毎に、また静水圧7MPa以上では1MPa毎に岩石試験片と溶融石英のひずみを計測しデータアクイジションコントローラを介してコンピュータに入力する。測定は各試験片について3回繰り返す。初期応力の評価には、3回目の測定結果¹⁾を用いる。

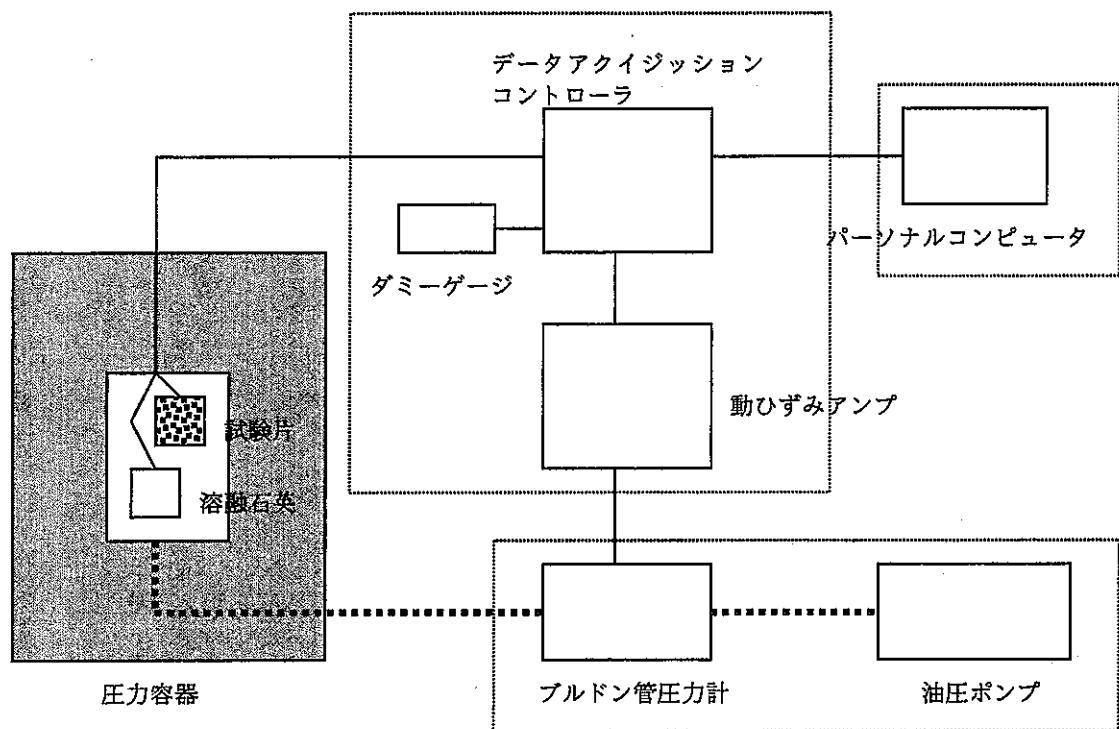


図 7.2 DSCA 法試験装置の系統図

7. 3 解析および評価方法

解析手順のフローチャートは図 7.3 の通りである。まず、前述の試験により得られる静水圧 p - 差ひずみ $\hat{\beta}_{IJ}$ 関係をグラフ表示し、有効線圧縮率および固有線圧縮率の圧力範囲を決める。すなわち、低圧部の直線区間と全てのクラックが閉じた後の直線区間の圧力範囲を決め、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なって有効線圧縮率 $\hat{\beta}_{eff,IJ}$ と固有線圧縮率 $\hat{\beta}_{IJ}$ を決定する。そして、解析プログラムを用いて 12 方向について次のパラメータを決める。

$$\text{岩石の固有線圧縮率: } \beta_{IJ} = \hat{\beta}_{IJ} + \beta_{FS}$$

$$\text{岩石の有効線圧縮率: } \beta_{eff,IJ} = \hat{\beta}_{eff,IJ} + \beta_{FS}$$

$$\text{線圧縮率の差: } \Delta\beta_{IJ} = \beta_{IJ} - \beta_{eff,IJ}$$

$$\Delta\beta_{IJ} \text{ と岩石の固有線圧縮率の比: } \Delta\beta_{IJ} / \beta_{IJ}$$

$$\text{最大クラック垂直ひずみ: } \eta_{OIJ}$$

$$\text{クラック垂直ひずみ - 静水圧関係: } \eta_{IJ} - p$$

ここで、 β_{FS} は溶融石英の固有線圧縮率である。12 方向について上述の量を求め、次

にせん断ひずみを含むテンソル成分を求める。なお、6個の独立な成分に対して12個の計測値があるので、最小自乗法により最確値を求め、それぞれの量のテンソル成分を決定する。また、テンソル成分からヤコビ法により各量の主値およびその方向を求め、方向についてはステレオ投影法によりグラフに表示する。DSCA法の基本仮定により、 $\Delta\beta$ と η_{0i} に関する主値 $\Delta\beta_1$ や η_{01} の大きさの比は初期応力の大きさの比に等しい。すなわち、

$$\Delta\beta_1 : \Delta\beta_2 : \Delta\beta_3 = \sigma_1 : \sigma_2 : \sigma_3$$

または

$$\eta_{01} : \eta_{02} : \eta_{03} = \sigma_1 : \sigma_2 : \sigma_3$$

したがって、これらの主応力のうちのどれかの大きさが既知であれば全ての主応力の大きさが決定できる。

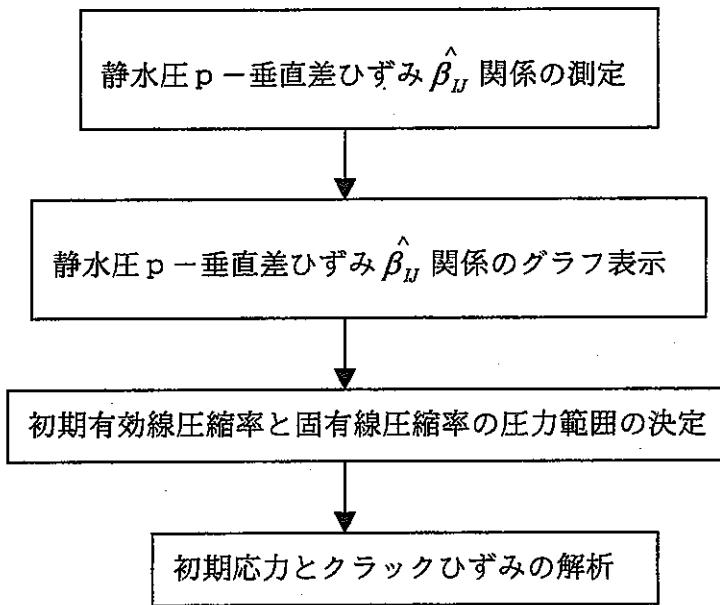


図 7.3 解析手順フローチャート

8. 試験結果

8. 1 クラックパラメータの主値の大きさ

図 8.1～図 8.5 に、DH-2 号孔の 10 深度で採取した岩石試料について得られた圧力－差ひずみ曲線を示す。ただし、本試験では先に述べたように繰り返し載荷をおこなったが、これらは 3 回目の結果である。図中の凡例に記載された X1, X2 などは図 5.1 の表記と対応し、XY1, XY2 などは図 5.1 の XY, \overline{XY} などと対応する。なお、本試験に用いた試料の方針は既知であり、図 5.1 の X, Y および Z 軸は、それぞれ方位を表す E, N および V 軸（鉛直軸）と一致する。また、載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、それらは解析から除外した。圧力が約 100 MPa に達すると、ほとんどすべての試験片でほぼ一定の勾配が得られている。また、載荷の初期にも圧力－差ひずみ曲線に直線区間が認められる。なお、圧力－差ひずみ曲線の高い圧力部で勾配が負になっているのは、土岐花崗岩の固有線圧縮率より溶融石英のそれ (9.44×10^{-6} MPa) の方が大きいためである。

各試料について求めた固有線圧縮率の主値 β_I とクラックパラメータをまとめて示すと表 8.1 の通りである。固有線圧縮率は試料の採取深度によって若干変化し、その異方性の大きさを各試料の最大値と最小値の差の全平均値に対する比で表すと、試料 A が 27% と最も大きく、試料 D が 10% と最も小さい。他の試料の固有線圧縮率は 10% から 20% 台の異方性を示す。このことから、クラックの評価に及ぼす固有線圧縮率の異方性をできるだけ排除したクラックパラメータ $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ に基づいてクラック評価をおこなうことがより妥当であると考えられる。

クラック密度に関するパラメータ $\Delta\beta_I$, $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ および η_{OI} の大きさと、試料が採取された深度との関係を示すと図 8.6 の通りである。これらのパラメータの分布傾向が若干異なるのは、各パラメータの物理的な意味が異なるためであって、 η_{OI} にはクラックのアスペクト比の分布が影響しており、 $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ は固有線圧縮率の異方性の影響が取り除かれている。クラック密度に関するこれらのパラメータの分布をみると、深度 200m から深度 370m 付近まで採取深度の増加に伴って各パラメータは徐々に増加している。すなわち、この区間では深さに伴ってマイクロクラックの量も増加する。深度 370m から深度 450m までは、各クラックパラメータは減少し、470m 付近で再び増加する。

$(\Delta\beta/\beta^I)_I$ と $\Delta\beta_I$ の関係を示すと図 8.7(a) のようである。この図の原点を通る直線の勾配は、DH-2 孔の 10 深度から採取された岩石コアの平均固有線圧縮率である。全試料の平均固有線圧縮率を用いて $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ と $\Delta\beta_I$ の関係をほぼ表すことができることから、各試料の固有線圧縮率にはばらつきがあっても、個々の試料の平均値は近似しているといえる。図 8.7(b) は $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ と η_{OI} の関係である。花崗岩試料の採取深度によって $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ と η_{OI} 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個々の試料ごとに異なることを示している。

DSCA 法の基本仮定が成り立つとするならば、測定されたクラックパラメータの大きさの比は初期応力の大きさの比に等しい。表 8.2 は、 $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ から最小主値を基準として求めた初期主応力比である。ばらつきはあるが σ_1/σ_3 は 1.4~3.1、また σ_2/σ_3 は 1.2~1.9 の範囲に分布する。

表 8.1 固有線圧縮率およびクラックパラメータ

試料	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	
採取深度	209.4 ~ 209.6m	226.5 ~ 226.7m	245.1 ~ 245.3m	291.4 ~ 291.6m	309.5 ~ 309.7m	337.4 ~ 337.6m	365.8 ~ 366.0m	389.9 ~ 390.1m	448.0 ~ 448.2m	471.9 ~ 472.0m	
パラメータ	I										
β'_I (10 ⁻⁶ /MPa)	1	8.93	8.90	9.02	8.85	8.36	8.98	8.65	8.42	8.56	8.79
	2	8.46	7.92	8.03	8.45	8.10	8.17	8.20	8.24	7.87	7.67
	3	6.73	7.30	7.10	8.01	7.50	7.52	7.68	6.64	7.44	7.51
$\Delta\beta_I$ (10 ⁻⁶ /MPa)	1	9.94	9.96	10.31	12.62	10.28	17.51	22.96	14.33	5.81	13.77
	2	6.00	9.22	8.36	7.77	8.59	9.89	12.81	8.90	5.27	13.14
	3	3.75	4.40	7.11	6.54	6.80	4.88	10.20	4.67	2.75	10.06
$(\Delta\beta/\beta')_I$ (-)	1	1.22	1.30	1.31	1.49	1.24	2.12	2.71	1.78	0.70	1.76
	2	0.81	1.07	1.04	0.92	1.09	1.10	1.65	1.08	0.68	1.66
	3	0.46	0.54	0.86	0.77	0.88	0.69	1.24	0.72	0.36	1.21
η_{oi} (10 ⁻⁶)	1	237	242	173	247	269	335	423	273	183	253
	2	166	210	157	185	225	195	217	188	143	208
	3	117	121	111	134	181	106	188	77	79	132

表 8.2 $(\Delta\beta/\beta')$ から推定された初期応力の比

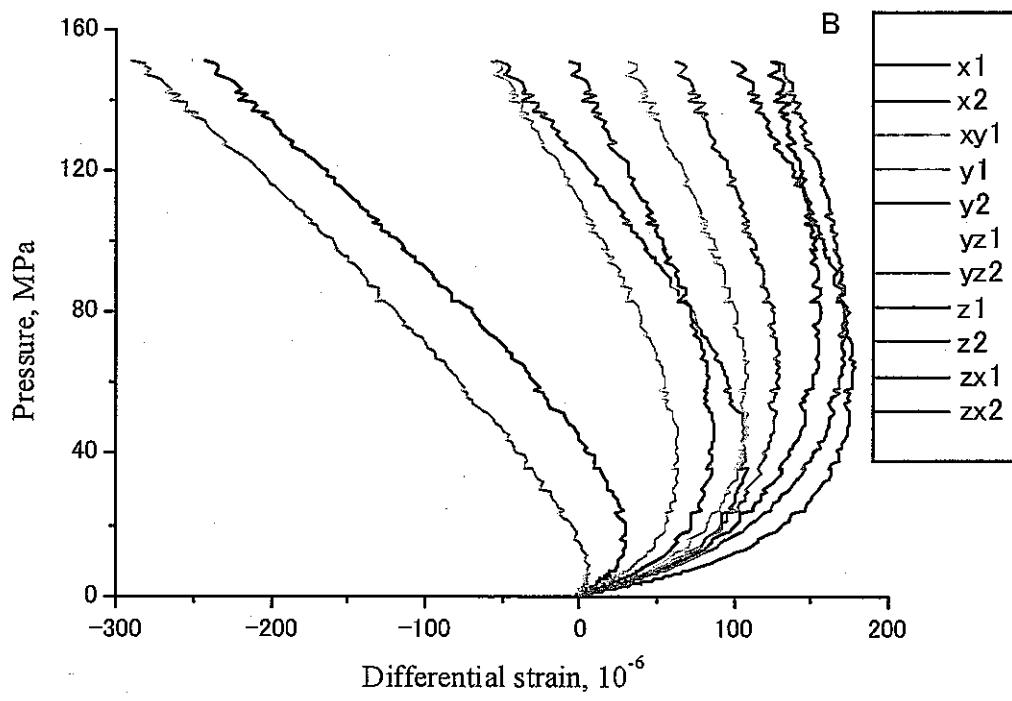
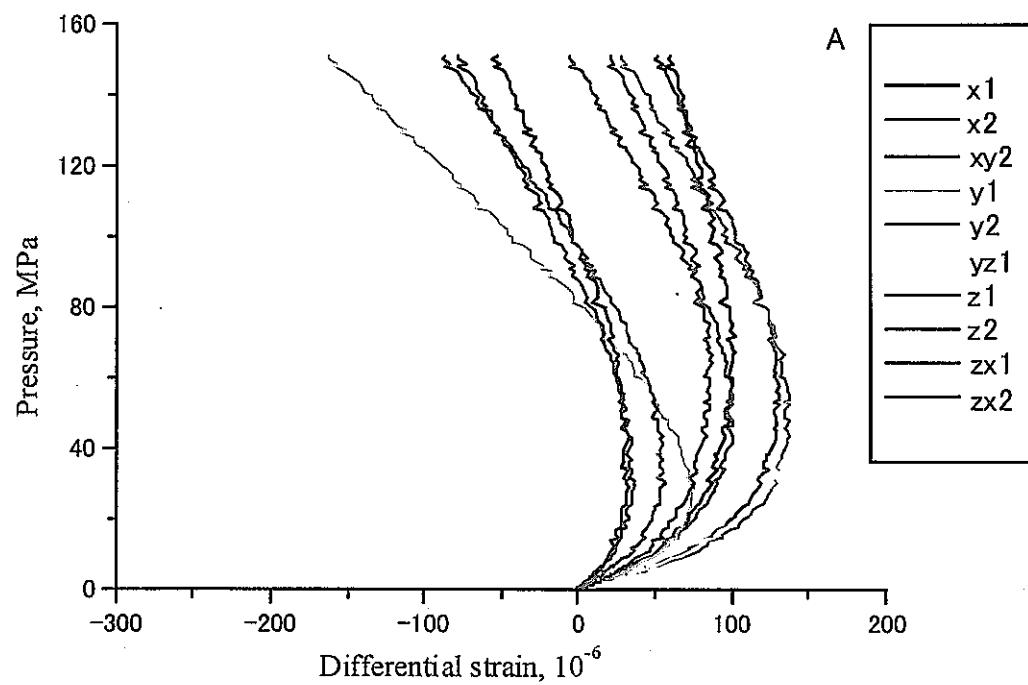


図 8.1 試料名AおよびBの圧力-差ひずみ曲線

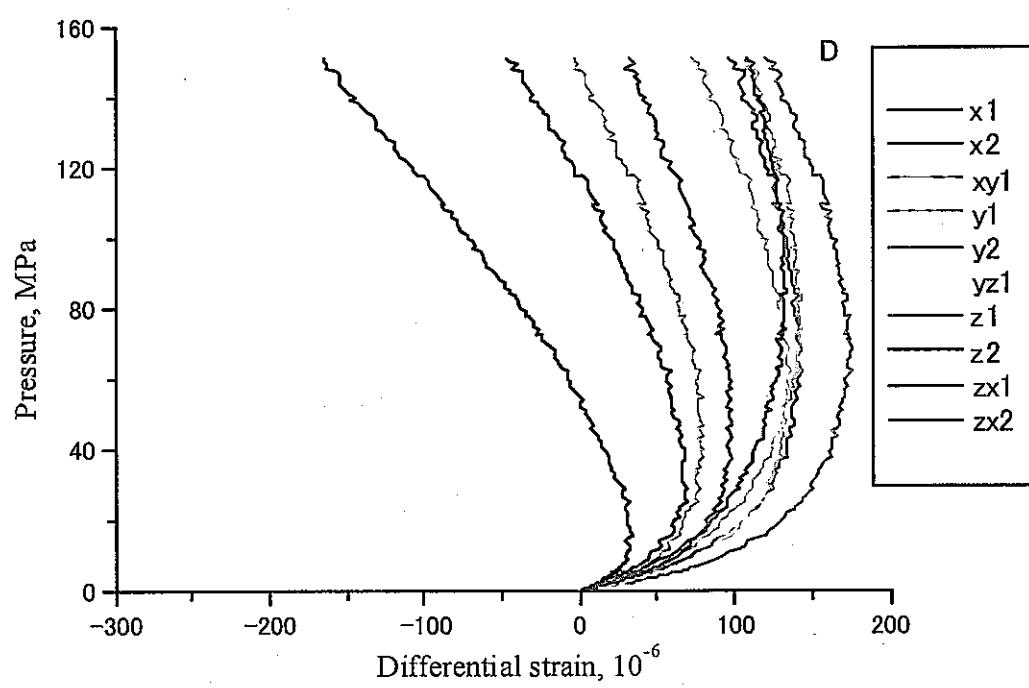
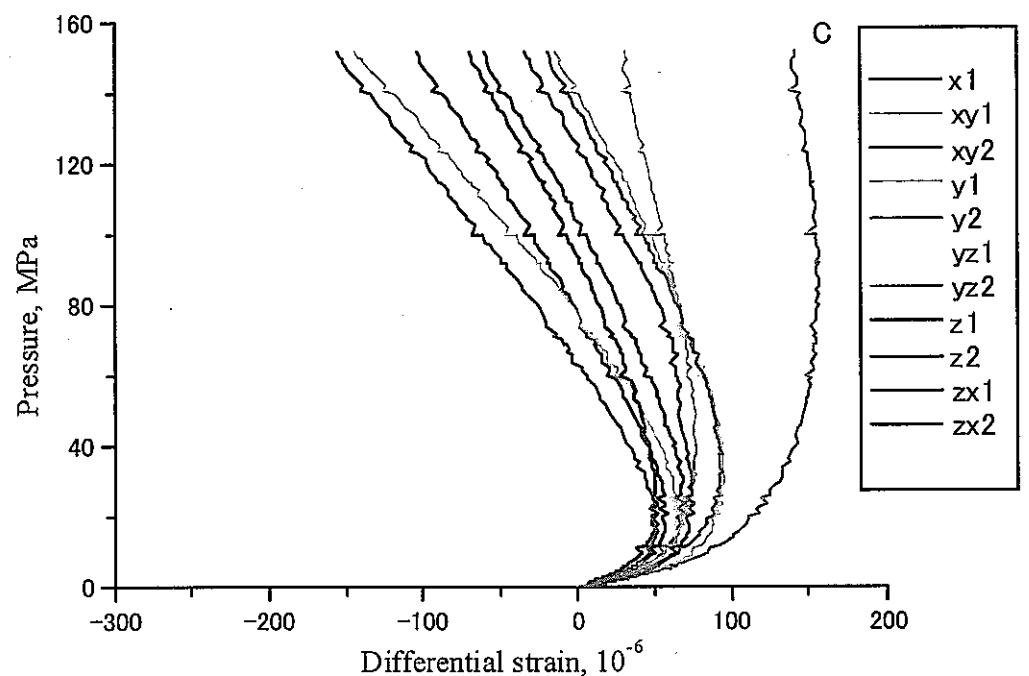


図 8.2 試料名 C および D の圧力-差ひずみ曲線

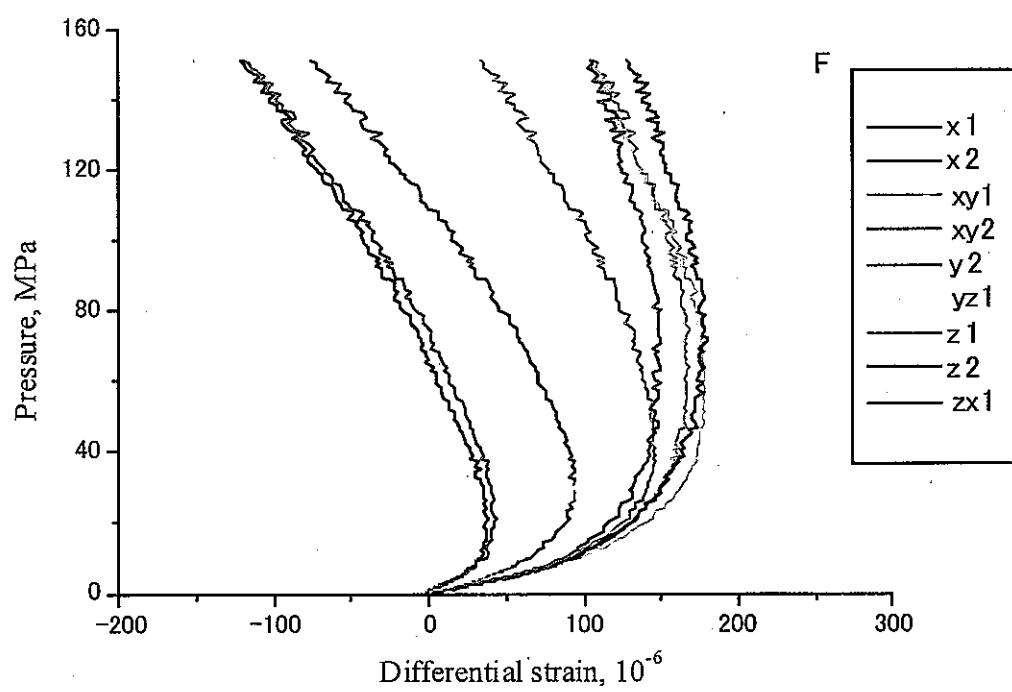
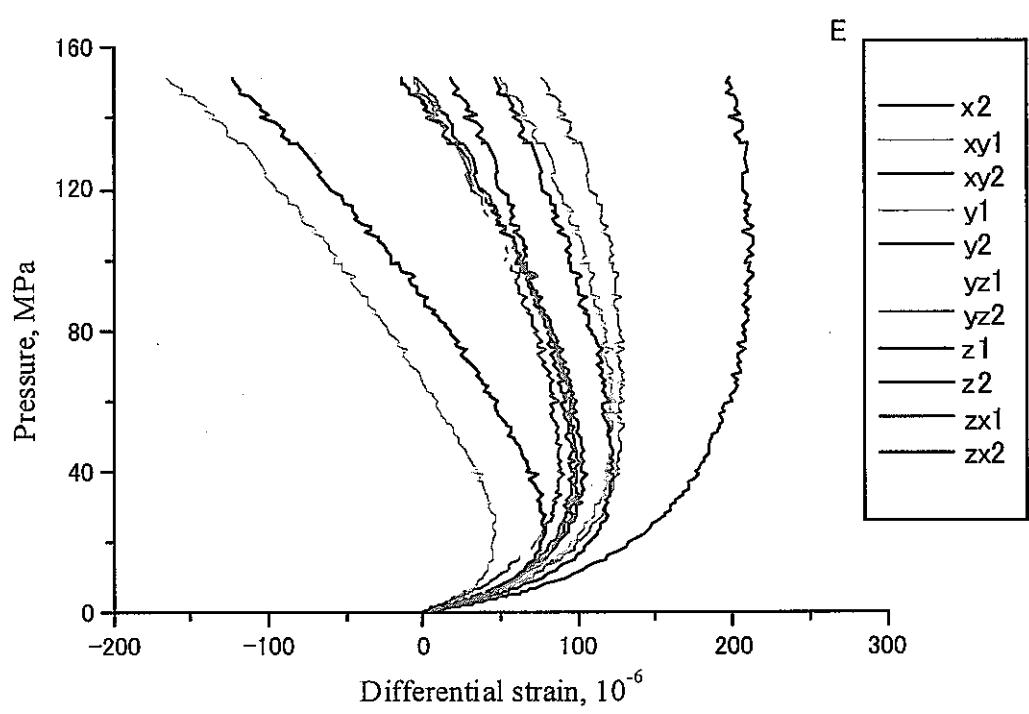


図 8.3 試料名 E および F の圧力-差ひずみ曲線

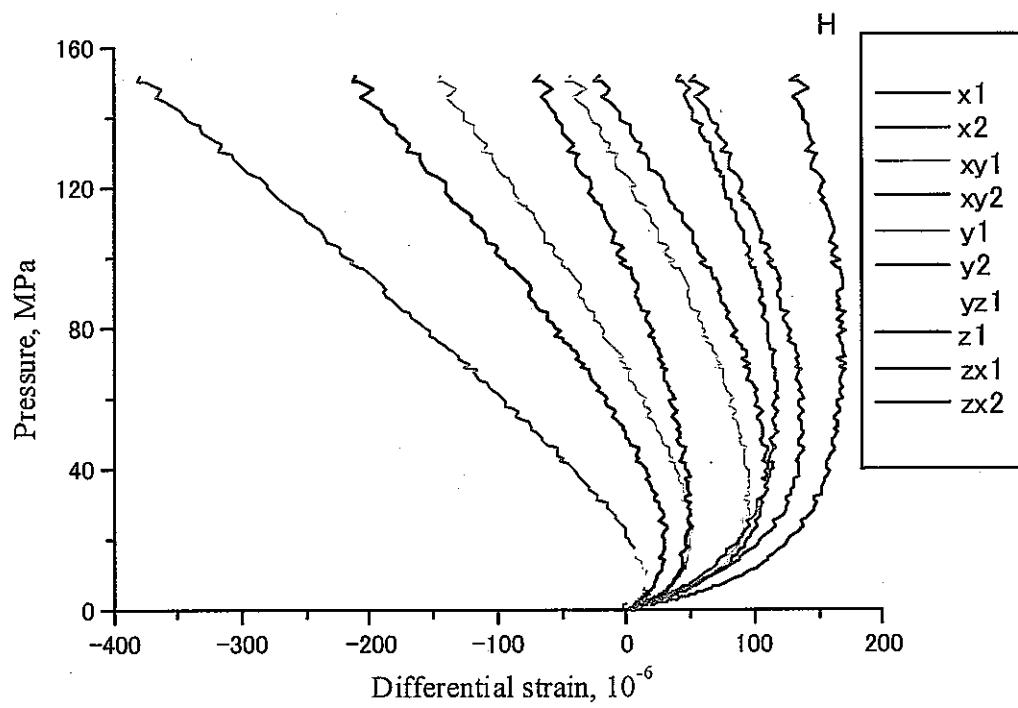
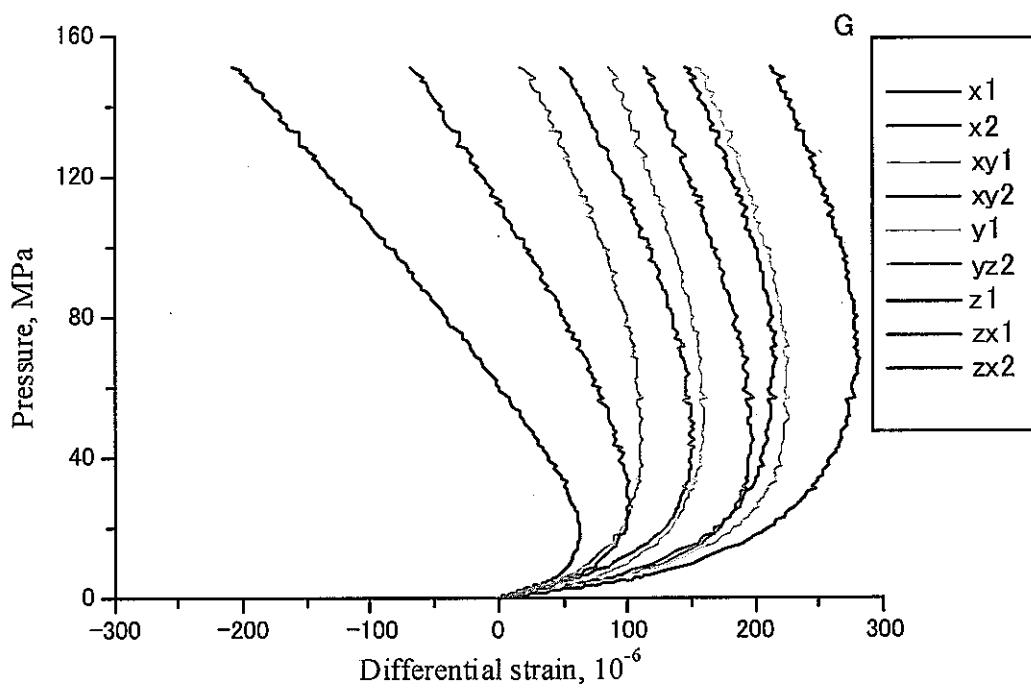


図 8.4 試料名 G および H の圧力－差ひずみ曲線

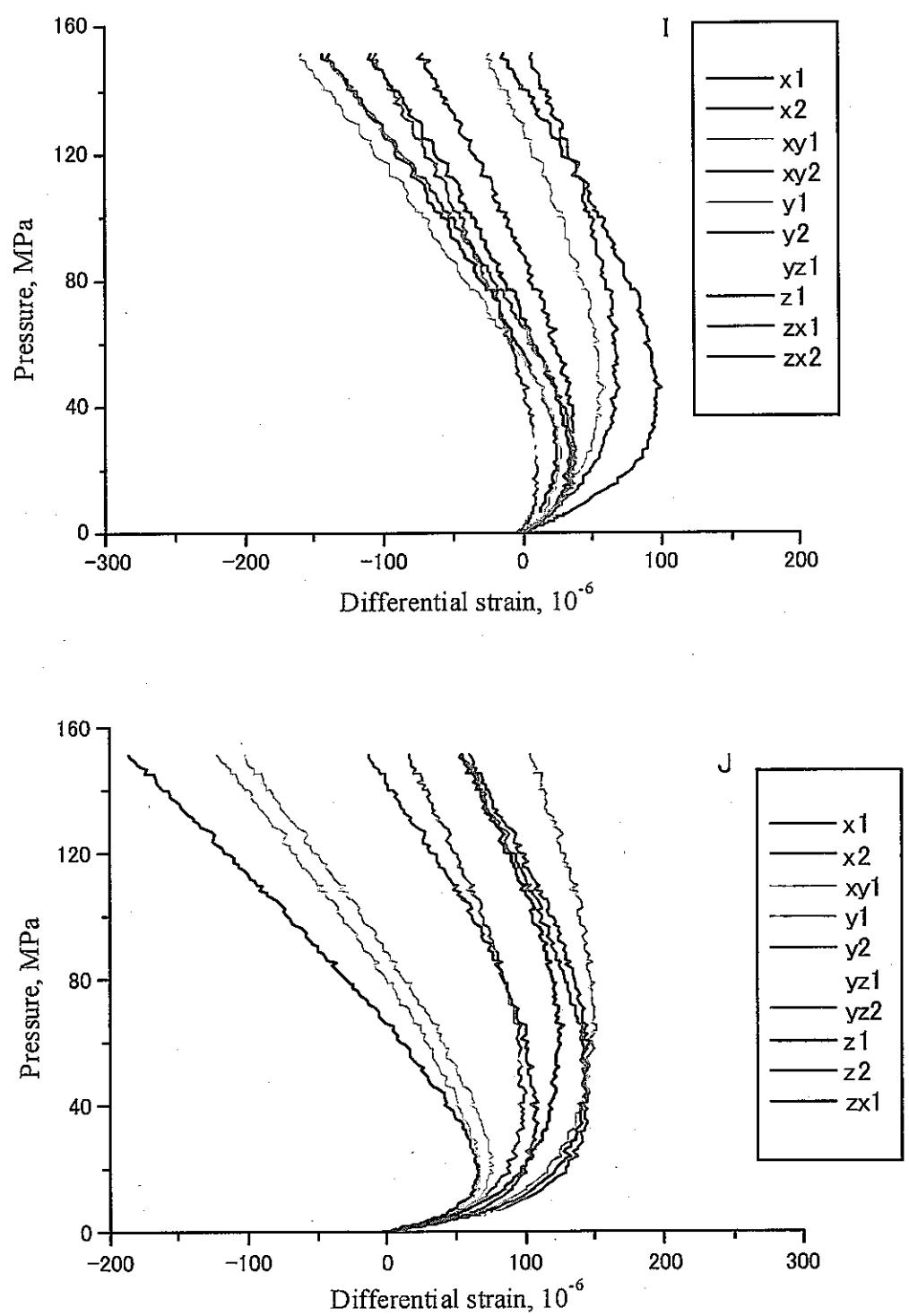


図 8.5 試料名 I および J の圧力-差ひずみ曲線

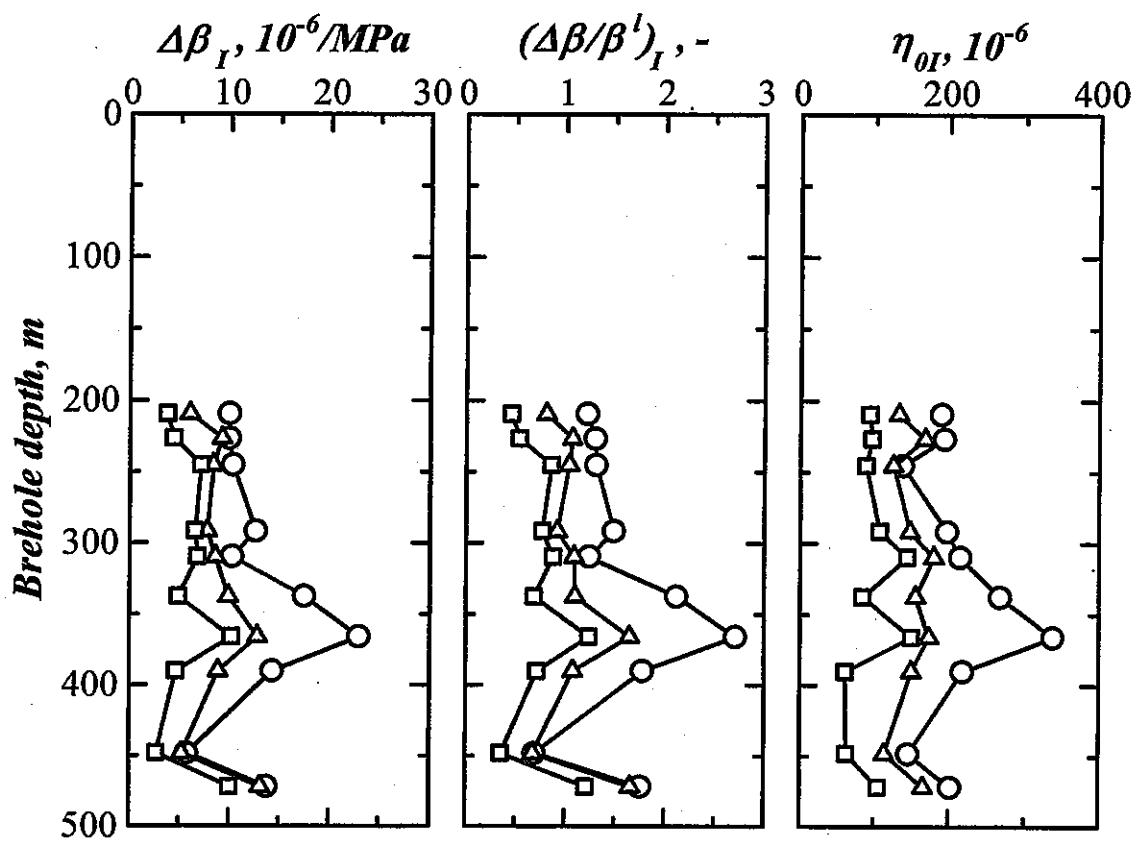


図 8.6 クラックパラメータと DH-2 孔の深度との関係

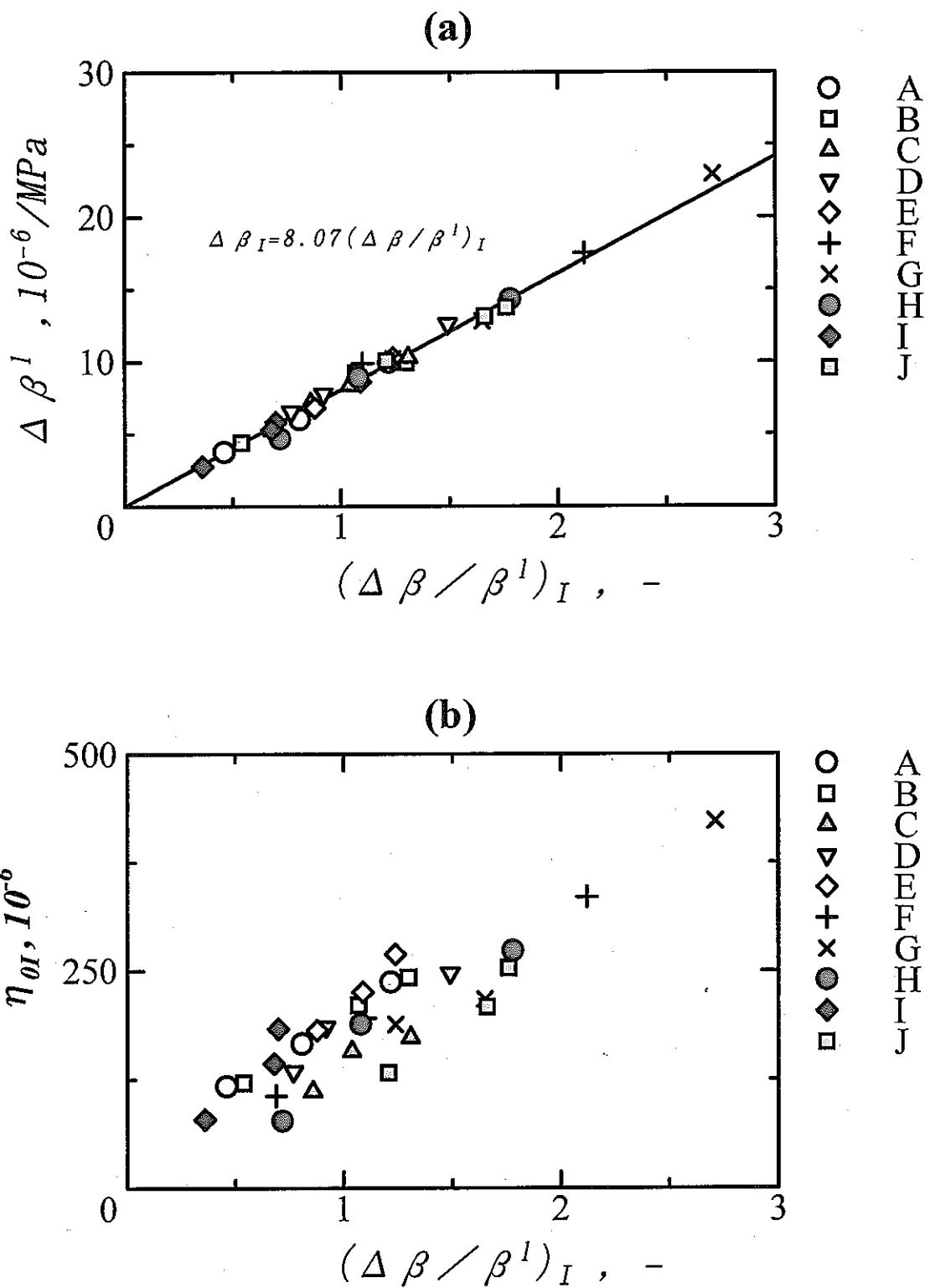


図 8.7 (a) $(\Delta\beta/\beta^1)_I$ と $\Delta\beta_I$ および(b) $(\Delta\beta/\beta^1)_I$ と η_{0i} の関係

8. 2 クラックパラメータの主値の方向

DSCA 法によって評価されたそれぞれのパラメータ $\Delta\beta_I$, $(\Delta\beta/\beta')_I$, η_{OI} と固有線圧縮率の主値の方向を上半球ウルフ投影（等角投影）すると図 8.8 および図 8.9 の通りである。ここで、E, N, V は試料に設けた東西南北の ENV 座標系である。また、●印, ▲印および■印は、それぞれ、各パラメータの最大、中間および最小主値であり、これらの印の傍に記載されたアルファベットは試料名を表す。これらの投影図から、各試料の主値の方向はかなりばらついていることが認められる。まず、図 8.9(b)の固有線圧縮率をみると、最大主値は鉛直方向から 30° から 60° 傾いた範囲に分布しており、固有線圧縮率の異方性が各試料によって異なることを示している。

図 8.8(a), 図 8.8(b)および図 8.9(a)のクラックパラメータの最大主値（○印）に注目すると、 $\Delta\beta_I$, $(\Delta\beta/\beta')_I$ および η_{OI} いずれも走向は N-S から NW-SE 方向に分布する傾向が認められる。これは、正馬様用地内から採取された岩石コアのクラックパラメータの分布傾向¹²⁾とおおむね一致する。次に、 $\Delta\beta_I$ と $(\Delta\beta/\beta')_I$ の最大主値の鉛直方向からの傾きをみると、深度 300m よりも浅いところから採取された試料 A, B, C および D は 60° 以上傾斜しているが、深度 300m よりも深い深度から採取された試料では 60° よりも小さい。 $(\Delta\beta/\beta')_I$ の鉛直方向からの傾きを横軸に、試料が採取された深度を縦軸にとって表示すると図 8.10 のようである。この図から、マイクロクラックが最も発達している配向面の傾きは、DH-2 孔の深度 200m から深度 300m の区間では鉛直に近く、深度 300m よりも深い深度では鉛直方向から 40° から 70° 傾斜していることが読み取れる。DSCA 法の基本仮定が成り立つならば、深度 200m から深度 300m は逆断層型か横ずれ断層型、深度 300m よりも深い深度は正断層型に近い初期応力環境であることが予想される。なお、 $\Delta\beta_I$ と η_{OI} の方位分布の細かな違いは、 η_{OI} にクラックのアスペクト比の影響が含まれていることによる。一方、 $(\Delta\beta/\beta')_I$ の最大主値の分布と $\Delta\beta_I$ および η_{OI} のそれとが若干異なるのは、 $\Delta\beta_I$ と η_{OI} には岩石実質部の固有線圧縮率の異方性の影響が強く現れているのに対して、 $(\Delta\beta/\beta')_I$ は固有線圧縮率の影響が取り除かれていることによると考えられる。

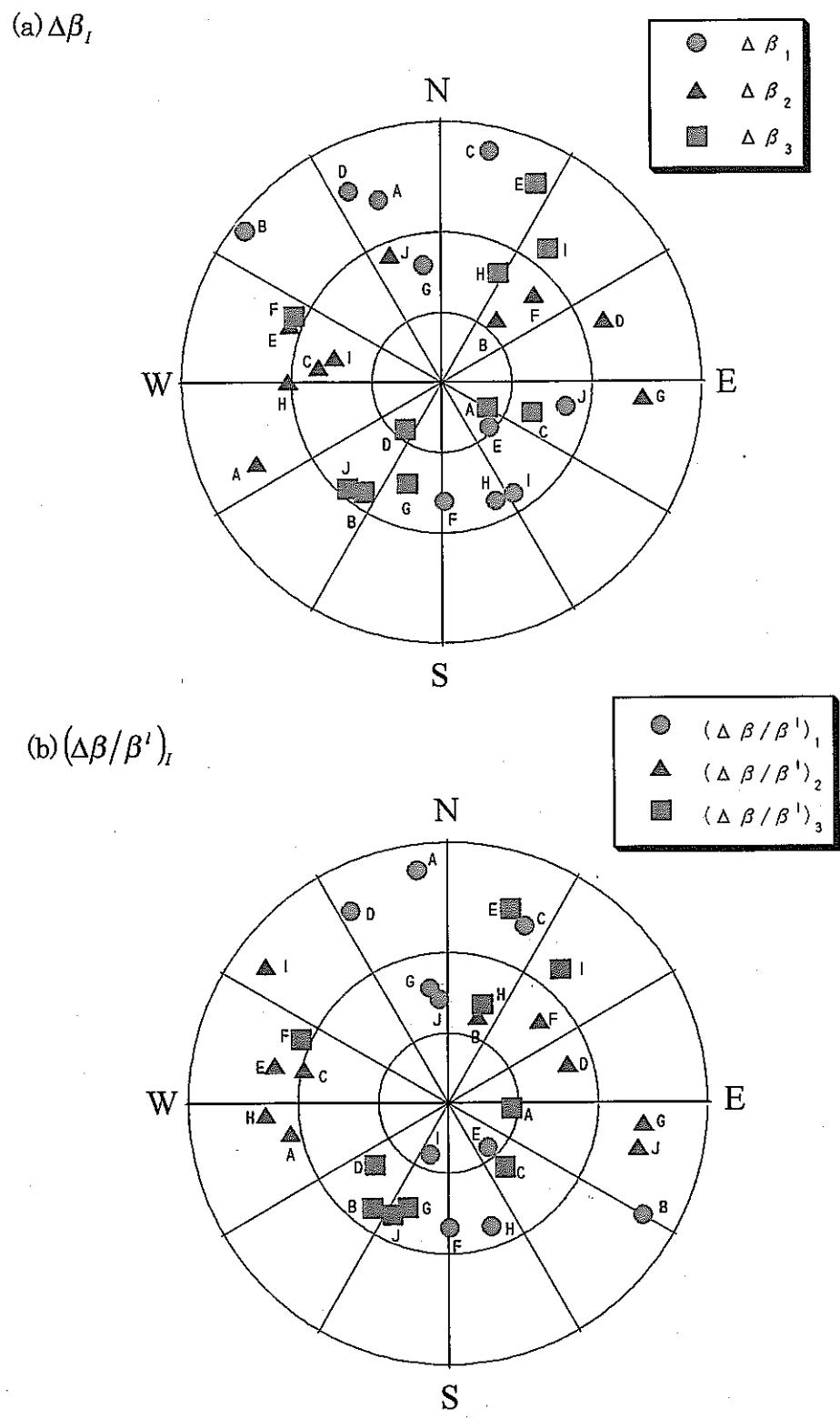
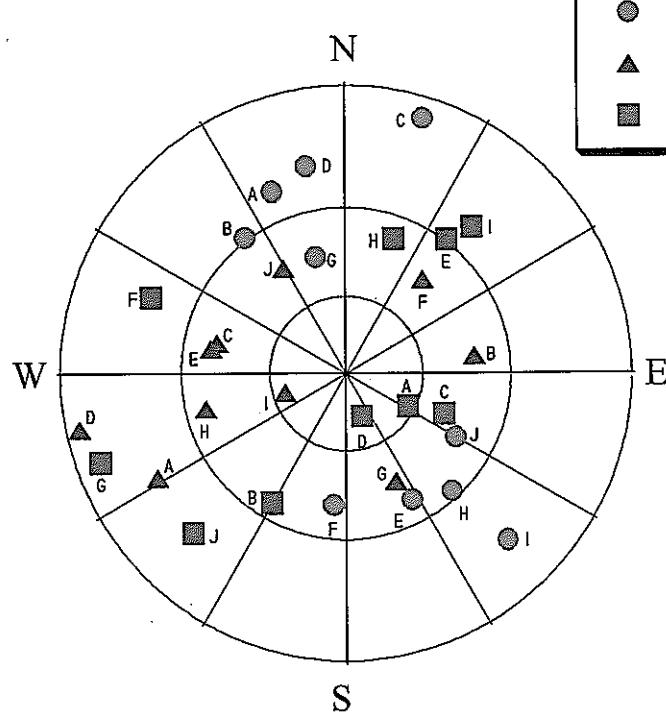
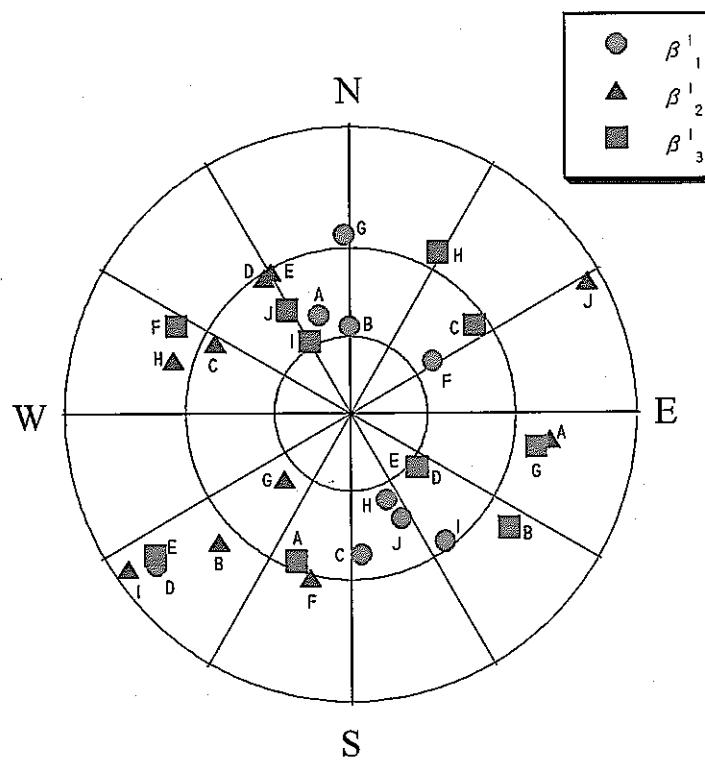


図 8.8 DSCA 法によって評価されたパラメータ (a) $\Delta\beta_I$ および (b) $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ の主値の方向

(a) η_{OI} (b) β_I^l 図 8.9 DSCA 法によって評価されたパラメータ(a) η_{OI} および(b) β_I^l の主値の方向

Angle from vertical axis, deg

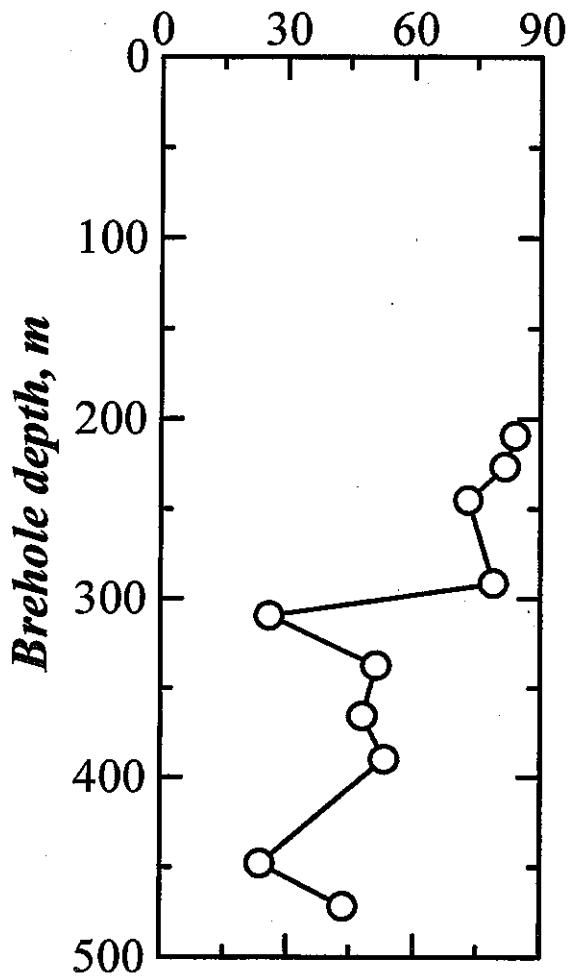


図 8.10 $(\Delta\beta/\beta^l)_1$ の鉛直方向からの傾きと深度との関係

9.まとめ

岩石コアを用いた初期応力測定手法の一つであるDSCA (Differential Strain Curve Analysis) 法を、DH-2孔の10深度から採取した岩石コアに適用し、超深地層研究所建設予定地付近の岩石の力学的異方性の程度およびその要因となるマイクロクラックの3次元的分布特性を定量的に評価した。得られた知見をまとめると以下のようになる。

- (1) DH-2孔から採取された土岐花崗岩の固有線圧縮率の異方性の大きさは10%から27%であった。ただし、異方性の大きさとは、固有線圧縮率の最大値と最小値の差の全平均値に対する比である。
- (2) クラック密度に関するパラメータ $\Delta\beta_I$, $(\Delta\beta/\beta^I)_I$, η_{OI} およびマイクロクラックの量は、深度200mから370m付近まで深度とともに増加した。
- (3) $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ から最小主値を基準として求めた初期主応力比は、ばらつきはあるが σ_1/σ_3 は1.4~3.1、また σ_2/σ_3 は1.2~1.9の範囲に分布した。
- (4) クラックパラメータ $\Delta\beta_I$, $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ および η_{OI} の最大主値の走向はN-SからNW-SE方向に分布する傾向が認められた。これは、正馬様用地内から採取された岩石コアのマイクロクラックの分布傾向とおおむね一致した。
- (5) $\Delta\beta_I$ と $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ の最大主値の鉛直方向からの傾きは、深度300mよりも浅いところから採取された試料では60度以上傾斜しているが、深度300mよりも深い深度から採取された試料では60度よりも小さかった。このことから、深度200mから深度300mは逆断層型か横ずれ断層型、深度300mよりも深い深度は正断層型に近い初期応力環境であることが予想された。

これらの知見は、瑞浪超深地層研究所計画における岩盤力学モデルを構築する際の基礎的な情報となる。

参考文献

- (1) 松木浩二, 志水俊仁, 奥村清彦:DSCAによる岩石内部微小き裂の評価,資源と素材, Vol.111, p.607-615,(1995)
- (2) Simmons, G. et al.,: Differential strain analysis : A new method for examining cracks in rock, JGR, Vol.79, p.4283-4385,(1974)
- (3) Siegfried, R. et al.,: Characterization of oriented cracks with Differential Strain Analysis, JGR, Vol.83, p.1269-1278,(1978)
- (4) Strickland, F.G. et al.,: Use of Differential Strain Curve Analysis in Predicting In-Situ Stress State for Deep Wells: Proc. 21st U.S. Sympo. on Rock Mech., p.523-532,(1980)
- (5) Montgomery, C.T. et al.,: Differential Strain Curve Analysis - Does It Work? ,Proc. USGS Workshop on Hydraulic Fracturing Stress Measurement, Montrey, Ca., p.635-649,(1981)
- (6) Ren, N-K. et al.,: Differential Strain Curve Analysis - A New Method for Determining the Preexisting In-Situ Stress State for Rock Core Measurements, Proc. 5th Int. Congr. ISRM, Melbourne, p.F117-127,(1983)
- (7) Dey, T.N. et al.,: Stress measurements in a deep granitic rock mass using hydraulic fracturing and differential strain curve analysis, Proc. Int. Sympo. on Rock Stress and Rock Stress Measurement, Stockholm, p.351-357,(1986)
- (8) Charlez, P. et al.,: Is the microcracking of a rock a memory of its initial state of stress?, Proc. Int. Sympo. on Rock Stress and Rock Stress Measurement, Stockholm, p.341-350,(1986)
- (9) Dey, T.N. et al.,: State of Stress and Relationship of Mechanical Properties to Hydrothermal Alternation at Valles at Caldera Core Hole 1, Mew, JGR, Vol.93, p.6108-6112,(1988)
- (10) Meglis, I.L. et al.,: The effect of stress-relief on ambient microcrack porosity in core samples from the Kent Cliffs(New York) and Moodus(Connecticut) scientific research boreholes, Tectonophysics, Vol.186, p.163-173,(1991)
- (11) Walsh, J.B.,: The effect of cracks on the compressibility of rock, JGR, Vol.70, p.381-389,(1965)
- (12) 加藤春實:土岐花崗岩を対象とした断層の岩盤力学的影響に関する室内試験, サイクル機構技術資料 (契約業務報告書:同和工営株式会社) JNC TJ7400 2002-006, p.27-29,(2002)

APPENDIX I

写真集

