

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

(核燃料サイクル開発機構 契約業務)

平成14年3月

同和工業株式会社

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

©核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute) 2002

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

加藤春實*

要 旨

MIU-4号孔の10m深度から採取した岩石コアを用い、初期応力測定手法の一つであるDSCA(Differential Strain Curve Analysis)法を適用した室内試験を実施し、既にMIU-1号孔およびMIU-2号孔のコアで実施している同試験の結果との比較により、断層生成に起因する岩盤力学的特性への影響を評価した。

- (1) クラックパラメータ $(\Delta\beta/\beta^i)_I$ は、深度300mおよび550m以下の月吉断層下部で低下した。このようなクラック密度の分布傾向は、AN-1号孔およびMIU-2号孔の深度300mで水平初期応力が低下し、MIU-3号孔の月吉断層下部で初期応力が大幅に低下する傾向および正馬様用地西側領域の水平応力が深度600m付近から低応力側へのシフトするという水圧破碎試験の結果と対応するようにみえる。
- (2) $(\Delta\beta/\beta^i)_I$ の最大主値の方向はN-SからNW-SE方向に分布していることから、MIU-4号孔が掘削された土岐花崗岩の最大初期応力の方向はN-SからNW-SE方向であると考えられた。この方向は、正馬様用地西側で実施された水圧破碎法による初期応力測定結果と比較的調和的である。
- (3) 正馬様用地東側のMIU-4号孔の岩石試料を用いたDSCA試験の結果からは、深度の増加に伴う初期応力環境の系統的な変化は認められなかった。
- (4) MIU-1号孔から採取された試料の η_{OI} の最大主値の方向はN-SからNW-SE方向に分布し、本DSCA試験から推定されたMIU-4号孔の最大初期応力の方向と類似していた。
- (5) MIU-1号孔のDSCA試験から推定される初期応力環境は、試料の採取深度に関わらずほぼ逆断層型であった。このことは水圧破碎試験から決定された正馬様用地西側の初期応力環境が深度600m以下で横ずれ断層型か正断層型であるという事実と整合しなかった。

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：1306A01055

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 地質環境特性研究グループ
グループリーダー 長谷川 健

*：同和工営株式会社 ジオサイエンス事業部

Differential Strain Curve Analysis on Toki granite for evaluating the rock mechanical effects of Tsukiyoshi fault

H.Kato*

ABSTRACT

In this study, DSCA(Differential Strain Curve Analysis) method was applied on cores taken from ten depths of drill hole MIU-4 for evaluating the effects of Tsukiyoshi reverse fault on rock mechanical properties. The following conclusions were reached by comparing the result of DSCA method on cores retrieved from the drill hole MIU-1 and MIU-2.

- (1) The crack parameter $(\Delta\beta/\beta')_l$ was found to decrease at the depth of 300m and below 500m. This variation of the parameter seems to correlate relatively well with the stresses predicted with hydraulic fracturing tests in the drill hole AN-1, MIU-2 and MIU-3.
- (2) The maximum principal value of $(\Delta\beta/\beta')_l$ was found to be approximately N-S to NW-SE orientation. The N-S to NW-SE orientation coincided well with the stress orientations obtained with hydraulic fracturing test carried at the west side of Shobasama site.
- (3) Stress regime estimated from DSCA method on cores from MIU-4 did not change systematically with depth while stress measurement conducted in the east side of Shobasama site showed a change in stress regime from reverse faulting ($S_H > S_h > S_v$) or transitional stress regime ($S_H > S_h \approx S_v$) to strike-slip faulting ($S_H > S_v > S_h$) at a depth of around 600m.
- (4) The maximum principal value of η_{OI} obtained from cores taken from the drill hole MIU-1 indicated N-S to NW-SE orientation. The orientation was consistent with the one of the maximum principal stress predicted from the DSCA method on the cores from the drill hole MIU-4.
- (5) The stress regime estimated from the performed data by DSCA method of cores from the drill hole MIU-1 was almost the type of reverse faulting. This stress regime correlated poorly with those determined by hydraulic fracturing test performed below 600m at the west side of Shobasama site.

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

Agreement No.: 1306A01055

JNC Liaison: Ken Hasegawa, Geoscience Research Group, Tono Geoscience Center.

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

+ : S_v , S_h and S_H are vertical stress, minimum horizontal and maximum horizontal stress, respectively.

目 次

1. 件名	1
2. 目的	1
3. 試験の範囲	2
4. 試験の期間	2
5. DSCA 法による初期応力計測法の原理	3
5.1 概要	3
5.2 基本仮定	3
5.3 測定原理	4
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	7
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	7
6.2 松木らのパラメータ	11
7. DSCA 法による室内試験	12
7.1 サンプルングおよび試料作成	12
7.2 試験装置および試験方法	13
7.3 解析および評価方法	14
8. 試験結果	16
8.1 クラックパラメータの主値の大きさ	16
8.2 クラックパラメータの主値の方向	24
9. 考察	27
9.1 MIU-4 号孔から採取された岩石試料の試験結果に関する考察	27
9.2 MIU-1 号孔から採取された岩石試料の試験結果と本試験結果の比較	30
10. まとめ	34
引用文献	35

付表目次

表 7.1 MIU-4 孔の岩石コアのサンプリング深度	12
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 $(\Delta\beta/\beta^i)_i$ から推定された初期応力の比	17
表 9.1 $(\Delta\beta/\beta^i)_i$ の主値の方向から推定された初期応力環境	29
表 9.2 MIU-1 号孔の DSCA 試験から得られた η_{OI}	32

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	4
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
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	7
図 7.1 DSCA 法試験装置の系統図	14
図 7.2 解析手順フローチャート	15
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 (a) $(\Delta\beta/\beta^i)_i$ と $\Delta\beta_i$ および (b) $(\Delta\beta/\beta^i)_i$ と η_{I0} の関係	23
図 8.7 DSCA 法から得られたパラメータ (a) $\Delta\beta_i$ および (b) $(\Delta\beta/\beta^i)_i$ の主値の方向	25
図 8.8 DSCA 法から得られたパラメータ (a) η_{OI} および (b) β^i の主値の方向	26
図 9.1 クラックパラメータと MIU-4 号孔の鉛直深度の関係	28
図 9.2 クラックパラメータ η_{OI} と MIU-1 および号孔 MIU-4 号孔の鉛直深度の関係	32
図 9.3 MIU-1 号孔から採取された試料の η_{OI} の主値の方向	33

APPENDIX

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

1. 件名

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

2. 目的

断層の形成は、その周辺岩盤の岩盤力学的特性（物性、応力状態）に大きな影響を及ぼすが、一般に断層周辺の岩盤は脆弱であるため、原位置で応力測定や力学試験をおこない直接的にデータを取得することは困難である。このため、MIU-4号孔の10深度から採取した岩石コアを用い、初期応力測定手法の一つであるDSCA（Differential Strain Curve Analysis）法を適用した室内試験を実施し、既にMIU-1号孔およびMIU-2号孔のコアで実施している同試験の結果との比較により、断層生成に起因する岩盤力学的特性への影響（物性、応力）を評価する。なお、MIU-4号孔は鉛直からの傾斜が 30° で、孔軸の方位はN25Eである（図2.1参照）。

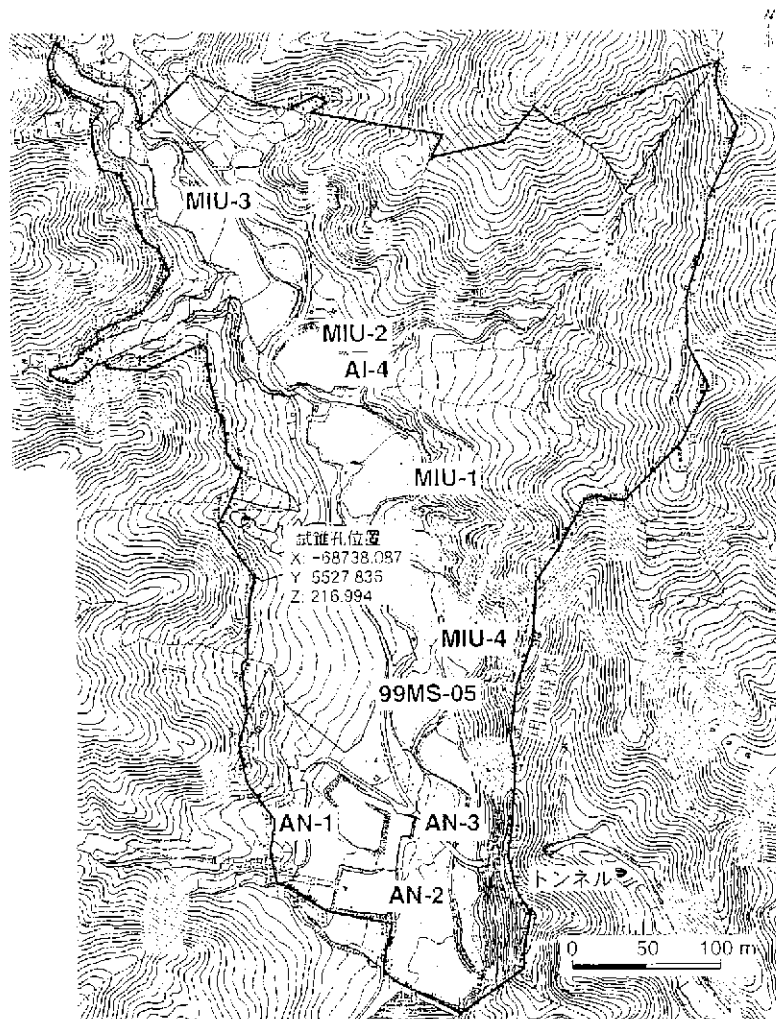


図 2.1 試錐孔位置図（正馬様用地）

3. 試験の範囲

- (1) サンプル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・評価
- (4) 報告書の作成・報告会の開催

4. 試験の期間

平成 13 年 10 月 25 日～平成 14 年 3 月 1 日

5. DSCA 法による初期応力計測法の原理¹⁾

5. 1 概要

DSA (Differential Strain Analysis) 法は、はじめ、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。つまり、クラックを含まない参考試料として熔融石英を用い、岩石試験片と熔融石英のひずみを同時に計測し、これらの差を取ることで、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にその名称が由来している。その後、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、ボーリングコアからの 1 個の試験片で 3 次元的主応力の比と方向を測定することができるとされることから、比較的多くの研究者に用いられるようになってきた^{4)~10)}。

5. 2 基本仮定

DSCA 法による初期応力測定法（以下 DSCA 法と呼ぶ）は、次の基本仮定⁴⁾に基づいている。

- (1) ボ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できる。

したがって、地下から採取したボーリングコアを用いて 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¹¹⁾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ボーリング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に注意深く作成し、図5.1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 $\hat{\epsilon}_{IJ}$ を計測する。なお、“ $\hat{}$ ”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いう言葉を用いるが、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。

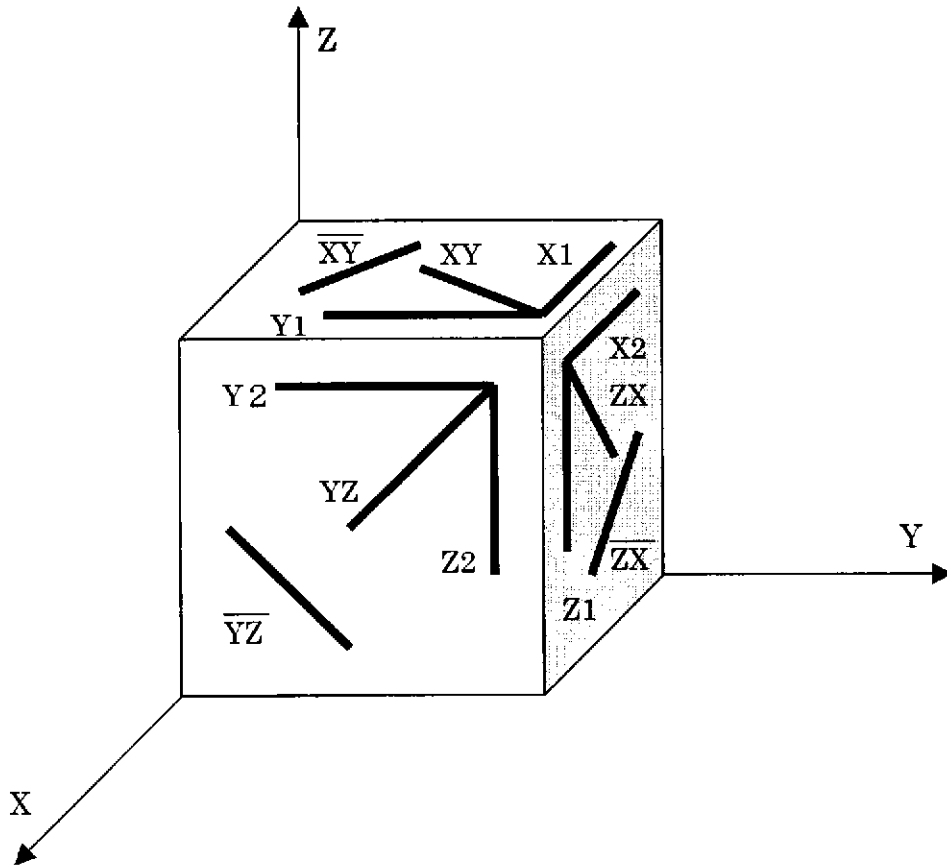


図 5.1 DSCA 法の立方体試料に貼付するひずみゲージの位置.

ある方向の垂直差ひずみ $\hat{\varepsilon}_U$ 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 $\hat{\beta}_U$ 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。 $\hat{\beta}_U$ 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_U^l と熔融石英のそれ β_{FS} の差($\beta_U^l - \beta_{FS}$)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、

$$\varepsilon = \beta^l p \dots\dots\dots(5.1)$$

ここで、ヤング率を E 、ポアソン比を ν とすれば

$$\beta^l = (1 - 2\nu) / E \dots\dots\dots(5.2)$$

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) $\hat{\beta}_{eff-U}$ は、クラックが閉じる以前の岩石の有効線圧縮率 β_{eff-U} と β_{FS} の差($\beta_{eff-U} - \beta_{FS}$)であり、 β_{eff-U} はクラックを除く実質部の線圧縮率 β_U^l とクラックによる増分からなる。熔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 $\hat{\beta}_{eff-U}$ と $\hat{\beta}_U$ の差 $\Delta\beta_U$ 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、

$$\Delta\beta_U = \hat{\beta}_{eff-U} - \hat{\beta}_U = \beta_{eff-U} - \beta_U^l \dots\dots\dots(5.3)$$

また、図 5.2 中の η_U 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_U 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_{OU} となる。 η_{OU} 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 $\Delta\beta_U$ を用いている。 $\Delta\beta_U$ 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⁷⁾は、初期応力の評価に η_{OU} 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 $\Delta\beta_U$ 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_{XY} は次の関係にある。

$$\gamma_{XY} = 2\varepsilon_{XY} - (\varepsilon_X + \varepsilon_Y) \dots\dots\dots(5.4)$$

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、 $\Delta\beta_U$ 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_o に関する主値 $\Delta\beta_i$ や η_{oi} 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。

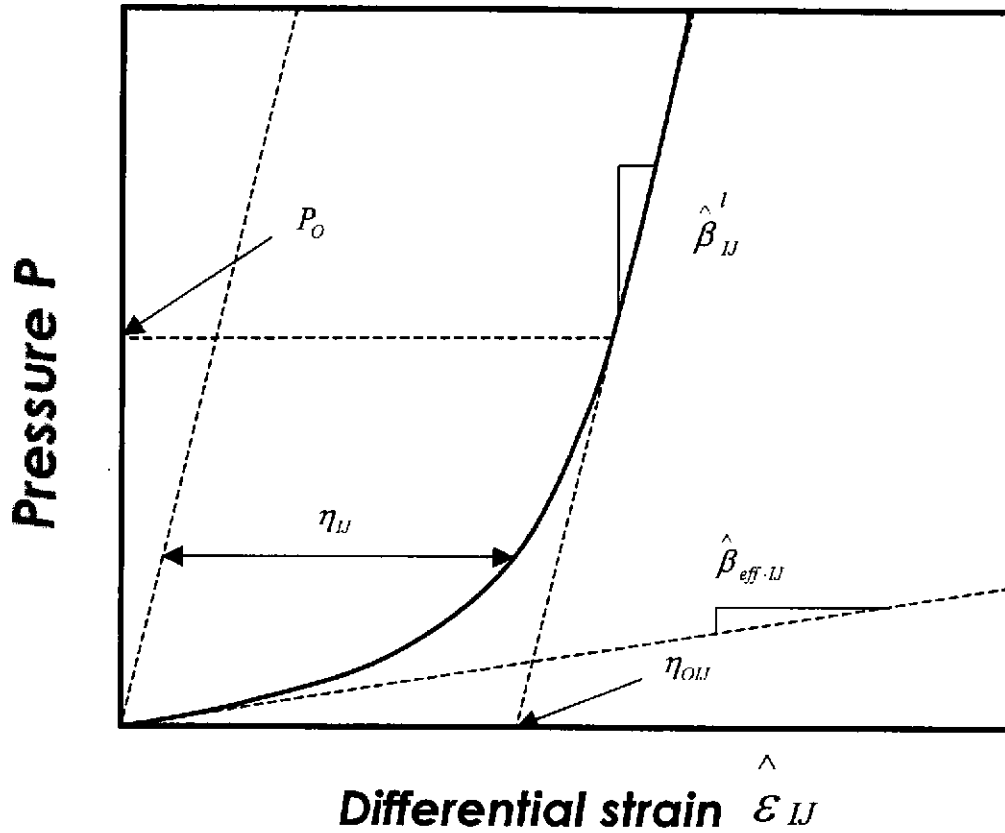


図 5.2 DSCA 法における静水圧－垂直差ひずみ曲線と微小クラックの量を特性付ける諸パラメータ。

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_{cj} は次式で与えられる¹²⁾。

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

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、Walsh¹³⁾ 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。

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

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。

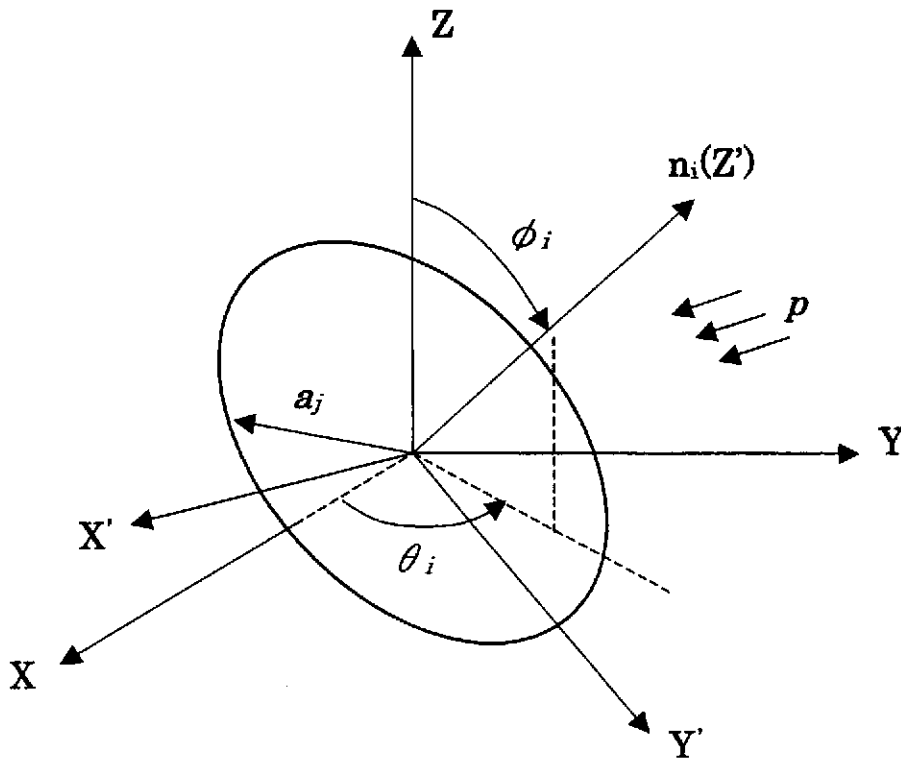


図 6.1 静水圧を受ける等方弾性体内の単一円盤状クラック。

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。

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

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、

$$\rho_{cl} = \Sigma a_j^3 / V \dots\dots\dots(6.4)$$

とにおいて、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。

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

ただし、

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

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。

$$\varepsilon_{X'} = \varepsilon_{Y'} = \beta^l p, \quad \varepsilon_{Z'} = \beta_{eff} p \dots\dots\dots(6.7)$$

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 $\varepsilon_{l'}$ は次式で与えられることから、

$$\varepsilon_{l'} = l'^2 \varepsilon_{X'} + m'^2 \varepsilon_{Y'} + n'^2 \varepsilon_{Z'} \dots\dots\dots(6.8)$$

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

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

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_{cl} 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_{cl} 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_{cl} 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、 $\Delta\beta_{l'}$ は、

$$\Delta\beta_{l'} = \beta^l k \rho_{cl} \cos^2 \delta \dots\dots\dots(6.10)$$

である。すなわち、Strickland ら⁴⁾の用いている $\Delta\beta_{l'}$ 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、载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_{Oij} は次のように表される。

$$\eta_{Oij} = \beta^l k \cos^2 \delta \int_0^{p_0} \rho_{ci} dp \quad \dots\dots\dots(6.11)$$

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_{ci} 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。

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

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。

$$\Delta\beta_x = \beta^l k \Sigma \rho_{ci} \sin^2 \phi_i \cos^2 \theta_i \dots\dots\dots (6.13)$$

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。

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

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。

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

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。

$$\varepsilon_i / (\beta^l p) = 1 + k \rho_{ci} \dots\dots\dots (6.16)$$

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、

$$\Delta\beta_i / \beta^l = k \rho_{ci} \dots\dots\dots (6.17)$$

であり、 $\Delta\beta_i$ は主クラック密度 ρ_{ci} 、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 $\hat{\varepsilon}_{ij}$ 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_{OI} 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_{OI} 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(6.13)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^i_{ij} で $\Delta\beta_{ij}$ を除した値 $\Delta\beta_{ij}/\beta^i_{ij}$ 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 $(\Delta\beta/\beta^i)_j$ 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 サンプルングおよび試料作成

DSCA 法による本室内試験の目的は、月吉断層を含めた正馬様用地東側領域の地表から深度 700m 程度までの範囲の岩盤力学特性の評価に資するデータを取得すること、さらに、同領域の 3 次元初期応力状態を大まかに把握することにある。これまで正馬様用地西側領域に掘削された AN-1 孔、MIU-1 孔、MIU-2 孔および MIU-3 孔での調査結果から、月吉断層上盤側の岩体は鉛直深度 0m~300m、300m~700m そして 700m 以深の 3 つの異なる力学特性を有する領域から構成されると考えられる。例えば割れ目の分布特性という観点からこれらの領域を概観すると、0m~300m と 700m 以深の領域では割れ目が多く、中間の 300m~700m では比較的割れ目が少ないという特徴がある。本室内試験で使用したコアを採取した MIU-4 孔の傾斜角は 30° であるために、コアの採取深度と正馬様用地西側領域における 3 つの岩盤領域の鉛直方向の広がりとを単純に対比することはできない。しかし、正馬様用地内の東側もそれに隣接する西側と同様に深度 700m 付近までは、3 つの異なる力学特性を有する領域（上部割れ目帯、割れ目の少ない領域、断層下盤側割れ目帯）から構成されると推定されるので、表 7.1 に示すように、これら 3 つの領域の 10 深度から岩石コアをサンプルングした。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、BTV によって撮影した孔壁の画像とコアを横切る天然き裂とを対比して決定した。

表 7.1 MIU-4 孔の岩石コアのサンプルング深度

番号	試料名	岩石	コア採取区間	備考
1	A	花崗岩	157.05m~157.93m	上部割れ目帯
2	B	花崗岩	249.84m~259.26m	上部割れ目帯
3	C	花崗岩	341.21m~341.52m	割れ目の少ない領域
4	D	花崗岩	444.50m~445.15m	割れ目の少ない領域
5	E	花崗岩	552.76m~553.25m	割れ目の少ない領域
6	F	花崗岩	586.35m~586.51m	断層上盤側割れ目帯
7	G	花崗岩	591.93m~592.26m	断層上盤側割れ目帯
8	H	花崗岩	698.28m~698.60m	断層下盤側割れ目帯
9	I	花崗岩	714.89m~718.14m	断層下盤側割れ目帯
10	J	花崗岩	747.98m~748.18m	断層下盤側割れ目帯

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 82.6mm の岩石コアから切り出して整形した。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整形をおこない、一辺約 35mm の立方体試料に仕上げる。
- (3) 整形した試料を空気中で短時間乾燥させた後、40℃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。

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熔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、岩石試料と熔融

石英の垂直差ひずみ $\hat{\epsilon}_N$ を計測した。

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は図 7.1 の通りである。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・記録のためのデータアクイジッ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 $\beta_{eff,N}$ 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 まで高めた。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 毎に岩石試験片と熔融石英のひずみを計測しデータアクイジッションコントローラを介してコンピュータに入力した。測定は各試験片について 3 回繰り返しておこない、初期応力の評価には 3 回目の測定結果 β を用いた。

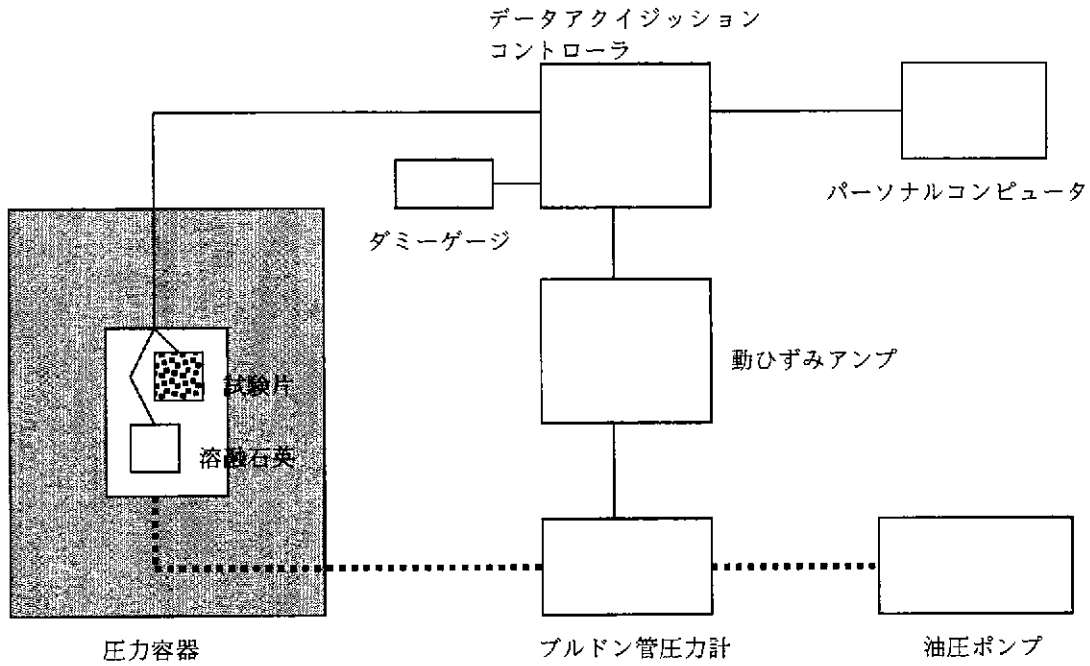


図 7.1 DSCA 法試験装置の系統図.

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 7.2 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 $\hat{\beta}_{LJ}$ 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おこなって有効線圧縮率 $\hat{\beta}_{eff.LJ}$ と固有線圧縮率 $\hat{\beta}_{LJ}^i$ 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。

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

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

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

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

$$\text{最大クラック垂直ひずみ: } \eta_{OIJ}$$

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

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表示する。DSCA 法の基本仮定により、 $\Delta\beta$ と η_0 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。

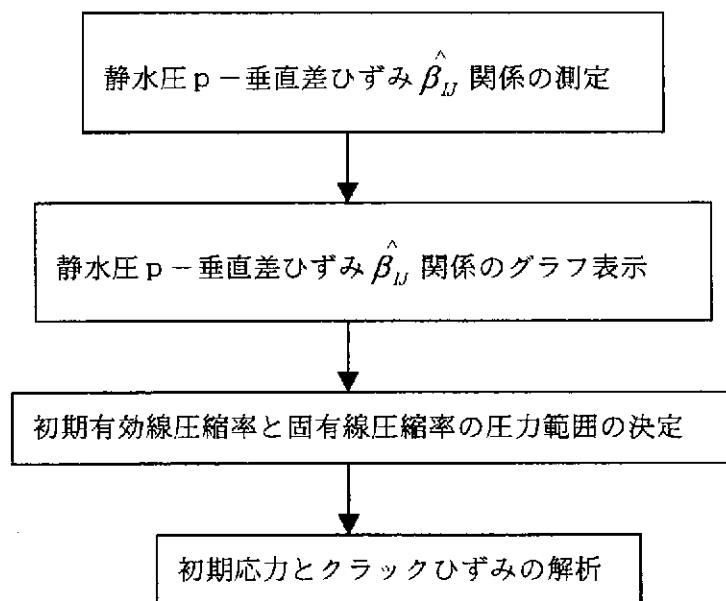


図 7.2 解析手順フローチャート。

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 から図 8.5 に、MIU-4 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载荷をおこなったが、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。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、それらは解析から除外した。一定の勾配が得られるまでの圧力は、試料 A, B, C, D, E が約 100MPa, 試料 F, G, I が約 120MPa, 試料 H が約 20MPa と、試料の採取深度によって異なる。また、载荷の初期にも圧力-差ひずみ曲線に直線区間が認められる。ただし、試料 J はクラックによるひずみが極めて小さく、加圧直後から圧力が 150MPa に達するまでの全区間でほとんど一定の勾配が得られている。このため試料 J に関してはクラックの定量的な評価はできなかった。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 ($9.44 \times 10^{-6}/\text{MPa}$) の方が大きいためである。

各試料について求められ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 117% と最も大きく、他の試料でも 20% から 60% と固有線圧縮率の異方性はかなり大きい。このことは、土岐花崗岩のクラックの評価に及ぼす固有線圧縮率の異方性の影響を無視することができないことを意味する。したがって、実質部の固有線圧縮率の影響をできるだけ排除したクラックパラメータ $(\Delta\beta/\beta')_i$ に基づいて土岐花崗岩のクラック評価をおこなうことが妥当であると考えられる。 $(\Delta\beta/\beta')_i$ から最小主値を基準とした初期主応力比を求めると表 8.2 の通りである。 σ_1/σ_3 と σ_2/σ_3 は、採取深度の順に試料 A から試料 D まで増加し、試料 E で減少した後、試料 I までほぼ一定であるような分布傾向を示しているように見える。ただし、試料 C と試料 D では σ_1/σ_3 が 4 以上とかなり大きい。

$(\Delta\beta/\beta')_i$ と $\Delta\beta_i$ の関係を示すと図 8.6(a) のようである。この図の原点を通る直線の勾配は、9 深度から採取された土岐花崗岩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 $(\Delta\beta/\beta')_i$ 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 8.6(b) は $(\Delta\beta/\beta')_i$ と η_{oi} の関係である。花崗岩試料の採取深度によって $(\Delta\beta/\beta')_i$ 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。

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		157.05 ~ 157.93m	249.84 ~ 259.26m	341.21 ~ 341.52m	444.5 ~ 445.15m	552.76 ~ 553.25m	586.35 ~ 586.51m	591.93 ~ 592.26m	698.28 ~ 698.60m	714.89 ~ 718.14m	747.98 ~ 748.18m
パラメータ	I										
β'_i ($10^{-6}/\text{MPa}$)	1	6.14	4.62	3.99	4.23	4.13	4.51	4.80	2.89	3.83	—
	2	3.10	4.24	3.51	3.56	3.13	3.41	3.67	2.52	3.57	—
	3	1.83	2.50	2.66	2.18	2.68	2.60	3.08	2.36	2.86	—
$\Delta\beta_i$ ($10^{-6}/\text{MPa}$)	1	18.95	10.98	7.38	21.95	27.27	56.24	22.27	4.40	10.32	—
	2	8.76	7.82	4.70	14.18	8.32	40.54	17.78	2.86	8.57	—
	3	5.37	2.21	0.87	3.51	5.43	28.24	13.16	1.31	4.75	—
$(\Delta\beta/\beta')_i$ (—)	1	4.06	2.77	2.05	5.83	6.92	17.66	6.32	1.85	3.13	—
	2	3.36	2.14	1.31	5.17	3.32	11.37	4.40	1.06	2.34	—
	3	1.36	0.75	0.42	0.86	1.93	6.98	3.15	0.50	1.43	—
η_{oi} (10^{-6})	1	328	232	174	318	446	772	459	79	370	—
	2	173	157	84	176	164	643	395	52	249	—
	3	97	23	15	67	118	438	280	20	165	—

—: クラックによるひずみが極めて小さいために定量的な評価ができなかった。

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

試料		A	B	C	D	E	F	G	H	I	J
採取深度		157.05 ~ 157.93m	249.84 ~ 259.26m	341.21 ~ 341.52m	444.5 ~ 445.15m	552.76 ~ 553.25m	586.35 ~ 586.51m	591.93 ~ 592.26m	698.28 ~ 698.60m	714.89 ~ 718.14m	747.98 ~ 748.18m
主応力比	σ_1/σ_3	2.98	3.69	4.89	6.76	3.59	2.53	2.01	3.70	2.18	—
	σ_2/σ_3	2.47	2.85	3.12	5.99	1.72	1.63	1.40	2.12	1.63	—
	σ_3/σ_3	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	—

—: クラックによるひずみが極めて小さいために定量的な評価ができなかった。

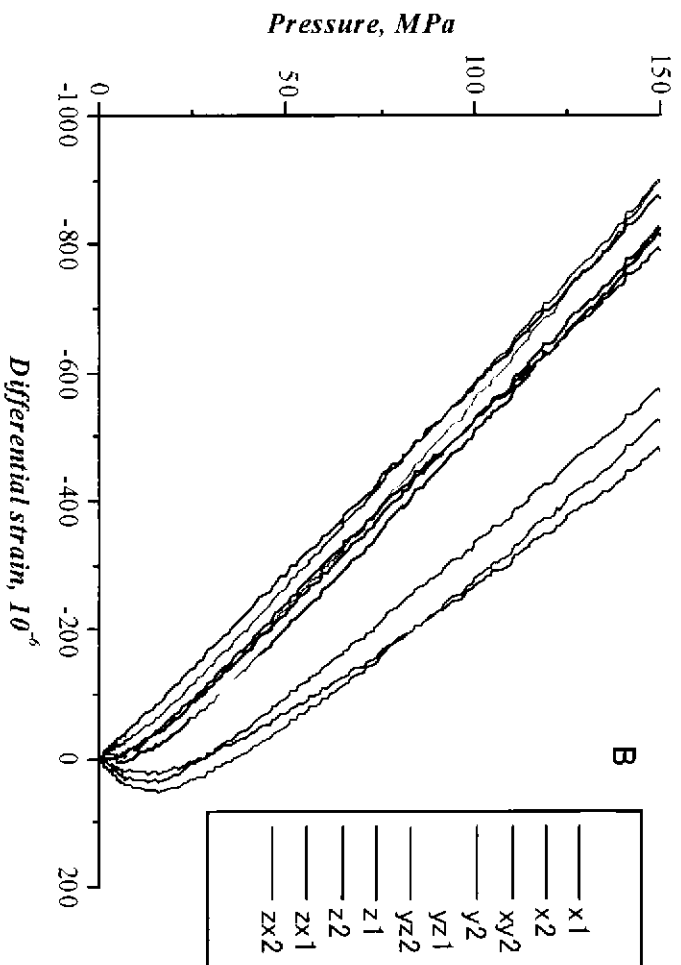
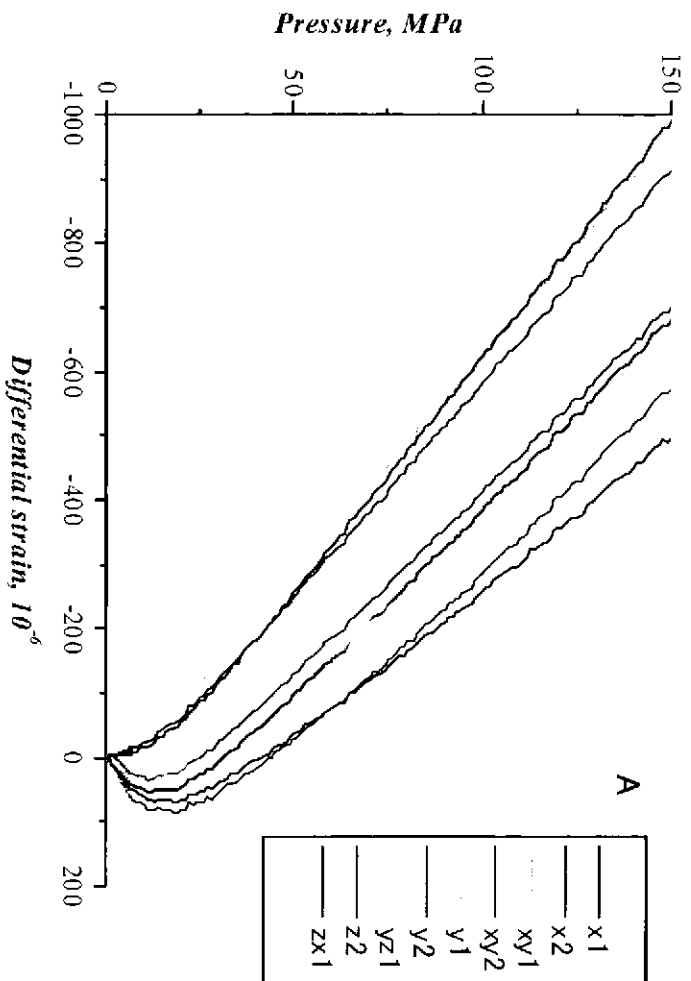


図 8.1 試料名 A および B の圧力-差ひずみ曲線.

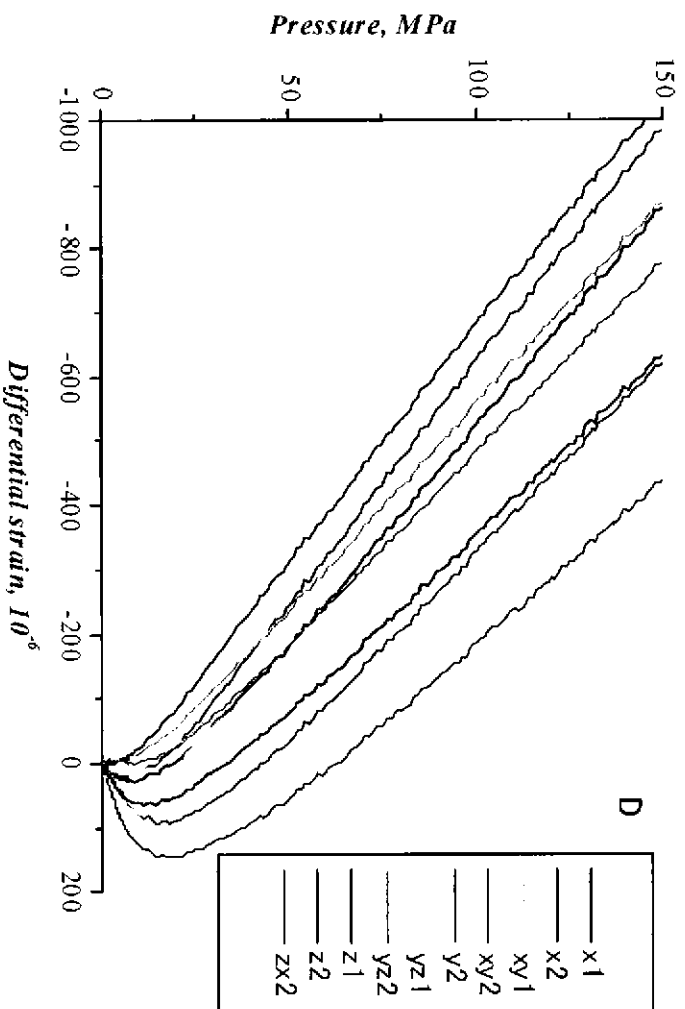
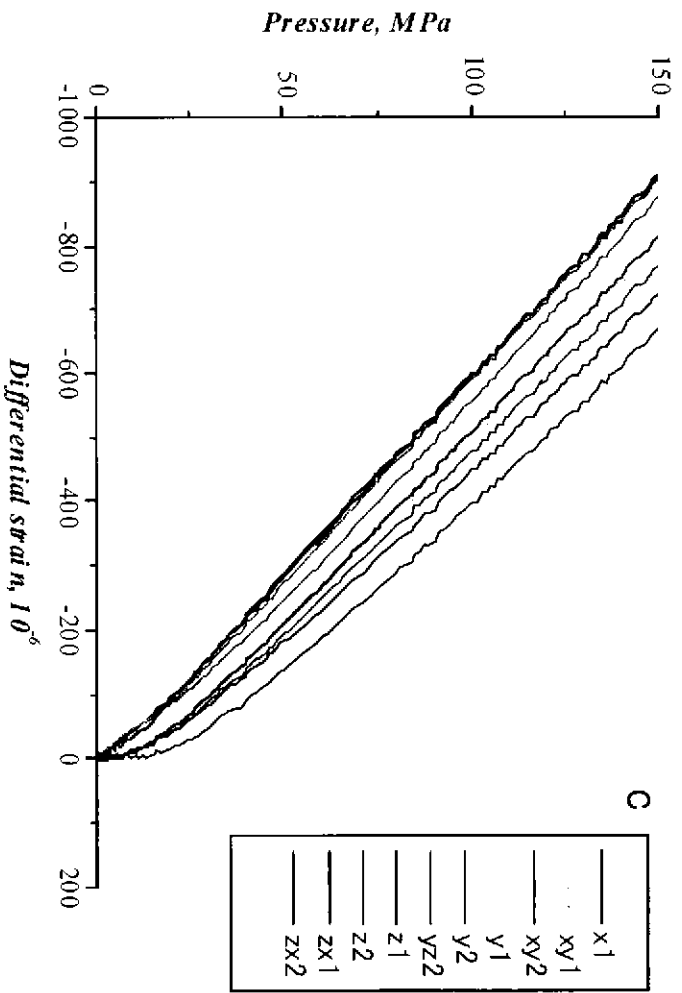


図 8.2 試料名CおよびDの圧力-差ひずみ曲線.

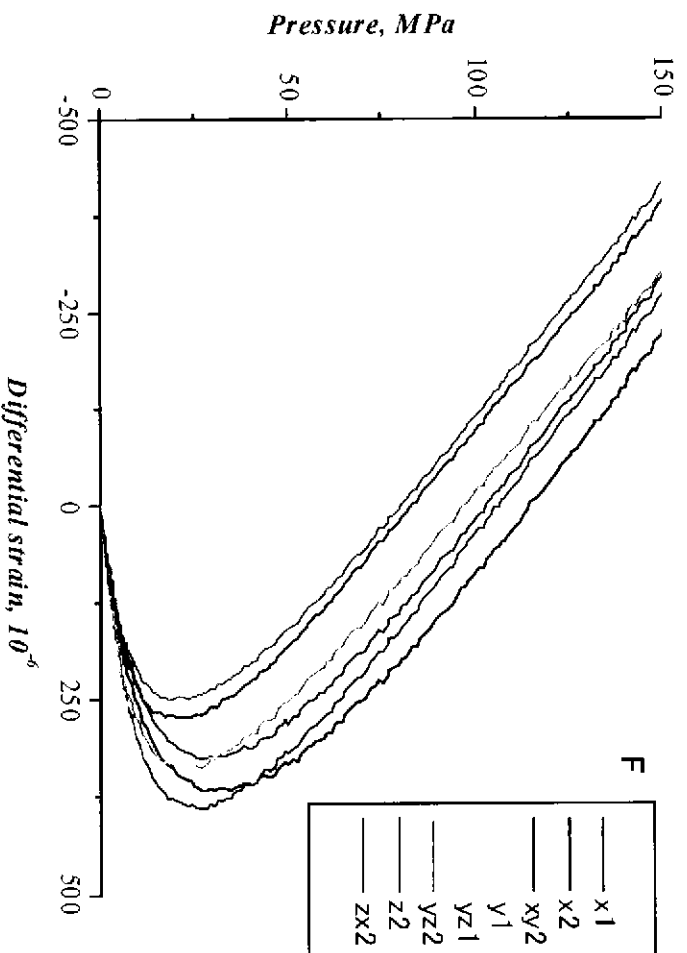
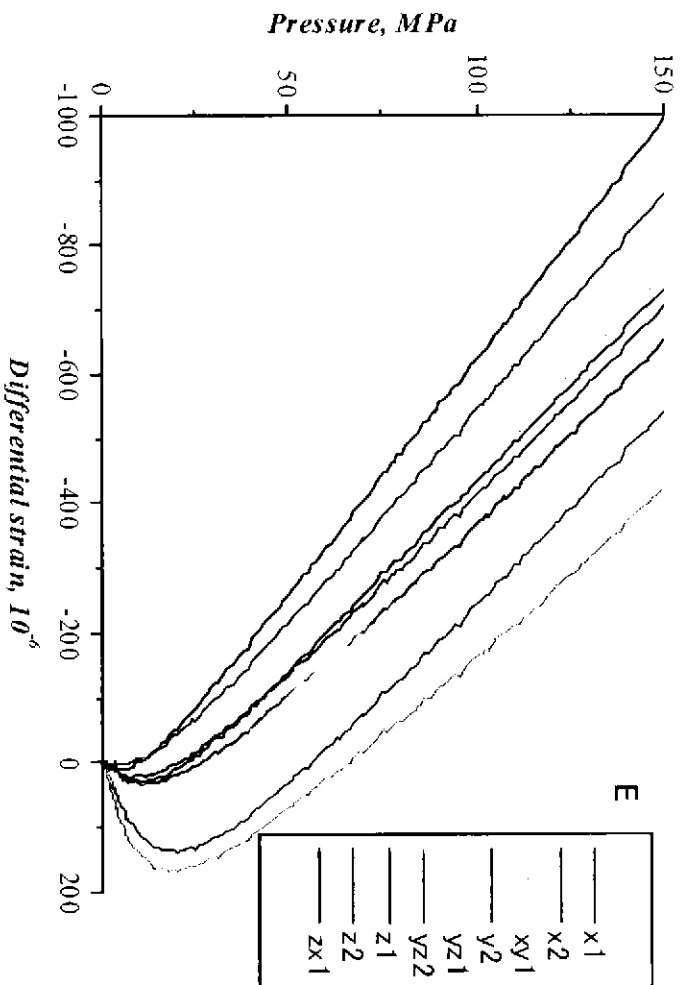


図 8.3 試料名 E および F の圧力 - 差ひずみ曲線.

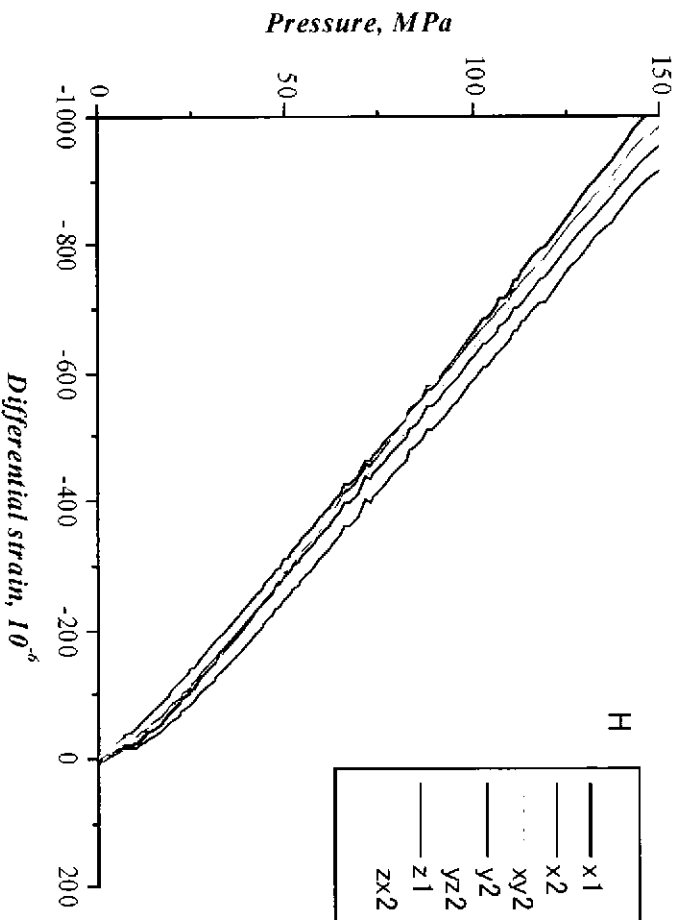
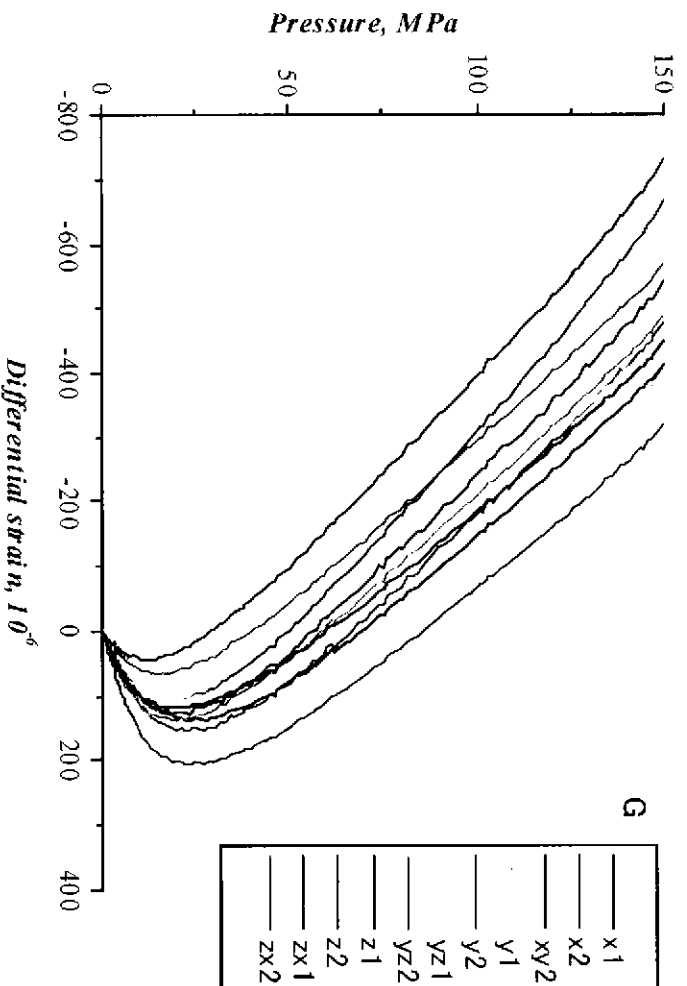


図 8.4 試料名 G および H の圧力-差ひずみ曲線.

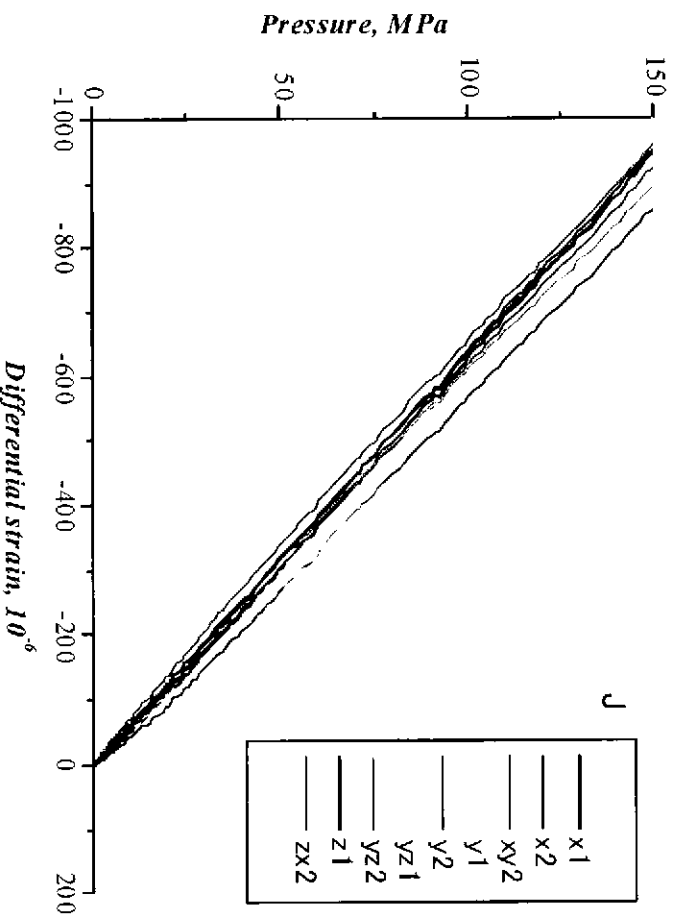
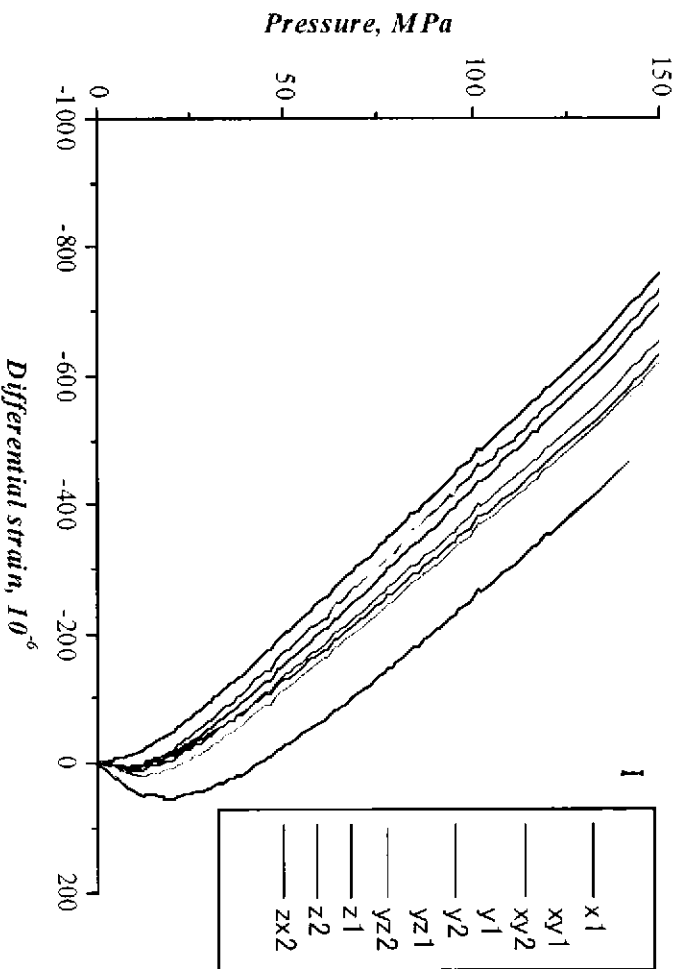


図 8.5 試料名 I および J の圧力-差ひずみ曲線.

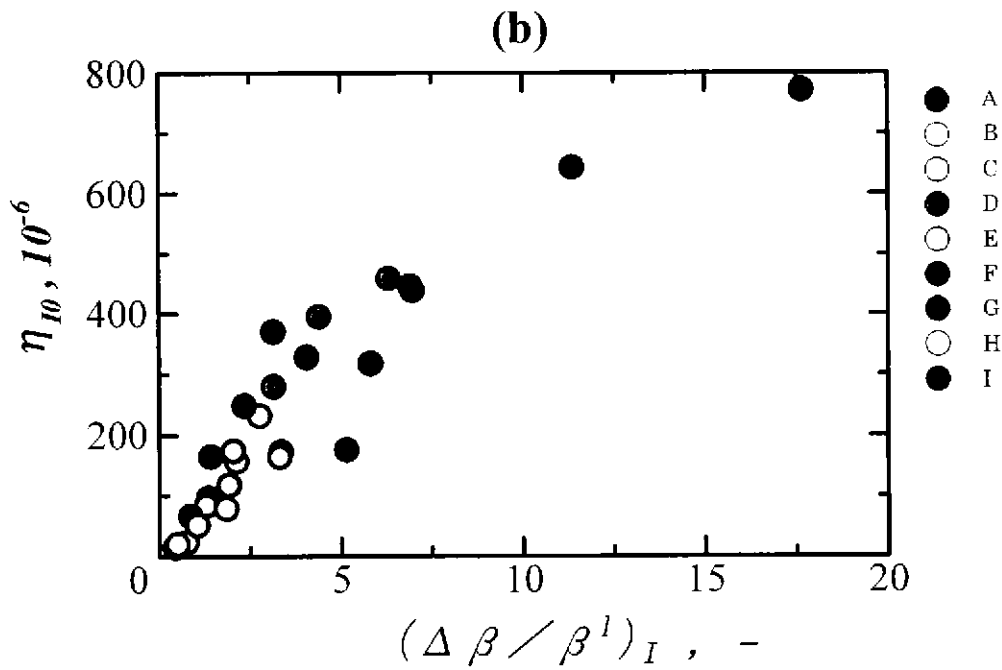
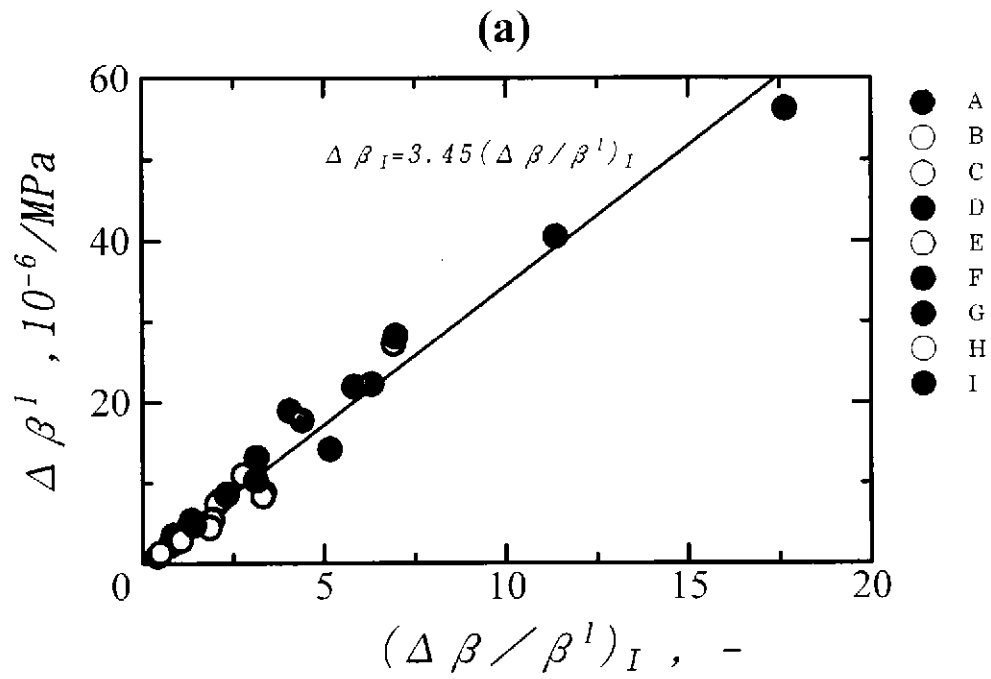


図 8.6 (a) $(\Delta \beta / \beta^I)_I$ と $\Delta \beta^I$ および (b) $(\Delta \beta / \beta^I)_I$ と η_{10} の関係。

8. 2 クラックパラメータの主値の方向

DSCA 法から得られたそれぞれのパラメータ $\Delta\beta_i$, $(\Delta\beta/\beta^i)_i$, η_{oi} と固有線圧縮率の主値の方向を, 試料に設けた XYZ 座標系から東西南北の ENV 座標系に変換して上半球ウルフ投影 (等角投影) すると図 8.7 および図 8.8 のようである. 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 8.8(b) の固有線圧縮率の主値をみると, 試料によってばらつきが大きく, これは固有線圧縮率の異方性が各試料によって異なるからであると考えられる. クラックパラメータ $\Delta\beta_i$, $(\Delta\beta/\beta^i)_i$ および η_{oi} の主値のばらつきの程度はほぼ同じである. 最大主値 (○印) の分布に注目すると, $\Delta\beta_i$ と η_{oi} では投影図の中心に分布する試料が比較的多いという傾向が認められる. $\Delta\beta_i$ と η_{oi} の分布の細かなちがいは, 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, $(\Delta\beta/\beta^i)_i$ の最大主値の分布は $\Delta\beta_i$ および η_{oi} と若干異なり, 投影図の周縁部に分布するという傾向がある. このような分布傾向のちがいは, $\Delta\beta_i$ 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, $(\Delta\beta/\beta^i)_i$ 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.

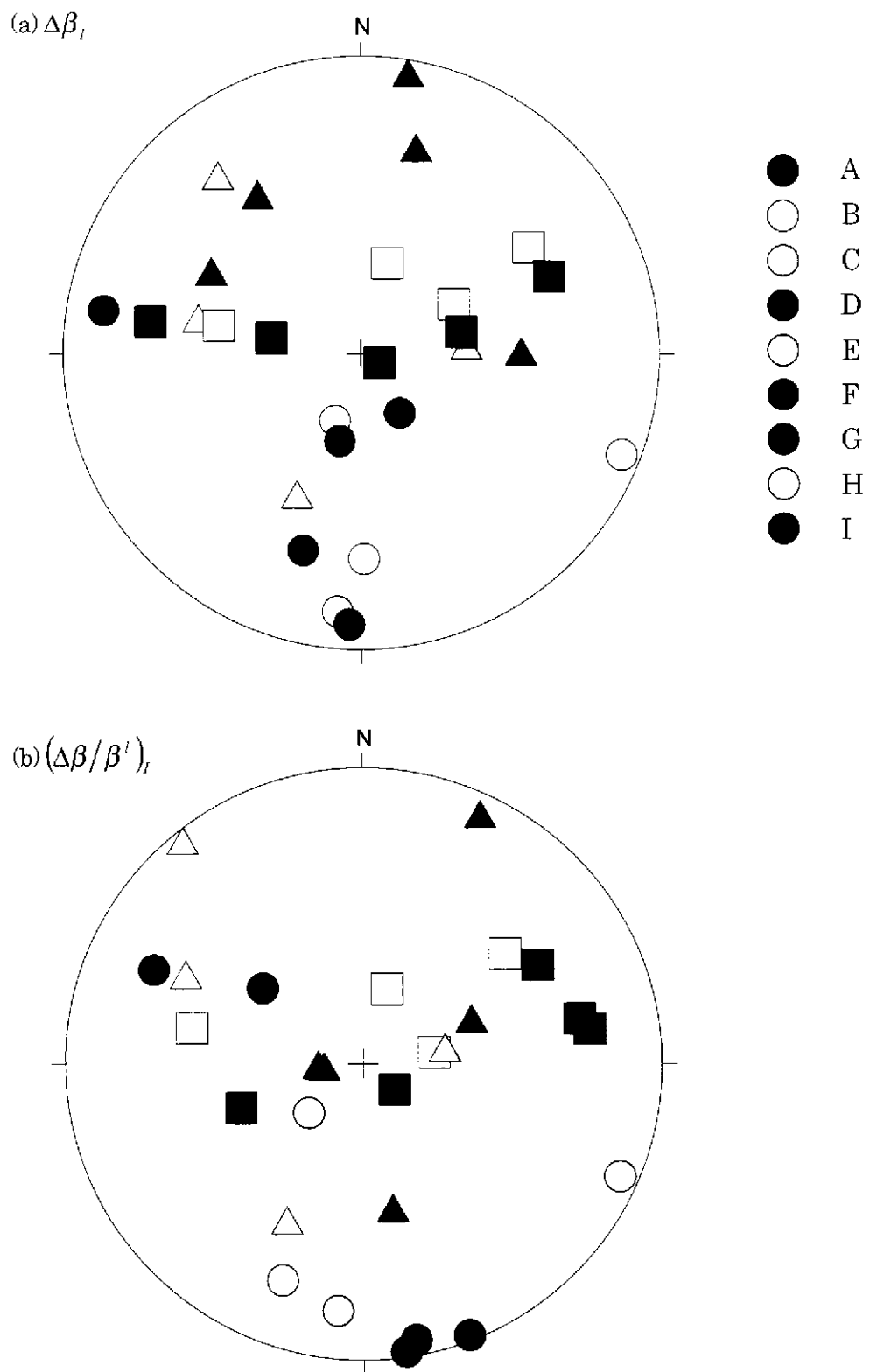


図 8.7 DSCA 法から得られたパラメータ(a) $\Delta\beta_i$ および(b) $(\Delta\beta/\beta')_i$ の主値の方向.

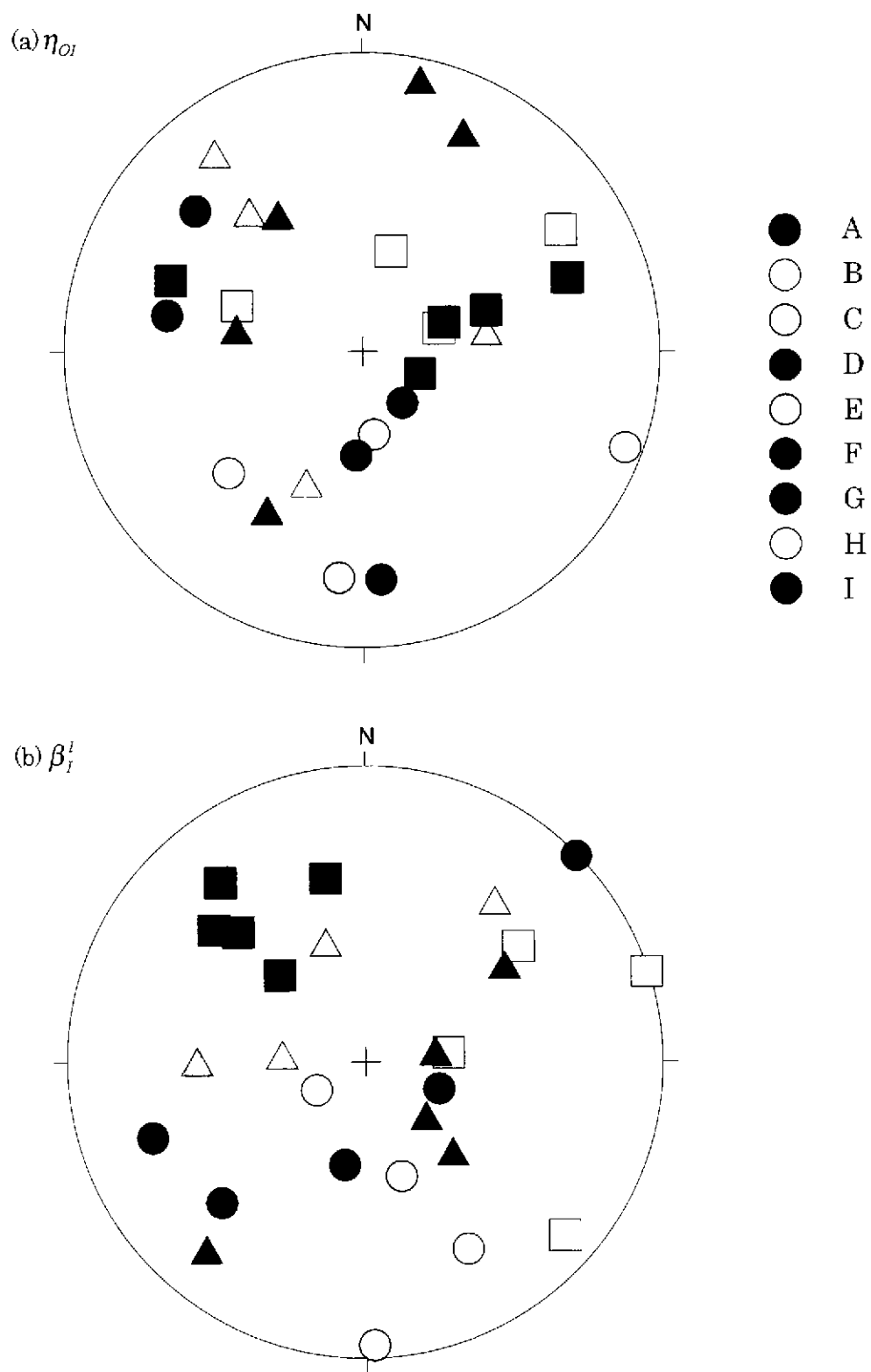


図 8.8 DSCA 法から得られたパラメータ(a) η_{OI} および(b) β_i^I の主値の方向.

9. 考察

9. 1 MIU-4 号孔から採取された岩石試料の試験結果に関する考察

MIU-4 号孔の岩石試料について測定されたクラック密度に関するパラメータは、DSCA 法の基本仮定が成り立つとするならば、当該地域の初期応力状態および月吉断層の形成に関わる力学的な情報と直接に関係することが考えられる。そこで、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、試料が採取された鉛直深度および月吉断層の深度との関係を示すと図 9.1 の通りである。ここで、横軸に水平な破線は、月吉断層の深度を表している。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。これらのクラック密度に関するパラメータの分布をみると、試験試料は深度 300m および 550m 付近を境にして採取深度の浅い方から深い方に向かって試料 A~C、試料 D~G そして試料 H~J の 3 群に分類できる。クラック密度の大きい順に分類すると、試料 D~G、試料 A~C、試料 H~J となる。深度 300m 付近でクラック密度が低下するのは、AN-1 号孔および MIU-2 号孔の深度 300m 付近で水平初期応力が低下する¹⁴⁾のに対応するように思われる。また、月吉断層下部の試料 H~J でクラック密度が低下するのは、MIU-3 号孔の月吉断層下部で初期応力が大幅に低下する傾向¹⁴⁾ および正馬様用地西側領域の水平応力が深度 600m 付近から低応力側へのシフトする傾向¹⁴⁾と対応するようにみえる。以上のことから、各クラックパラメータの大きさの深度方向の分布傾向は、全体として正馬様用地西側領域の水平応力の分布傾向と比較的良く対応するようである。

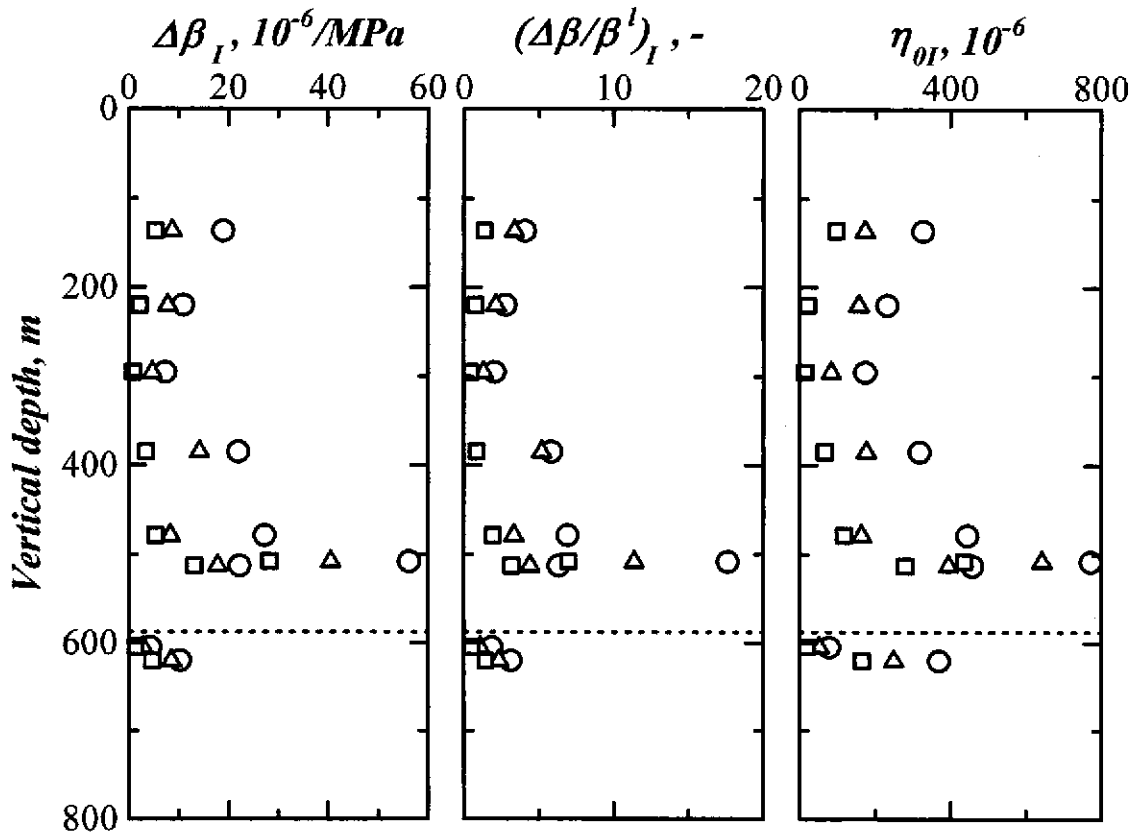


図 9.1 クラックパラメータと MIU-4 号孔の鉛直深度の関係。
 (横軸に水平な破線は月吉断層の深度を表している。)

次に、クラックパラメータの主値の方向から、MIU-4号孔が掘削された土岐花崗岩の初期応力環境を推定する。先に述べたように、本DSCA試験に供された試料の固有線圧縮率の異方性は大きかったので、ここでは図8.7(b)の $(\Delta\beta/\beta')_I$ の方向について考える。DSCA法の基本仮定から、 $(\Delta\beta/\beta')_I$ の最大主値の方向は初期応力の最大主応力の方向とみなすことができる。図8.7(b)の最大主値はN-SからNW-SE方向に分布していることから、MIU-4号孔が掘削された土岐花崗岩における最大初期応力の方向はN-SからNW-SE方向であるといえる。この方向は、正馬様用地で実施された水圧破碎法による初期応力測定結果と比較的調和的している。また、 $(\Delta\beta/\beta')_I$ の最大、中間および最小主値のいずれが投影図の外縁部（水平方向）あるいは中心部（鉛直方向）に接近して分布しているかによって、試料が採取された深度の初期応力環境を推定すると表9.1のようである。推定された応力環境と試料の採取深度との間に系統的な傾向は認めにくい、全体として試料Gよりも浅いところで横ずれ断層型である場合が多いようである。一方、これまでに正馬様用地内の西側にボーリングされたAN-1孔、MIU-2孔およびMIU-3孔でおこなわれた水圧破碎試験による初期応力測定の結果から、水平応力分布には月吉断層上盤の深度500mから650mを境にして、それよりも上部と下部で応力環境が異なるという共通した特徴が認められた。例えば、MIU-2孔では深度550mで $S_H > S_h > S_v$ の逆断層型から横ずれ断層型へ、そしてMIU-3孔では深度600mで逆断層型から $S_v > S_H > S_h$ の正断層型へと応力環境が変化した。しかしながら、正馬様用地東側のMIU-4号孔の岩石試料を用いたDSCA試験の結果からは、このような深度による初期応力環境の系統的な変化は認められなかった。

表 9.1 $(\Delta\beta/\beta')_I$ の主値の方向から推定された初期応力環境

番号	試料名	岩石	コア採取区間	初期応力環境	備考
1	A	花崗岩	157.05m～157.93m	横ずれ断層型	上部割れ目帯
2	B	花崗岩	249.84m～259.26m	逆断層型	上部割れ目帯
3	C	花崗岩	341.21m～341.52m	正断層型	割れ目の少ない領域
4	D	花崗岩	444.50m～445.15m	正断層型	割れ目の少ない領域
5	E	花崗岩	552.76m～553.25m	横ずれ断層型	割れ目の少ない領域
6	F	花崗岩	586.35m～586.51m	横ずれ断層型/逆断層型	断層上盤側割れ目帯
7	G	花崗岩	591.93m～592.26m	横ずれ断層型	断層上盤側割れ目帯
8	H	花崗岩	698.28m～698.60m	逆断層型	断層下盤側割れ目帯
9	I	花崗岩	714.89m～718.14m	逆断層型	断層下盤側割れ目帯
10	J	花崗岩	747.98m～748.18m	—	断層下盤側割れ目帯

—:クラックによるひずみが極めて小さいために評価ができなかった。

9. 2 MIU-1号孔から採取された岩石試料の試験結果と本試験結果の比較

ここでは、MIU-1号孔の深度192.1mから988.0mの区間で採取された11個の試料についておこなわれたDSCA試験¹³⁾と本DSCA試験の結果を比較して、両者のクラックパラメータの分布傾向を吟味するとともに月吉断層の初期応力分布に及ぼす影響範囲について検討する。月吉断層は長さ10kmの逆断層で、現在観測されている食い違い量は30mである¹⁴⁾。なお、MIU-1号孔は月吉断層と交差していない。

まず、MIU-1号孔の報告書に記載されている‘クラックひずみ ζ_{ii} ’は、岩石試料に静水圧をかけて、すべての閉じるべきクラックが閉鎖したとき、本報告書で述べた η_{OI} と一致する。そこで、ここでは圧力-差ひずみ曲線の勾配が一定になっていると考えられる150MPa近傍における ζ_{ii} を η_{OI} とみなし、本DSCA試験の結果と比較する。

表9.2はMIU-1号孔のDSCA試験から得られた η_{OI} である。表8.2の $(\Delta\beta/\beta^i)_I$ から推定されたMIU-4号孔の主応力比と、 η_{OI}/η_{O3} から推定されたMIU-1号孔の主応力比を比較すると、MIU-4号孔の方が主応力比は若干大きいようである。MIU-1号孔から採取された11個の試料の η_{OI} と試料の採取深度との関係は図9.2(a)の通りである。図9.2(b)は、比較のためにMIU-4号孔の η_{OI} を再掲したものである。MIU-1号孔の η_{OI} は深度300m付近でいったん低下し、それ以降で深度とともに増加する。そして、深度600m付近でクラック密度は低下し、その後深度とともに再びほぼ線形に増加する。以上の η_{OI} の増減傾向は、水圧破砕法によって測定した正馬様用地西側領域における水平初期応力の一般的な分布傾向と一致するとともに、MIU-2孔（深度890m~915mで月吉断層と交差）の月吉断層よりも上部の水平応力分布¹⁵⁾と酷似している。このことは、大気圧下の土岐花崗岩試料に含まれるマイクロクラックの密度と、その試料が地下深部で受けていた初期応力状態との間になんらかの因果関係があることを強く示唆していると考えられる。しかしながら、後で述べるように、MIU-1号孔のDSCA試験から推定される地下の初期応力環境は必ずしも水圧破砕試験の結果と一致しない。MIU-4号孔の試料について測定したクラックパラメータの分布傾向と、正馬様用地西側領域の水平応力の分布傾向との間に比較的良い対応関係が認められたことは、このことから納得できるように思われる。したがって、図9.2(b)に示した η_{OI} には、月吉断層近傍の応力状態を含めたMIU-4号孔の初期水平応力分布が反映されていると考えられる。特に、月吉断層直下から採取された試料H（採取深度698.28m~698.6m）のクラックパラメータは、正馬様用地西側領域の一般的な水平応力の分布傾向と比較して極端に小さいことが認められ、月吉断層（深度668.5m~688.5m）近傍の応力状態の変化が現れていると考えられる。すなわち、月吉断層からの距離が20m程度の範囲では、初期応力分布に断層による局所的な応力の擾乱が生じていると思われる。

初期応力分布に及ぼす影響範囲は、以下のような考察からもある程度理論的に推定することができる。まず、き裂面間のせん断応力が零になるまで完全にき裂が滑った場合、理論解析結果（ただし、2次元）では、き裂からおよそき裂の長さの半分の距離にある範囲の

応力状態が変化する¹⁶⁾。一方、地震波の解析結果から、地震を起こした断層面のせん断応力は地震に至る滑りを起こすことによって低下することが明らかになっているが、その量は元々作用していた量の数%程度である¹⁷⁾。この量を仮に5%とし、断層周りの影響範囲の大きさが滑りによるせん断応力の低下量に比例すると仮定すれば¹⁸⁾、断層面の滑りによって応力状態が変化するのは、断層から断層の長さの半分の5%程度まで離れた範囲となる。例えば、断層長さ(滑った長さ)が10km(半長は5km)であれば、影響範囲はおおよそ250mとなる。あるいはまた、Keilis-Borok¹⁹⁾によって一辺 $2L$ の正方形断層の滑り量 d とそれによるせん断応力の低下量 $\Delta\tau$ の関係式が次のように与えられている。

$$d = \Delta\tau \{16 / (7\pi G)\} \{2L / \sqrt{\pi}\} \dots\dots\dots (9.1)$$

月吉断層の滑り量 d は30mであるから、 $\Delta\tau$ の大きさを見積もることが出来れば、上式から断層の大きさ(滑った部分の大きさ $2L$)が推定され、影響範囲も理論的に推定されることが考えられる。しかし、関東大震災で滑った断層の大きさは、長さ130km、幅70km、食い違い量は2.1mと推定され、兵庫県南部地震の場合は、断層の大きさは長さ50km、幅15km、食い違い量は1.0mといわれていることから、現在観測される月吉断層の食い違い量は、地質的な時間を経て累積された食い違い量の結果であると考えられる。したがって、上述のような線形弾性破壊力学をそのまま適用して月吉断層が初期応力の分布におよぼす影響範囲を評価することは問題があるように思われる。ここでは、DSCA試験の結果から、その影響範囲は少なくとも断層から20m程度の距離であろうという評価にとどめておく。

MIU-1号孔から採取された11個の試料の η_{OI} を上半球ウルフ投影すると図9.3の通りである。主値のプロットの右側の数値はMIU-1号孔から採取された試料の番号である。最大主値(●印)の方向はN-SからNW-SE方向に分布し、本DSCA試験から推定されたMIU-4号孔の最大初期応力の方向と類似している。また、最小主値(■印)、すなわちクラック密度の最も小さい方向に注目すると、ウルフ投影図の中心部分に分布する傾向が認められる。このことは、MIU-1号孔のDSCA試験から推定される初期応力環境は、試料の採取深度に関わらず逆断層型であることを意味する。このことは水圧破碎試験から決定された正馬様用地の初期応力環境が深度600m以下で横ずれ断層型か正断層型であるという事実と整合しない。ただし、前述のクラック密度の分布傾向は、AN-1号孔、MIU-2号孔およびMIU-3号孔から採取したボーリングコアの弾性波速度の異方性が深度に関わらず逆断層型($V_{pv} > V_{pmax} > V_{pmin}$)を呈し、大気中の土岐花崗岩は深度に関わらず配向面が水平面を含むクラックの密度が最も小さいという傾向¹⁵⁾と整合する。このことは、MIU-1号孔から採取された土岐花崗岩のDSCA試験から求めたクラック密度の分布が、弾性波速度の異方性と同様に、深度600m以下で必ずしも初期応力環境と対応しないことを意味する。

表 9.2 MIU-1 号孔の DSCA 試験から得られた η_{01} ¹³⁾

試料	深度(m)	η_{01}			η_{01} / η_{03}
		η_{01}	η_{02}	η_{03}	
#1-1	192.1-192.8	412	209	117	3.52
#1-2	292.6-293.0	247	163	84	2.94
#1-3	413.0-413.9	635	329	260	2.44
#1-4	509.5-510.0	604	331	165	3.66
#1-5	582.2-582.8	387	120	104	3.72
#1-6	586.4-587.0	295	175	101	2.92
#1-7	677.0-677.9	288	178	139	2.07
#1-8	751.4-752.0	408	329	185	2.21
#1-9	802.0-802.9	534	359	199	2.68
#1-10	927.0-927.7	491	359	313	1.57
#1-11	987.3-988.0	1052	626	551	1.91

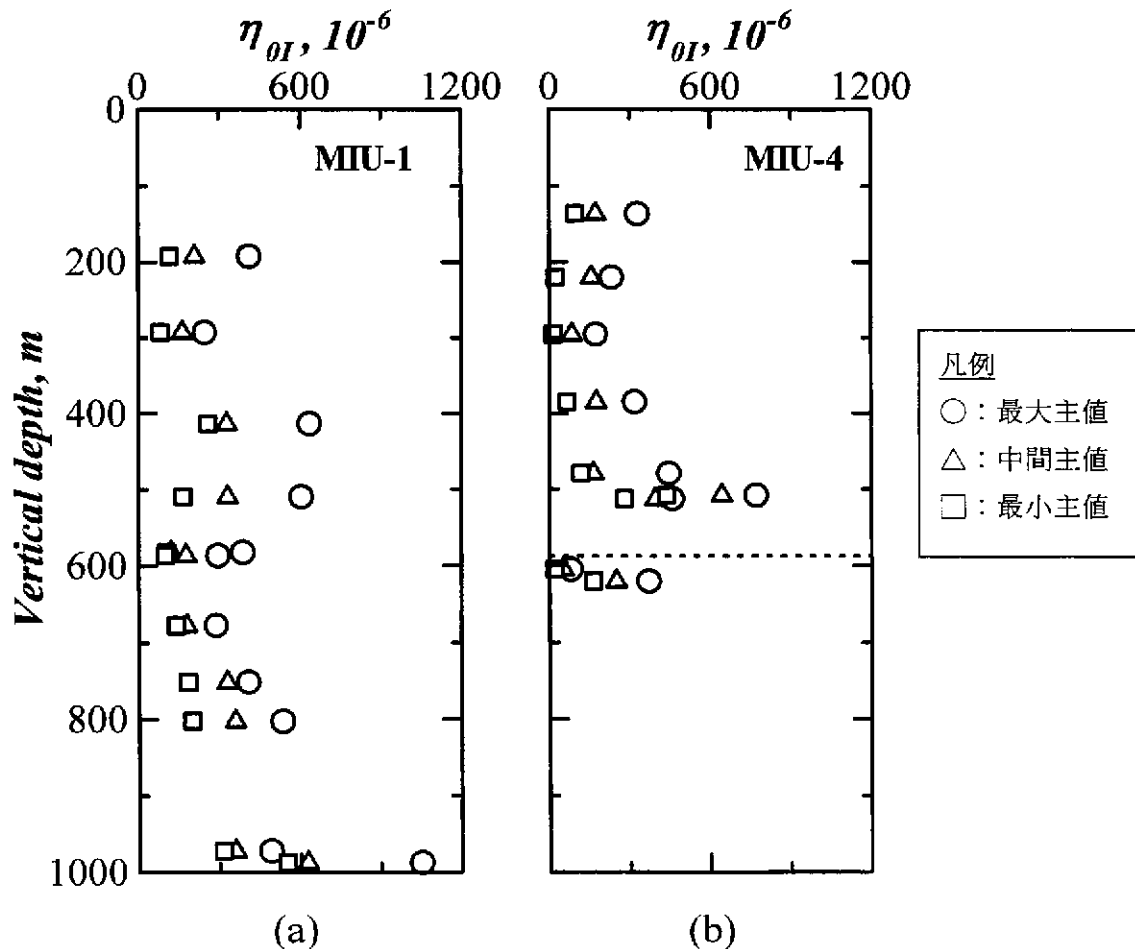


図 9.2 クラックパラメータ η_{01} と MIU-1 および号孔 MIU-4 号孔の鉛直深度の関係。
(横軸に水平な破線は月吉断層の深度を表している。)

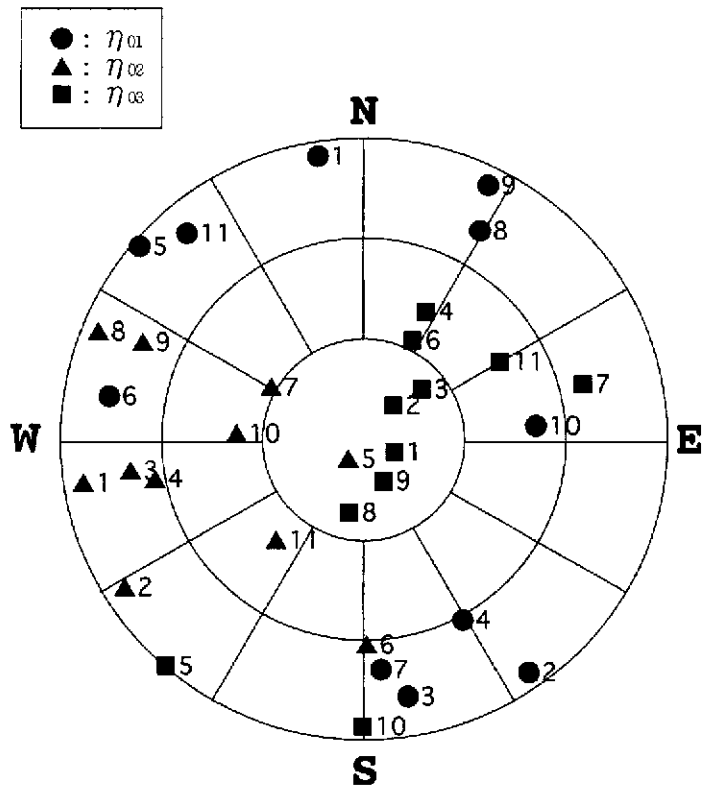


図 9.3 MIU-1 号孔から採取された試料の η_{0i} の主値の方向.

10. まとめ

MIU-4号孔の10深度から採取した岩石コアを用い、初期応力測定手法の一つであるDSCA (Differential Strain Curve Analysis) 法を適用した室内試験を実施し、既にMIU-1号孔およびMIU-2号孔のコアで実施している同試験の結果との比較により、断層生成に起因する岩盤力学的特性への影響を評価した。

- (1) クラック密度をより直接的に表現すると考えられるクラックパラメータ $(\Delta\beta/\beta')_I$ は、深度300mおよび550m以下の月吉断層下部で低下した。このようなクラック密度の分布傾向は、AN-1号孔およびMIU-2号孔の深度300mで水平初期応力が低下し、MIU-3号孔の月吉断層下部で初期応力が大幅に低下する傾向および正馬様用地西側領域の水平応力が深度600m付近から低応力側へのシフトする傾向と対応する。
- (2) $(\Delta\beta/\beta')_I$ の最大主値の方向はN-SからNW-SE方向に分布していることから、MIU-4号孔が掘削された土岐花崗岩の最大初期応力の方向はN-SからNW-SE方向であると考えられた。この方向は、正馬様用地で実施された水圧破碎法による初期応力測定結果と比較的調和する。
- (3) 正馬様用地内の西側でおこなわれた水圧破碎試験による初期応力測定の結果から、水平応力分布には月吉断層上盤の深度500mから650mを境にして、それよりも上部と下部で応力環境が異なるという共通した特徴が認められた。しかし、正馬様用地東側のMIU-4号孔の岩石試料を用いたDSCA試験の結果からは、このような深度による初期応力環境の系統的な変化は認められなかった。
- (4) MIU-1号孔から採取された岩石試料の η_{OI} の方向はN-SからNW-SE方向に分布し、本DSCA試験から推定されたMIU-4号孔の最大初期応力の方向と類似していた。
- (5) MIU-1号孔のDSCA試験から推定される初期応力環境は、試料の採取深度に関わらずほぼ逆断層型であった。このことは水圧破碎試験から決定された正馬様用地西側の初期応力環境が深度600m以下で横ずれ断層型か正断層型であるという事実と整合しなかった。

引用文献

- (1) 松木浩二, 志水俊仁, 奥村清彦:資源と素材, Vol.111, p.607-615,(1995)
- (2) Simmons, G. et al.,: JGR, Vol.79, p.4283-4385,(1974)
- (3) Siegfried, R. et al.,: JGR, Vol.83, p.1269-1278,(1978)
- (4) Strickland, F.G. et al.,: Proc. 21st U.S. Sympo. on Rock Mech., p.523-532,(1980)
- (5) Montgomery, C.T. et al.,: Proc. USGS Workshop on Hydraulic Fracturing Stress Measurement, Montrey, Ca., p.635-649,(1981)
- (6) Ren, N-K. et al.,: Proc. 5th Int. Congr. ISRM, Melbourne, p.F117-127,(1983)
- (7) Dey, T.N. et al.,: Proc. Int. Sympo. on Rock Stress and Rock Stress Measurement, Stockholm, p.351-357,(1986)
- (8) Charlez, P. et al.,: Proc. Int. Sympo. on Rock Stress and Rock Stress Measurement, Stockholm, p.341-350,(1986)
- (9) Dey, T.N. et al.,: JGR, Vol.93, p.6108-6112,(1988)
- (10) 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)
- (11) Meglis, I.L. et al.,: JGR, Vol.93, p.6108-6112,(1988)
- (12) Walsh, J.B.,: JGR, Vol.70, p.381-389,(1965)
- (13) 基礎地盤コンサルタント:DSCA 法を用いた土岐花崗閃緑岩の異方性に関する室内試験,JNC TJ7430 2000-003,(1992)
- (14) 核燃料サイクル開発機構:わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分技術的信頼性—地層処分研究開発第2次とりまとめ—総論レポート,Ⅲ - 79~81,(1999)
- (15) 加藤春實他: 水圧破碎法から推定される初期応力分布と弾性波速度異方性の関係, 西日本岩盤工学シンポジウム,(2000)
- (16) Pollard, D.D., and Segall, P., Theoretical Displacements and Stresses Near Fractures in Rock: With Applications to Faults, Joints, Veins, Dikes, and Solution Surfaces , In Fracture Mechanics of Rocks (ed. B.K. Atkinson) (Academic Press Inc., London 1987), p.277-349.
- (17) McGarr, A., On Relating Apparent Stress to The Stress Causing Earthquake Fault Slip, J. Geophys. Res. 104(B2), p.3003-3011, (1999).
- (18) Ito, T., and Hayashi, K., Roles of Stress Controlled Flow Pathways in HDR Geothermal Reservoirs, In Pure and Applied Geophysics, to be published, 2003.
- (19) Keilis-Borok, V.I., On estimation of the displacement in an earthquake source and of source dimensions, Ann. Geofs., 12, p.205-214, (1959).

APPENDIX I

写真集

