

MIZ-1号孔の岩芯を用いた初期応力評価試験

(核燃料サイクル開発機構 契約業務報告書)

2004年3月

ジオテクノス株式会社

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。

〒319-1184 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

電話：029-282-1122 (代表)

ファックス：029-282-7980

電子メール：jserv@jnc.go.jp

Inquires about copyright and reproduction should be addressed to :

Technical Cooperation Section,

Technology Management Division,

Japan Nuclear Cycle Development Institute

4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaragi 319-1184, Japan

©核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)
2004

MIZ-1号孔の岩芯を用いた初期応力評価試験

加藤春實*

要 旨

瑞浪超深地層研究所における地表から深度 1000m までの岩盤の初期応力状態を把握することを目的として、MIZ-1号孔の岩芯を用いた初期応力評価試験(AE/DRA試験, ASR試験, DSCA試験)を実施した。

AE/DRA法は、291.0mabh, 455.0mabh および 494.0mabh から採取した岩芯を用いて実施した。AE法とDRA法から評価された初期応力の大きさの深度に対する変化傾向は、正馬様用地内で実施された水圧破碎試験による初期応力の測定結果と一致しなかった。また、AE法とDRA法から求められた主応力の方向はばらつきが大きく、系統的な分布傾向を見出すことはできなかった。

462.7mabh, 462.8mabh, 502.5mabh および 502.6mabh から採取した岩芯について実施したASR測定では、非弾性ひずみ回復量がいずれも 10μ ひずみ以下と小さく、定量的な応力の評価は困難であった。これは、土岐花崗岩の非弾性ひずみ回復コンプライアンスが非常に小さいことによると考えられた。

MIZ-1号孔の3深度から採取した岩芯にDSCA法を適用し、土岐花崗岩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次元分布特性を定量的に評価した。その結果、土岐花崗岩の固有線圧縮率の異方性の大きさは20%から27%であった。 $(\Delta\beta/\beta')_I$ 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1.5~2.7、また σ_2/σ_3 は1.2~2.0の範囲に分布した。また、クラックパラメータ $\Delta\beta_I$ 、 $(\Delta\beta/\beta')_I$ および η_{OI} の最大主値の走向は、深度の浅い2つの試験片でNNW方向、最も深度の深い試験片でWNW方向であった。

本報告書は、ジオテクノス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成果に関するものである。

機構担当課室：東濃地科学センター 瑞浪超深地層研究所 超深地層研究グループ

*：ジオテクノス株式会社 ジオサイエンス事業部

In situ stress evaluation using cores taken from MIZ-1 BOREHOLE

Harumi Kato*

ABSTRACT

In situ stress measurements (AE/DRA method, ASR method, DSCA method) were carried out using cores taken from MIZ-1 BOREHOLE in order to evaluate in situ state of stress from surface down to 1000m.

AE/DRA method was carried out using cores taken from the depths of 291.0mabh, 455.0mabh and 494.0mabh. The in situ stress variation with depth obtained from AE/DRA method was different from the results of hydraulic fracturing test at Shobasama Site. The direction of principal stresses determined by AE/DRA method showed extreme dispersions, and systematic variation of the direction was not found.

ASR method was carried out using cores taken from the depths of 462.7mabh, 462.8mabh, 502.5mabh and 502.6mabh. Quantitative evaluation of in situ stress was difficult because the anelastic strain recovery of cores were less than ten micro strains.

DSCA method was carried out using cores taken from the depths of 298.86mabh, 455.78mabh and 494.09mabh for evaluating anisotropic property and three dimensional micro crack property of Toki granite. The intrinsic linear compressibility of Toki granite showed moderate degree of anisotropy ranging between 20% and 27%. The ratio of principal stress magnitude estimated from $(\Delta\beta/\beta^1)_1$ revealed that σ_1/σ_3 varied between 1.5 to 2.7 and σ_2/σ_3 varied between 1.2 to 2.0 although considerable dispersions were found. The direction of the maximum principal value of $(\Delta\beta/\beta^1)_1$, $\Delta\beta_1$ and η_{01} were NNW orientation in two cores taken from shallower depths (298.86mabh and 455.78mabh), and WNW orientation in the core taken from the deepest depth (494.09mabh).

This work was performed up by Geotechnos Co., Ltd. under contract with Japan Nuclear Cycle Development Institute.

JNC Liaison: Underground Research Group, Mizunami Underground Research Laboratory.

* : Geotechnos Co., Ltd., Geoscience Consulting Division.

目 次

1. 件名	1
2. 目的および試験の概要	1
3. 作業範囲	1
4. 岩芯採取	1
5. AE/DRA 法	2
5.1 AE/DRA 法の原理	2
5.2 AE 法の計測方法	2
5.3 DRA 法の原理	5
5.4 DRA 法の試験方法	6
5.5 試験結果	7
5.5.1 予備試験結果	7
5.5.2 本試験結果	9
5.6 まとめ	31
参考文献	32
6. ASR 法	33
6.1 ASR 法の基本原理	33
6.2 等方粘弾性体における非弾性ひずみ回復特性	34
6.3 ASR 法による三次元地圧計測法	36
6.4 非弾性ひずみ測定法	39
6.5 予備試験	41
6.5.1 ゲージベースのはく離と岩芯の切断方法, 研磨方法および接着剤との関係	43
6.5.2 ゲージベースのはく離と間隙水圧との関係	45
6.5.3 まとめ	48
6.6 ASR 測定結果	49
6.7 非弾性ひずみ回復コンプライアンスの測定	52
6.7.1 载荷応力の決定方法	52
6.7.2 試験装置および測定方法	52
6.7.3 室内における非弾性ひずみの測定結果	55
6.8 まとめ	59
参考文献	60
7. DSCA 法	61
7.1 DSCA 法の原理	61
7.2 基本仮定	61
7.3 測定原理	62

7.4	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	65
7.4.1	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	65
7.4.2	松木らのパラメータ	68
7.5	DSCA 法による室内試験	70
7.5.1	サンプリングおよび試料作成	70
7.5.2	試験装置および試験方法	71
7.5.3	解析および評価方法	72
7.6	試験結果	74
7.6.1	クラックパラメータの主値の大きさ	74
7.6.2	クラックパラメータの主値の方向	79
7.7	まとめ	82
	参考文献	83
8.	結論	84

付表目次

表 4.1	初期応力評価試験に用いた試験片の採取深度	1
表 5.1	一軸圧縮試験結果	7
表 5.2	AE/DRA 法から評価された試験片長軸方向の直応力成分	26
表 5.3	AE 法から求められた初期応力状態	30
表 5.4	DRA 法から求められた初期応力状態	30
表 6.1	ひずみゲージを押さえたときのひずみの変動幅	43
表 6.2	試験片表面の仕上げ方法および接着剤の影響を調査するための 試験条件	44
表 6.3	間隙水圧の影響を調査するための試験条件	45
表 6.4	非弾性ひずみ回復コンプライアンス測定のための載荷条件	52
表 7.1	MIZ-1 号孔の岩石コアのサンプリング深度	70
表 7.2	固有線圧縮率およびクラックパラメータ	75
表 7.3	$(\Delta\beta/\beta')_I$ から推定された初期応力の比	75

付図目次

図 5.1	6つの試験片の切り出し方向	3
図 5.2	AE/DRA 法における計測システムのブロックダイアグラム	4
図 5.3	AE トランスデューサを装着した岩石試験片	4
図 5.4	DRA 法による初期応力測定結果の出力図例	5
図 5.5	予備試験における応力-ひずみ曲線および AE の発生挙動	8
図 5.6	軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係(その 1)	11
図 5.6	軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係(その 2)	12
図 5.6	軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係(その 3)	13
図 5.6	軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係(その 4)	14
図 5.6	軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係(その 5)	15
図 5.6	軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係(その 6)	16
図 5.6	軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係(その 7)	17
図 5.6	軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係(その 8)	18
図 5.6	軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係(その 9)	19
図 5.6	軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係(その 10)	20
図 5.6	軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係(その 11)	21
図 5.6	軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係(その 12)	22
図 5.7	ひずみ差関数 (その 1)	23
図 5.7	ひずみ差関数 (その 2)	24
図 5.7	ひずみ差関数 (その 3)	25

図 5.7	ひずみ差関数 (その 4)	26
図 5.7	ひずみ差関数 (その 5)	27
図 5.7	ひずみ差関数 (その 6)	28
図 5.8	(a)AE 法と(b)DRA 法から求めた主応力の方向	30
図 6.1	ASR 法による地圧計測の基本原理	33
図 6.2	粘弾性体内の任意の方向の垂直ひずみ	35
図 6.3	非弾性ひずみ回復コンプライアンスの評価に及ぼす経過時間の影響	38
図 6.4	非弾性ひずみ測定装置の系統図	39
図 6.5	ASR 試験における垂直ひずみの測定	40
図 6.6	シリコンで被覆した試験片	40
図 6.7	3つの深度から採取した岩芯の ASR 測定結果	42
図 6.8	試験片表面の仕上げ方法と接着剤を変化させて測定した ひずみと時間の関係	44
図 6.9	試験片の厚さと接着剤を変化させて測定したひずみと時間の関係	47
図 6.10	試験終了後に回収した薄い試験片のひずみゲージ接着状況	47
図 6.11	462.7mabh および 462.8mabh から採取された試験片の ASR	50
図 6.12	502.5mabh および 502.6mabh から採取された試験片の ASR	51
図 6.13	502.5mabh および 502.6mabh から採取された試験片の ASR	53
図 6.14	油圧サーボ式ไฮドロパルス疲労試験機, 恒温槽および手 動式油圧ポンプ	54
図 6.15	封圧三軸圧縮用ベッセルおよびデータアクイジッショ ンコントローラ	54
図 6.16	298.0mabh および 330.0mabh から採取したコアの非弾性ひずみ 回復コンプライアンス測定のための室内実験データ	56
図 6.17	365.0mabh および 455.7mabh から採取したコアの非弾性ひずみ 回復コンプライアンス測定のための室内実験データ	57
図 6.18	455.7mabh から採取したコアの体積変形とせん断変形に関する非 弾性ひずみ回復コンプライアンスの測定結果	58
図 7.1	DSCA 法の立方体試験片に貼付するひずみゲージの位置	62
図 7.2	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	64
図 7.3	静水圧を受ける等方弾性体内の単一円盤状クラック	65
図 7.4	(a)立方体試験片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験片	71
図 7.5	DSCA 法試験装置の系統図	72
図 7.6	解析手順フローチャート	73

図 7.7	試験片 A および B の圧力-差ひずみ曲線	76
図 7.8	試験片 C の圧力-差ひずみ曲線	77
図 7.9	試験片の採取深度と $\Delta\beta_I$, $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ および η_{OI} の関係	77
図 7.10	(a) $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ と $\Delta\beta_I$ および (b) $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ と η_{OI} の関係	78
図 7.11	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	80
図 7.12	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 の 主値の方向	81
図 8.1	MIU-2号孔から採取した岩芯の圧力-差ひずみ曲線と岩芯と直 交する平面内の弾性波速度の関係	87

1. 件名

MIZ-1号孔の岩芯を用いた初期応力評価試験

2. 目的および試験の概要

超深地層研究所計画における地表からの調査予測研究段階の調査研究の一環として、MIZ-1号孔の岩芯を用いた初期応力評価試験（ASR(Anelastic Strain Recovery)試験、AE/DRA(Acoustic Emission/Deformation Rate Analysis)試験、DSCA(Differential Strain Curve Analysis)試験）を実施し、地表から深度1000mまでの岩盤の初期応力状態を把握する。

3. 作業範囲

本件の作業範囲は以下に示すとおりである。本報告書は、これらの業務内容に関する章から構成される。

- (1) 岩芯の採取および供試体作成
- (2) 初期応力評価試験
- (3) 報告書の作成

4. 岩芯採取

MIZ-1号孔の岩芯を用いた3つの初期応力評価試験を実施するにあたり、試験実施責任者がサイクル機構担当者の指示に従って、指示された場所に向いて岩芯の採取をおこなった。採取深度は3深度とし、1深度あたり3つの試験に必要な長さの岩芯を同時に同一箇所から採取した。岩芯採取はサイクル機構担当者立会いのもとにおこない、岩芯の採取位置および採取の方法については、サイクル機構担当者の指示に従った。

3つの初期応力評価試験のうち、ASR試験では十分に大きな非弾性ひずみ量を測定するために、岩芯採取後できるだけ早く測定を開始しなければならない。このため、岩芯は現場に近接して設置された非弾性ひずみ測定装置まで運搬して試験に供した。AE/DRA試験およびDSCA試験に使用する岩芯は、表面をポリウレタンシートで被覆し、緩衝材を充填した塩ビパイプに収納して実験室まで陸送した。なお、AE/DRA試験は、岩芯採取後、1週間以内に測定を終了させた。各初期応力評価試験に用いた試験片の採取深度をまとめると表4.1のようである。

表 4.1 初期応力評価試験に用いた試験片の採取深度

試験方法	試験片採取深度 (mabh)				備 考
AE/DRA 法	291	455	494		
ASR 法	295.6	330.0	365.0		予備試験
	462.7	462.8	502.5	502.6	
DSCA 法	298.86	455.78	494.09		

5. AE/DRA 法

AE 法と DRA 法は、いずれも試験片を一軸圧縮载荷したときの岩石の挙動から初期応力を評価する方法である。したがって、同一の試験片について同時に測定をおこなうことができる。ここでは、AE 法と DRA 法の測定原理と計測方法を別々に概観する。

5. 1 AE 法の測定原理¹⁾

AE とは Acoustic Emission の略で、固体が破壊するとき、蓄積されていた弾性エネルギーが急激に解放されることにより発生する過渡的な波動として定義されている。初期応力測定で AE とよばれているものは、岩石試験片内にマイクロクラックが形成される時、あるいはそれが合体するときの微小破壊音、すなわちき裂の成長にともなって放出される弾性波である。

応力履歴を受けた材料は、再び载荷しても先行応力レベルまでは AE がほとんど発生しない。この現象はカイザー効果とよばれている。AE 法は岩石試験片の一軸圧縮試験をおこなうときに発生するこのような AE を測定して、そのカイザー効果から先行応力、すなわち初期応力を室内試験により求めようとする方法である。原理的には 6 方向の岩石試験片を作製して 6 直応力成分を測定し、3 次元主応力を求めることができるといわれている。応力解放法により採取したコアを用いて測定結果を比較し、良い一致が確認された例や、合理性の認められる結果も得られている。しかし、破壊強度と先行応力レベルとの関係、側圧の大きさとの関係、カイザー効果の時間依存性などまだはっきりしていない点も多い。また、その科学的根拠が明確でない点を指摘する論文³⁵⁾や、その有効性に疑問をなげかける論文²⁾も発表されており、ISRM では初期応力測定法として認められていない。

5. 2 AE 法の試験方法

採取直後の天然き裂を含まない岩芯を、ポリウレタンのシートと緩衝材で被覆してボーリング現場から実験室まで陸送し、すべての測定を 1 週間以内で終了させた。試験片は以下の手順で製作した。まず、図 5.1 に示すように、岩芯に設定した直交座標軸 (z 軸は岩芯軸と一致する) に関してそれぞれ方向の異なる 6 方向から小さい円柱形の試験片を切り出した。すなわち、6 本のうち 3 本は座標軸 (N 軸, E 軸, Z 軸) と平行に、残りの 3 本は一組の座標軸を含む平面内にあつてそれぞれの座標軸と 45 度の角度で交差する方向にコアリングした。切り出した試験片は、平面研削盤により端面の整形をおこなった。次に円柱型に仕上げた試験片の端面から発生するノイズを防ぐために、両端面をさらに #180 および #800 のカーボランダムで研磨した。試験片の平均直径および長さは 20mm および 40mm であり、長さ/直径の比は 2 を目安とした。このように整形した円柱型試験片を室内で自然乾燥させたあと、試験片の軸方向の弾性波速度を測定した。最後にゲージ長 10mm のひずみゲージを 4 枚、試験片の側面中央に 90° 間隔で接

着した。このひずみゲージは次節で説明する DRA 法におけるひずみ測定で用いる。精度の高い測定をおこなうためには、測定値に含まれる種々の原因による変動をできるだけ小さく抑える必要があるとともに、試験の回数を増やす必要があると考えられる。そこで、1 方向あたり 2 本の試験片を製作し、1 深度あたり 12 本の試験片で AE/DRA 試験を実施した。なお、AE/DRA 試験の最大載荷応力は、ダイラタンシーが生じる応力レベルよりも低く設定しなければならない。このため、上記の 12 本の試験片に加えて、さらに z 軸方向に平行な試験片を 1 本製作し、あらかじめ一軸圧縮試験をおこなってダイラタンシーが生じる応力を調査した。

AE 法における AE 計測システムの概略を図 5.2 に示す³⁾。岩石試験片の一軸圧縮載荷は、サーボコントロール式材料試験機 (MTS 社製 315 型, 最大荷重 980kN) を用いて、応力速度一定 (約 5 MPa/min) でおこなった。AE は、試験片の側面にエレクトロンワックスによって直接に接着した AE トランスデューサ (NF 社製 AE-905s, 共振周波数 1MHz, ϕ 10mm) によって検出した。トランスデューサによって検出した信号は、プリアンプで増幅し AE 解析装置 (Physical Acoustics 社製 Locan320) へ入力した。AE の計測にあたっては、岩石内部で発生する AE と電気ノイズおよび機械ノイズ等を選別して計測しなければならない。そのため、プリアンプ内蔵のローカットフィルタで 60Hz 以下の電源ノイズ等の除去をおこなった。また、試験片端面とエンドピースの接触による摩擦や微小突起の破壊音および載荷装置の機械ノイズをできるだけ除去するため、試験片端面とエンドピースの間に厚紙を挿入した。しきい値は試験前のノイズレベルをオシロスコープで観察し、これをやや上回る値に設定した。さらに、試験中の AE 発生挙動を確認するため、オシロスコープを用いて AE 信号を常時観察した。AE 波形の計数方式として、一つの AE 波形を 1 個と数えるイベント法と、一つの AE 波形の発生から減衰までの間に波形の山が基準電圧 (しきい値) を越えた回数を数えるリングダウン法の 2 つを採用した³⁾。図 5.3 は、AE トランスデューサを装着した岩石試験片である。

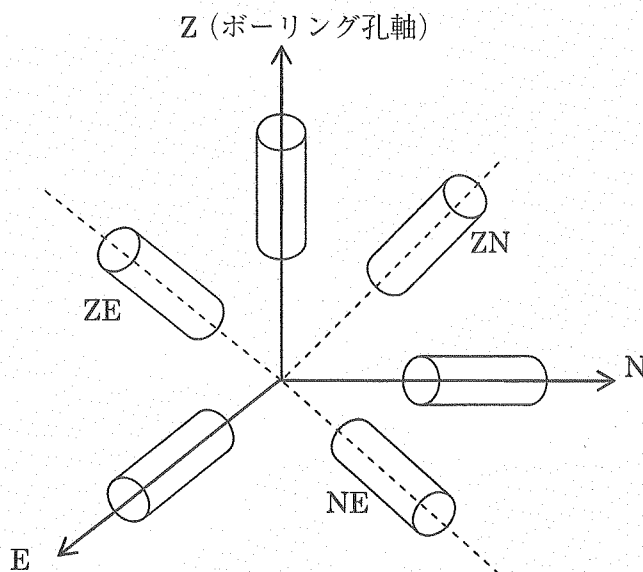


図 5.1 6 つの試験片の切り出し方向

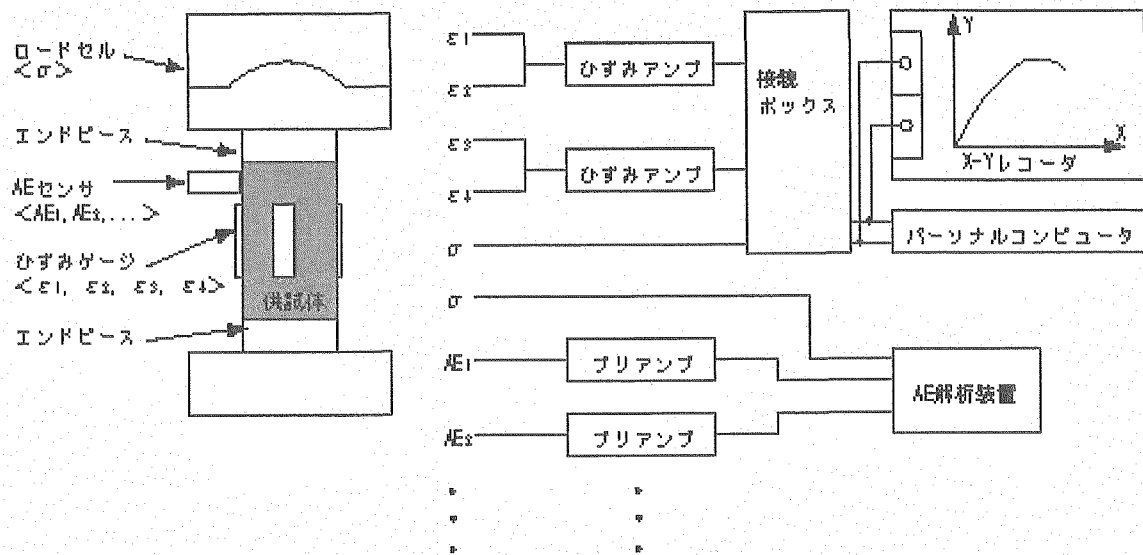


図 5.2 AE/DRA 法における計測システムのブロックダイアグラム

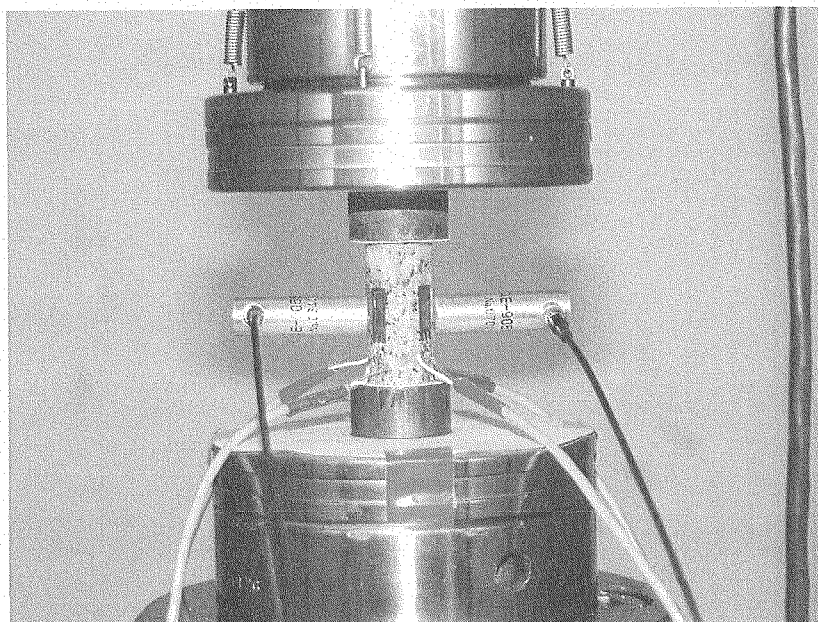


図 5.3 AE トランスデューサを装着した岩石試験片

5.3 DRA法の原理⁴⁾

DRA法は山本らによって開発された初期応力測定法である。通常、DRA法では、図5.4に示すように、測定用試験片を一軸で繰り返し圧縮载荷して、次式で定義されるひずみ差関数をつくる。

$$\Delta \varepsilon_{i,j}(\sigma) = \varepsilon_j(\sigma) - \varepsilon_i(\sigma) \dots\dots\dots (5.1)$$

ただし、 $\varepsilon_i(\sigma)$ は i 回目の载荷時の軸応力が σ であるときの試験片の圧縮軸方向のひずみを表し、 $j > i$ である。 $\varepsilon_i(\sigma)$ と σ がそれぞれが縮みと圧縮であるとき、これらの符号を正にとると、図5.4に示すように $\Delta \varepsilon_{i,j}(\sigma)$ にはある軸応力 σ_0 で負方向の屈曲をみいだすことができる。屈曲が見えるひずみ差関数記録上の点を屈曲点、 σ_0 を屈曲点応力と呼ぶ。この屈曲は $\sigma = \sigma_0$ になったときに、 i 回目の载荷の非弾性ひずみが j 回目のものより多く増加しはじめたことを示し、 i 回目の载荷時に試験片内部に新たに発生し始める微小破壊の量が j 回目よりも多いことを意味する。ある母岩から同一方向に切り出した試験片には、通常、一回目を除く载荷の組み合わせから得られるひずみ差関数 $\Delta \varepsilon_{i,j}(\sigma)$ に、ほぼ同一の軸応力でこの屈曲を見出すことができ、この軸応力が試験片の軸方向に働いていた初期応力の法線成分と一致するといわれている。ただし载荷応力の最大値は初期応力の値よりも大きくなければならない。

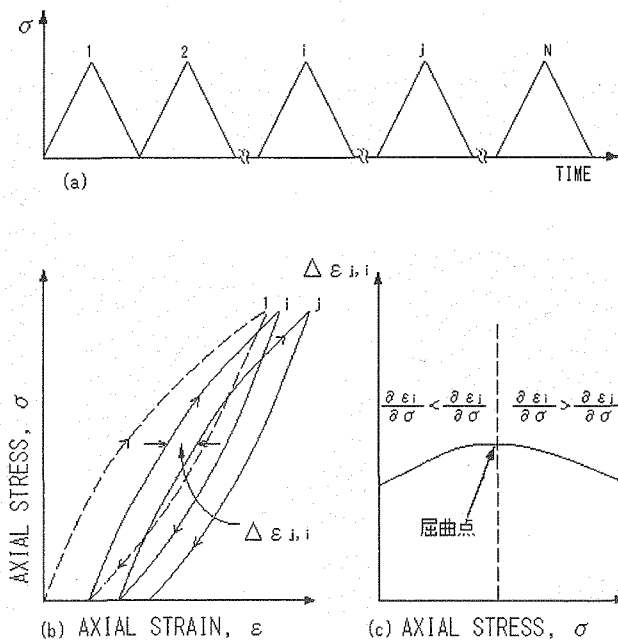


図5.4 DRA法による初期応力測定結果の出力図例

- (a) 一軸繰り返し载荷のパターン
(縦軸および横軸はそれぞれ軸応力 σ と時間 t を表す。)
- (b) ひずみ差関数 $\Delta \varepsilon_{i,j}$ と σ との関係
- (c) ひずみ差関数 $\Delta \varepsilon_{i,j}$ と屈曲点との関係
(屈曲応力 σ_0 は屈曲点 σ の応力値として定義される。)

5. 4 DRA 法の試験方法⁴⁾⁵⁾

DRA 法のための応力-ひずみ計測システムの概略は、図 5.2 の右上に示す通りである。サーボコントロール式材料試験機 (MTS 社製 315 型) を用いて、応力速度一定 (約 25 MPa/min) の繰り返し载荷をおこなった。試験片の軸ひずみの測定は、ゲージ長 10 mm のひずみゲージを 4 枚、試験片の側面中央に 90° 間隔で軸方向に接着しておこなった。軸ひずみの測定には高い精度が要求されるため、4 枚のひずみゲージのうち 2 枚を 1 組とし、また温度補正のためのダミーゲージとブリッジを組み計測をおこなった。二つのブリッジからの出力は、それぞれ動ひずみ計で増幅し、A/D コンバータ (分解能 16bit) でデジタルデータに変換後加算し、パーソナルコンピュータに記録した。

繰り返し载荷における最大応力は、試験片が採取された深度において推定される初期応力のおよそ 1.5 から 2.5 倍を目安とすることが一般におこなわれている。ただし、最大応力がダイラタンシーの生じる応力レベルを超えると試験片内部で新たなき裂の進展が生じると考えられるので、AE/DRA 法によって初期応力状態を正しく評価できなくなる可能性がある。そこで、本試験では AE/DRA 法を実施するに先立って、ボーリング孔軸方向から切り出した 3 本の試験片のうち 1 本を用いて通常の一軸圧縮試験をおこない、圧縮破壊に至るまでの応力-ひずみ曲線から当該試験片のダイラタンシー開始応力を測定した。そして、AE/DRA 法をおこなうときは、このようにして測定したダイラタンシー開始応力を参考にして最大载荷応力を設定した。

なお、初期応力は一般に深度が増加するにつれて増大するので、試験片の採取深度が深くなるにつれて AE/DRA 法の最大载荷応力も当然に大きく設定しなければならない。しかし、岩石試験片にダイラタンシーが生じる応力の大きさは、岩石固有の力学特性と考えられるから一般には初期応力と無関係である。このため、試験片の採取深度が深くなると AE/DRA 法の繰り返し载荷における最大応力が、当該試験片のダイラタンシー開始応力よりも大きくなるという場合が考えられる。このような場合、試験片に封圧を作用させることによって試験片の力学的な強度を高め、ダイラタンシー開始応力を高めることもおこなわれる。ただし、試験片に封圧を作用させると試験片内部のマイクロクラックは閉じるので、载荷に対するクラックの挙動は大気圧下でのそれとは当然異なり、AE の発生挙動も封圧の大きさに依存することが考えられる。封圧をどの程度の大きさに設定するかについても、合理的で明確な基準はないようである。

5. 5 試験結果

5. 5. 1 予備試験結果

AE/DRA 法による初期応力評価試験をおこなう前に、最大載荷応力を決定するための一軸載荷試験を実施した。MIZ-1 号孔の 291mabh, 455mabh および 494mabh から採取した岩芯の Z 軸方向から採取した試験片の応力-ひずみ曲線および AE の発生挙動は図 5.5 のようである。応力-ひずみ曲線の右上には、試験片の採取深度と試験名を示した。試験名は、A-Z-3 のように、最初のアルファベットが試験片の採取深度 (A は 298mabh, B は 455mabh, そして C は 494mabh), 次のアルファベットが試験片を切り出した方向 (例えば, Z は Z 軸方向, ZN は Z 軸および N 軸と 45° をなす方向), そして最後の数字は同一方向から採取した試験片のうちの何本目の試験片であることを表している。AE 発生挙動における Overflow とは、AE 解析装置の処理能力を越える AE が発生したことを意味する。

表 5.1 は、それぞれの試験の結果をまとめたものである。ダイラタンシーの開始点は、採取深度が最も浅い A-Z-3 が 40MPa, その他の試験片は 10MPa 以下とかなり小さい。MIZ-1 号孔が掘削された地点に隣接する正馬様用地内での水圧破碎法による初期応力測定試験結果⁶⁾を参考にすると、最大水平応力は被り地圧の 2 倍程度はあると予測される。したがって、ここでは予想される水平面内の初期応力レベルを、試験片の採取深度の被り地圧の 2 倍とすることが妥当であると考えられる。AE/DRA 試験の最大載荷応力は、通常、この値をさらに 1.5 倍から 2.5 倍に設定することがおこなわれる。しかし、このように最大応力を設定すると、表 5.1 に示すように、試験片 B-Z-3 および試験片 C-Z-3 のダイラタンシーが開始する応力レベルよりもはるかに大きくなる。そこで、ここでは最大載荷応力を以下のようにして決定した。すなわち、ダイラタンシー開始応力が 40MPa と比較的高い試験片 A は、すべての試験片の最大載荷応力を 40MPa とし、試験片 B と試験片 C は、Z 軸方向の試験片の最大載荷応力を被り地圧よりも若干大きい 15MPa, その他の方向の試験片の最大載荷応力は被り地圧を 2 倍した値よりも若干大きな 25MPa に設定した。ただし、25MPa と低めに設定した最大応力でも、すでにダイラタンシーが開始する応力レベルを超えているので、本試験から得られる結果には繰り返し載荷によって新たに生じるき裂の影響が含まれる可能性がある。

表 5.1 一軸圧縮試験結果

試験名	A-Z-3	B-Z-3	C-Z-3
採取深度(m)	298	455	494
被り地圧(MPa)	7.7	11.8	12.8
一軸圧縮強度(MPa)	143	157	160
接線ヤング率 E_{50} (GPa)	45.2	49.9	59.1
ダイラタンシー開始点(MPa)	40	8	7
ダイラタンシー反転点(MPa)	98	19	18

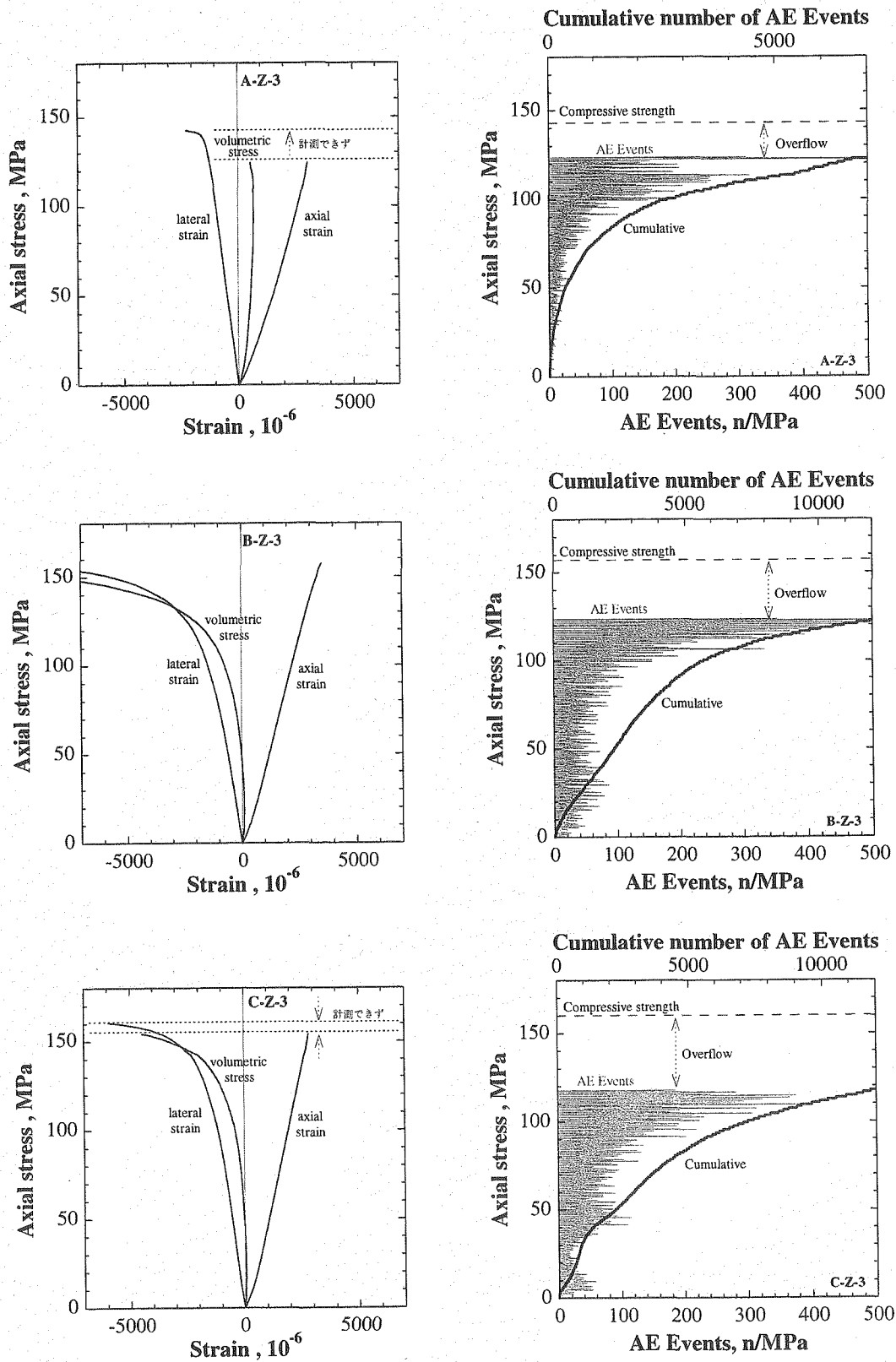


図 5.5 予備試験における応力-ひずみ曲線および AE の発生挙動

5. 5. 2 本試験結果

MIZ-1号孔の291mabh, 455mabh および494mabh から採取したボーリングコアを用いてAE/DRA法による初期応力評価試験を実施した。図5.6は、横軸に軸応力、縦軸にAEイベント累積数およびAEカウント累積数をとってAE試験の結果をまとめたものである。各図の中央に記載された試験名の意味は、5.5.1と同じである。AEカウント数が軸応力の増加とともに減少するために、累積曲線が上に凸になる場合や、AEカウントが軸応力にかかわらずほぼ一定であるために、累積曲線が軸応力に対してほぼ線形に増加する場合が多い。このため、AEが急増する点を判読することは容易でない。

図5.7は、各試験片について得られたひずみ差関数である。各図の右上に記載された試験名の意味は、5.5.1と同じである。ここで、各ひずみ差関数のそばに印された数字は、何回目と何回目の繰り返し載荷から求めたひずみ差関数であることを示している。例えば、‘5-3’と印されたひずみ差関数は、5回目の載荷時の圧縮軸方向のひずみから3回目のそれを差し引いて求めたものである。本測定では5回の繰り返し載荷をおこなって10通りのひずみ差関数を求め、屈曲点が比較的明瞭なものだけを示した。これらのひずみ差関数をみると、試験片の採取深度と採取方向に関わらず、ほとんどのひずみ差関数の最大振れ幅は 2μ ひずみ以下と小さい。これは、繰り返し載荷における試験片の変形挙動が全体としてきわめて弾性的であることによる。また、全般的にひずみ差関数の非線形性が強いために、屈曲点応力を決定することは容易でない。山本⁴⁾によれば、屈曲点は次のような性質を持っている。(1) 屈曲点応力 σ_0 より大きい印加応力 σ ($\sigma > \sigma_0$) では、ひずみ差関数の印加応力に関する2階微分は負である、(2) ひずみ差関数の2階微分の絶対値は、 $\sigma < \sigma_0$ におけるよりも $\sigma > \sigma_0$ において大きい、(3) σ_0 は同一試料あるいは同一地点の同一方向の試料ではほぼ等しい。(4) σ_0 は最大印加軸応力を変えても変わらない、(5) σ_0 が地殻応力の法線方向応力であれば、 σ_0 は方位の正弦関数で表すことができる。ここでは(1)から(3)の性質を利用して、できるだけ σ_0 を客観的に評価するようにした。

AE/DRA法から評価された試験片長軸方向の直応力成分の大きさは、表5.2のようである。ここで、AE法ではAEイベント累積数とAEカウント累積数から見出したAEの急増点における応力の平均値を初期応力とした。×印はAEの急増点を見出すことができなかったことを示している。DRA法ではひずみ差関数と接線が離れる点の屈曲点応力の平均値を初期応力とした。‘AEとDRAの不一致性’とは、AE法あるいはDRA法から評価された初期応力うち、大きい方の初期応力と小さい方の初期応力との差を、大きい方の初期応力で除して百分率で表示したものである。不一致性は、採取深度の最も浅い試験片が最も大きい。

AE法およびDRA法から求められた6方向の応力の大きさを、初期応力のテンソル成分の大きさと等しいとして、最小二乗法によって主応力の大きさと方向を決定すると、

表 5.3 および表 5.4 に示すような結果が得られた。いずれの方法においても、初期応力は深度が最も浅い試験片 A で最も大きく、それよりも深い深度で採取された試験片では小さな初期応力が得られた。このような深度の増加に伴う応力の変化傾向は、正馬様用地内で実施された水圧破碎試験による初期応力の測定結果^⑩と一致しない。また、AE 法から推定された試験片 B と試験片 C の主応力比は非常に大きく、 σ_1/σ_3 は 4 から 5 である。同じく、正馬様用地内における主応力比が 2 程度であること^⑩と比較するとかなり大きい。

図 5.8 は、AE 法と DRA 法から求めた主応力の方向を上半球ウルフ投影（等角投影）した結果である。AE 法の結果を見ると、中間主応力 σ_2 （三角印）は南北方向に、最小主応力 σ_3 （四角印）は鉛直方向にそれぞれまとまっているように見えるが、最大主応力 σ_1 （丸印）には系統的な分布傾向は認められない。DRA 法から求めた各主応力の方向は、東西南北各方向にまとまっているように見えるが、最大主応力の方向はすべての試験片で異なる。

AE 法と DRA 法は岩石試験片内に既存するマイクロクラックの先行応力を境にした挙動の違いを利用する方法であるが、岩石の初期応力記憶機構のメカニズムに対して明瞭な説明がなされているとはいえない。例えば、AE 法の有効性を示す例として、室内で一軸圧縮した試験片を再度一軸圧縮して AE の急増する応力が、それよりも以前に一軸圧縮した応力と近似する例が良く引用される。このことは、岩芯が地下深部で履歴した応力が（一軸）圧縮状態であることを暗に前提としているように思われる。しかし、岩芯はコアリングの際に短時間であるが極めて複雑な応力履歴を経て無応力状態に至る。これは、オーバーコアリングの際に観測される解放ひずみの変化からも明らかである。また、コアリングにともなって発生する引張応力によってコアディスクキングが生じることは良く知られている。このような岩芯の破壊現象が現れない場合であっても、コアリングにともなう応力解放によって岩芯の内部にマイクロクラックが発生、伸長することは容易に想像できる。AE 法では、岩石内部のマイクロクラックが AE の発生源であるとする定性的な説明がなされているようである^⑩。したがって、岩芯を載荷したときの AE の発生挙動と岩芯が地下深部で受けていた初期応力状態との関係を明らかにするためには、岩芯内部のマイクロクラックの分布状態と初期応力状態との関係を定量的に示す必要があると思われる。AE/DRA 法から推定した初期応力状態と、弾性理論に基づいた水圧破碎法で測定した正馬様用地の初期応力状態が一致しない最も大きな原因は、試験方法の基本原理がまったく異なることによると考えるのが妥当であると思われる。

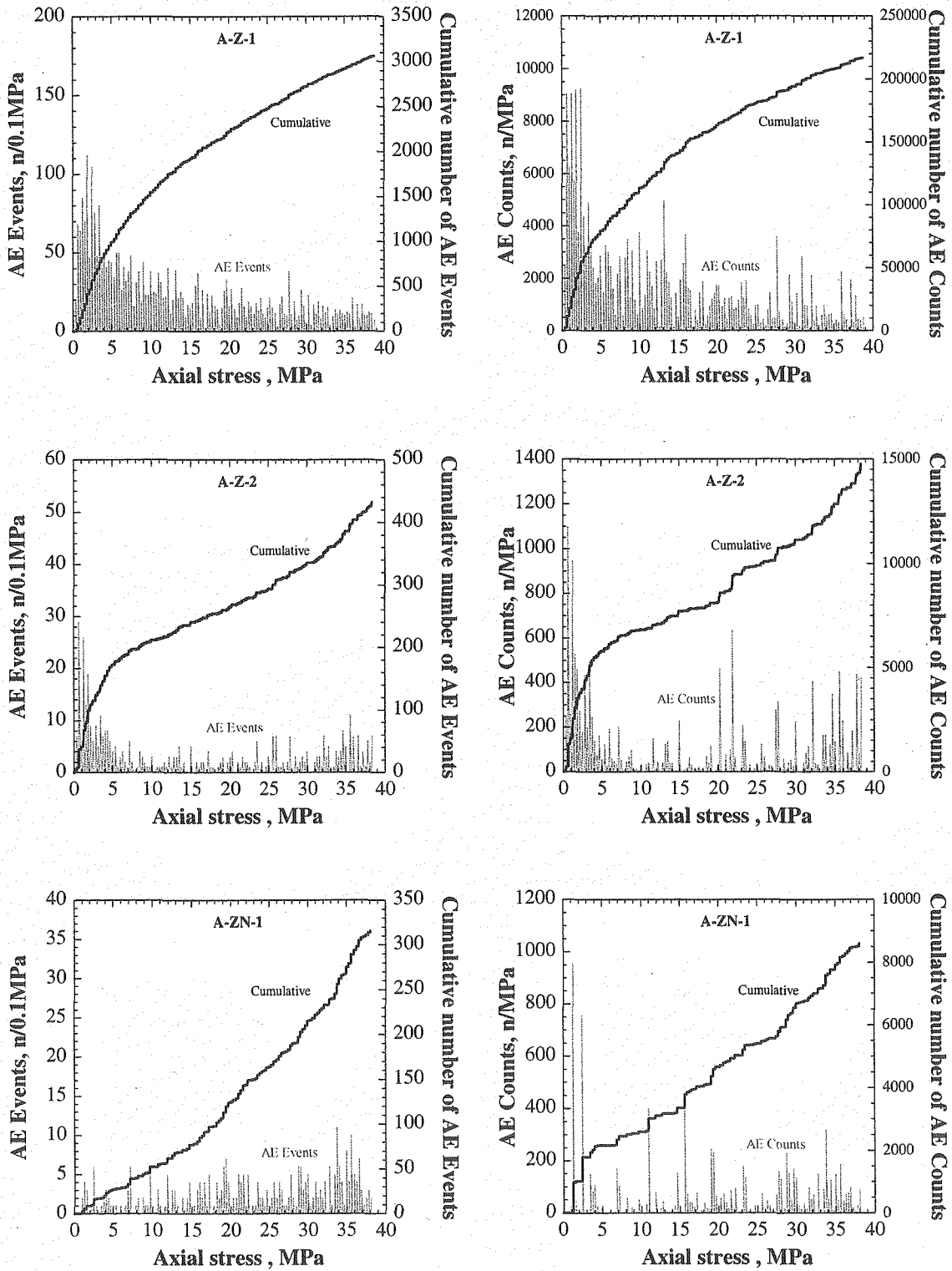


図 5.6 軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係 (その 1)

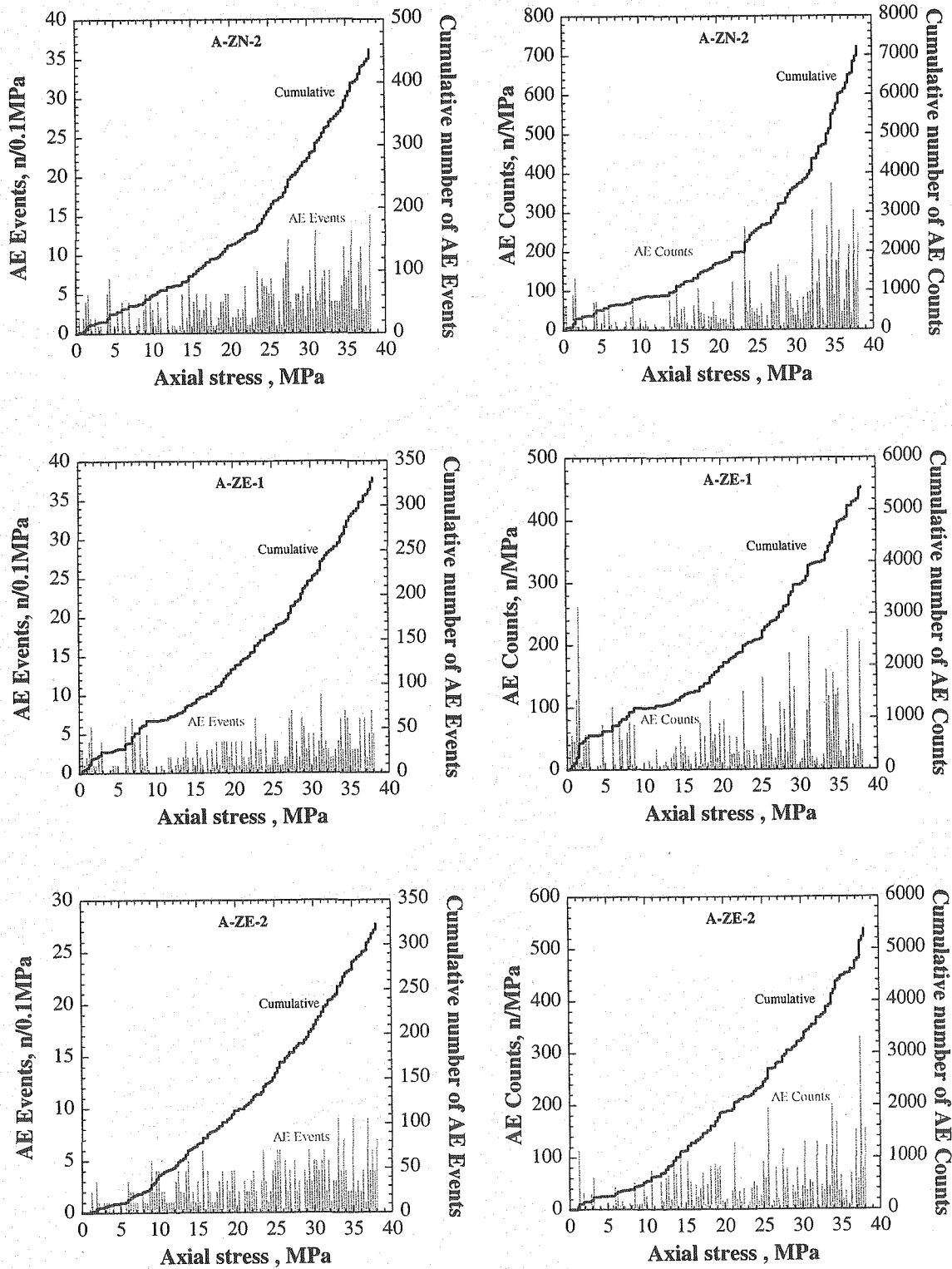


図 5.6 軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係 (その 2)

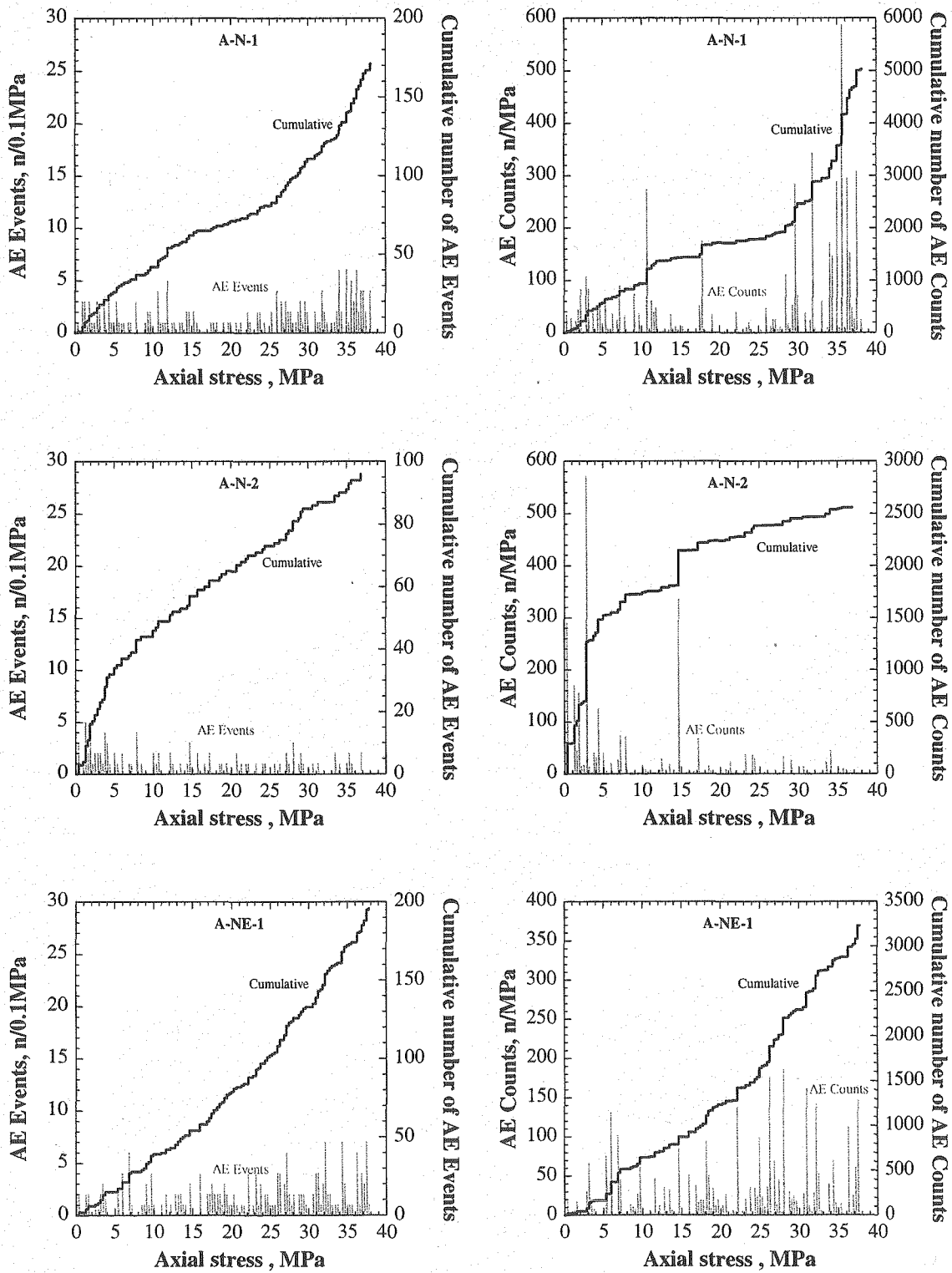


図 5.6 軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係 (その 3)

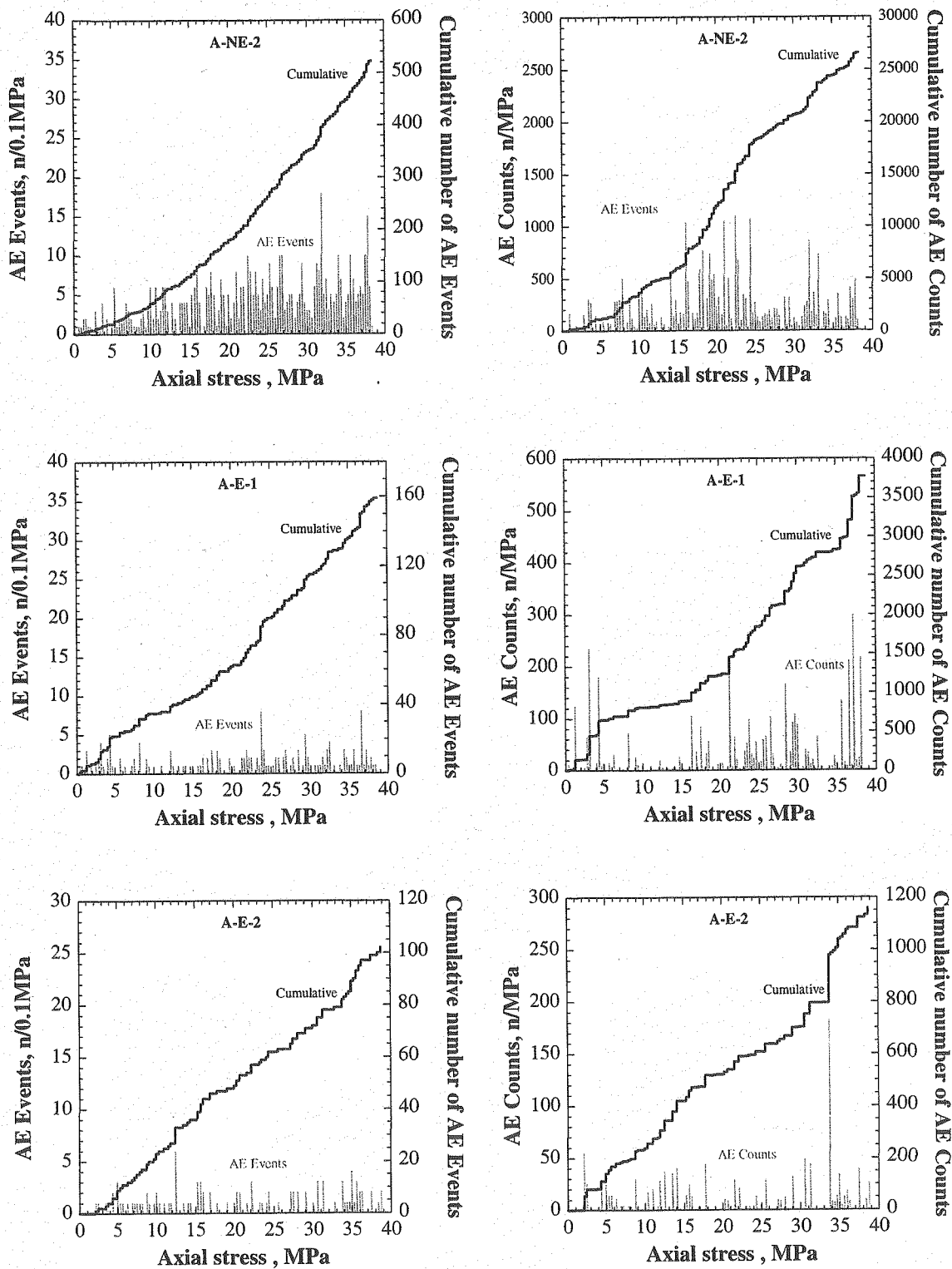


図 5.6 軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係 (その 4)

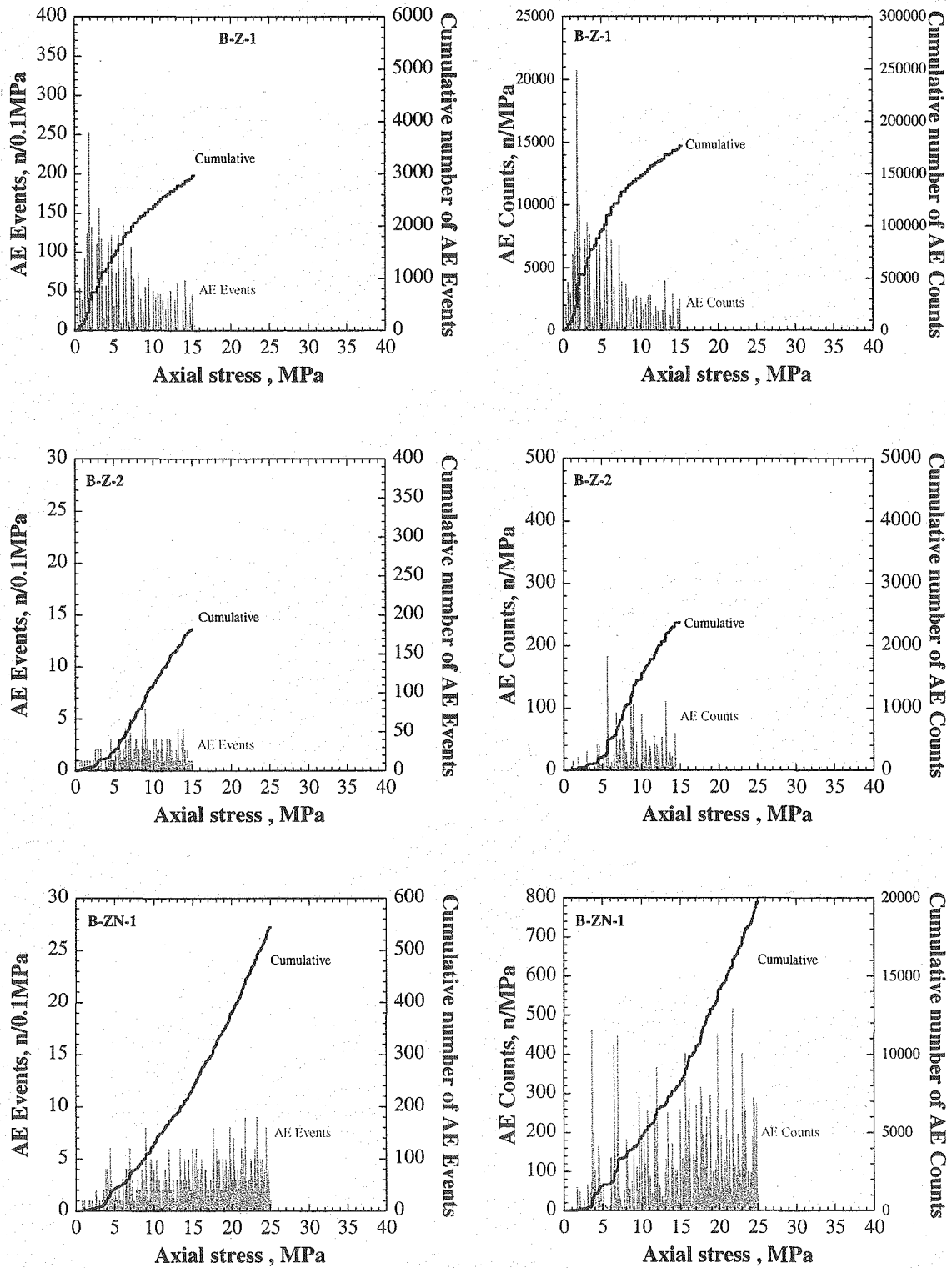


図 5.6 軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係 (その 5)

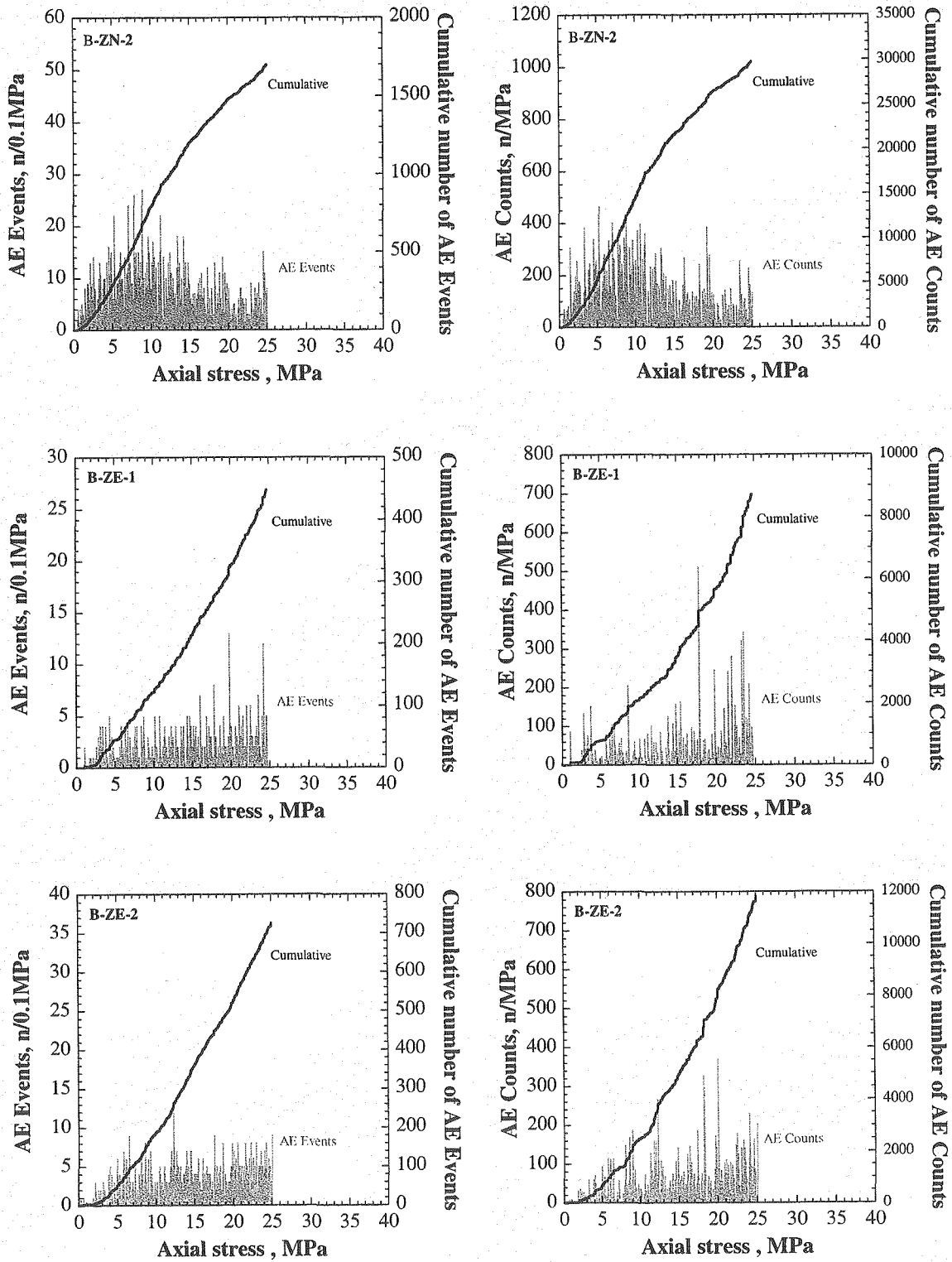


図 5.6 軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係 (その 6)

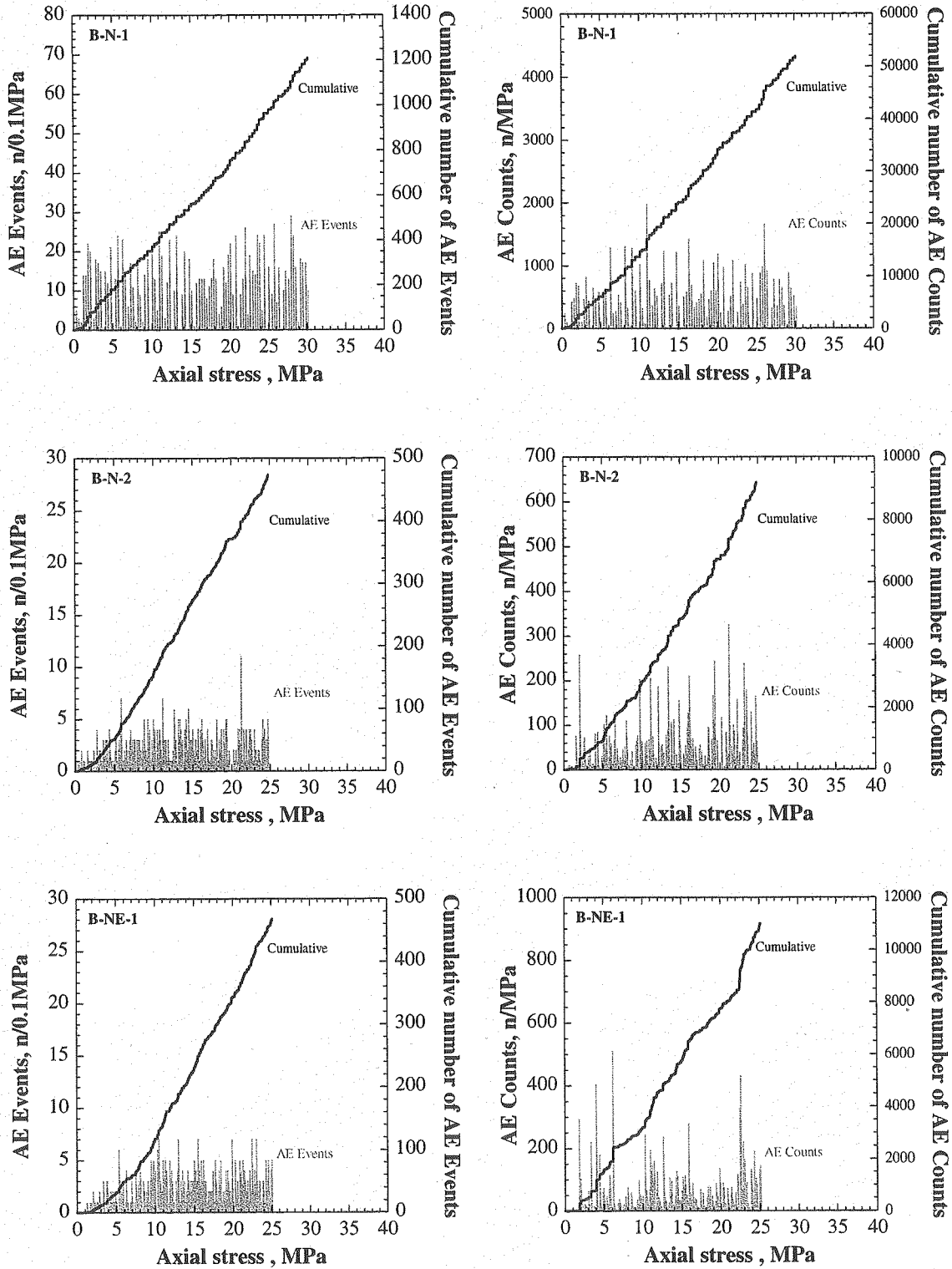


図 5.6 軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係 (その 7)

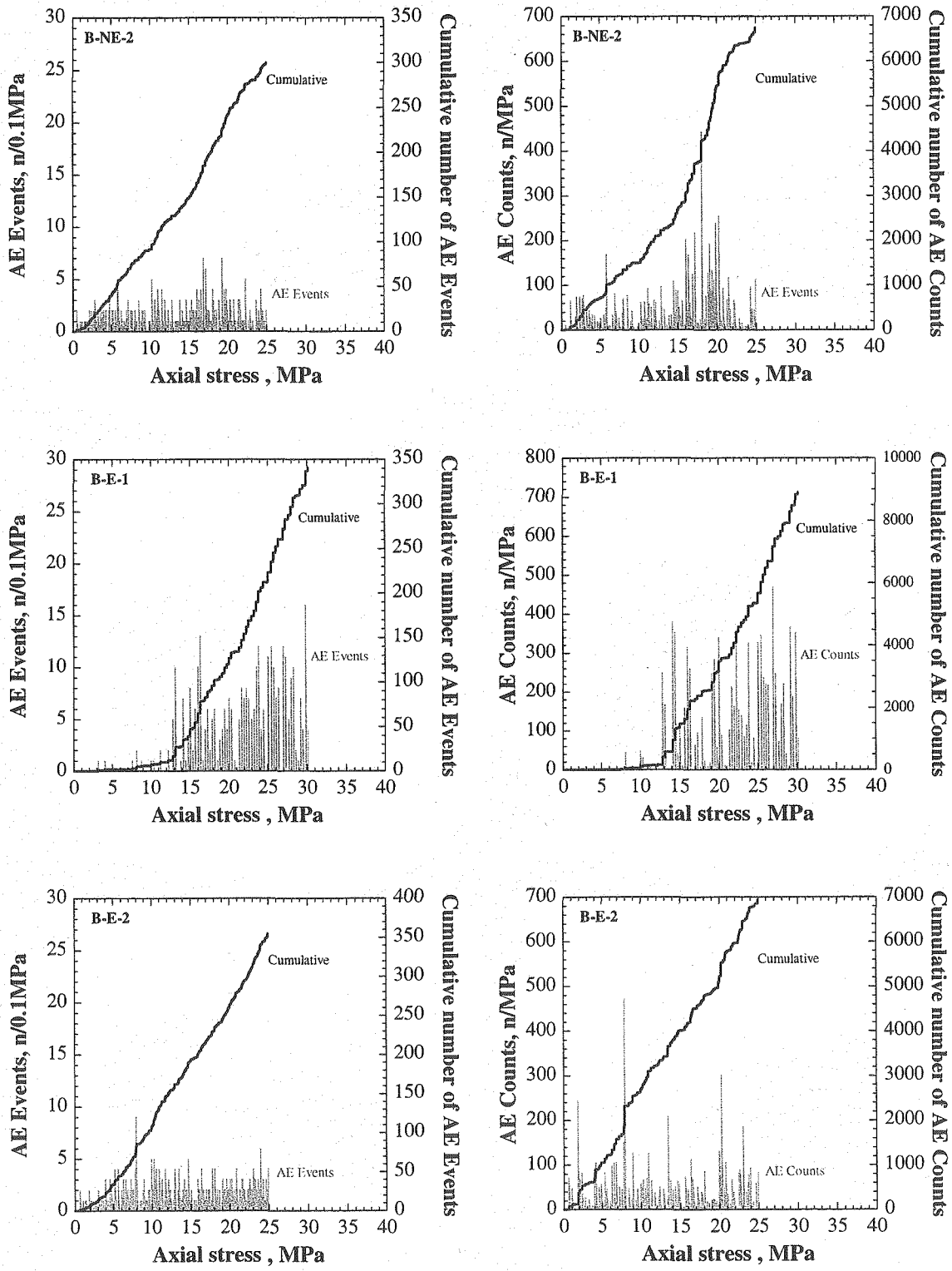


図 5.6 軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係 (その 8)

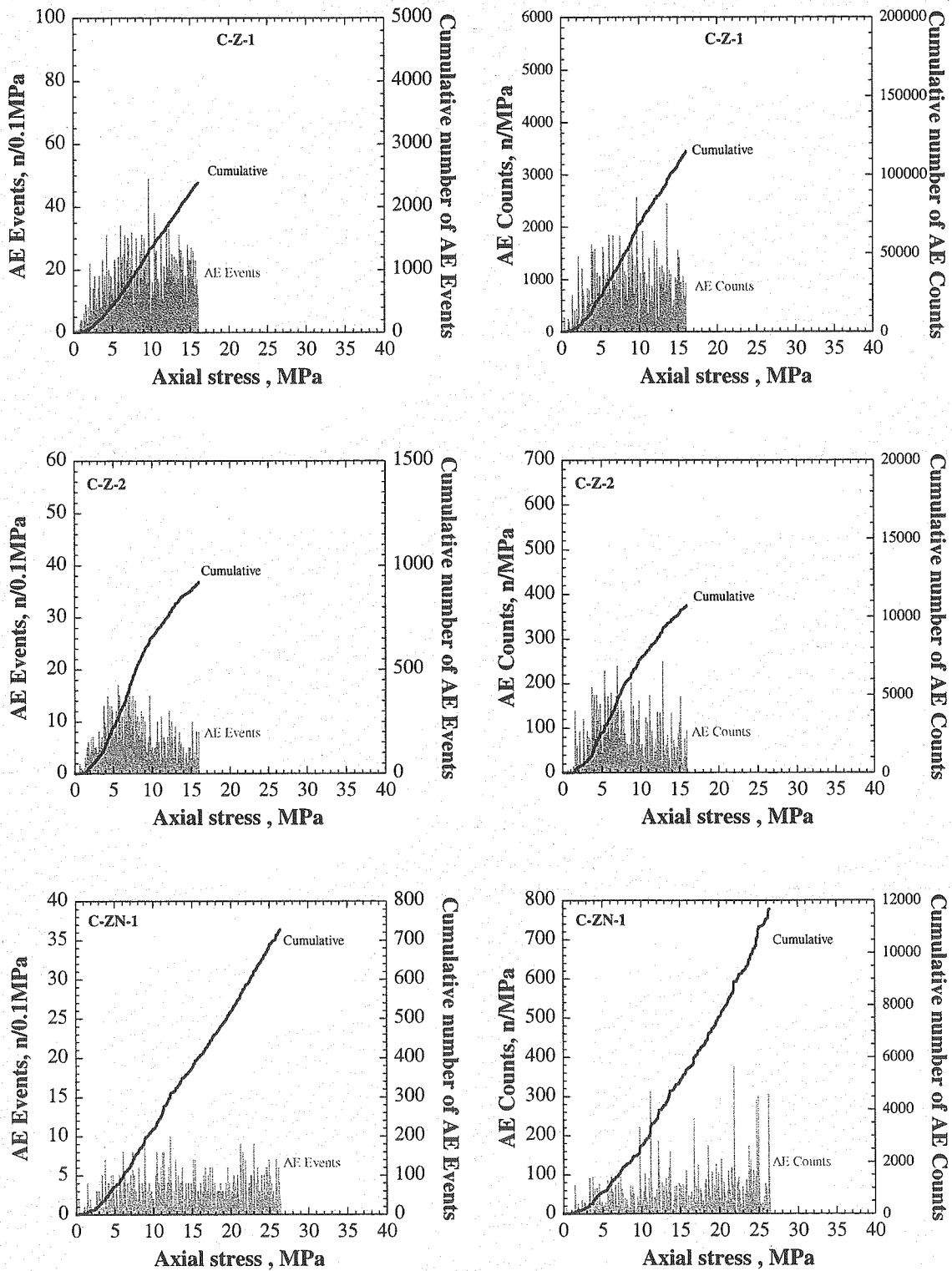


図 5.6 軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係 (その 9)

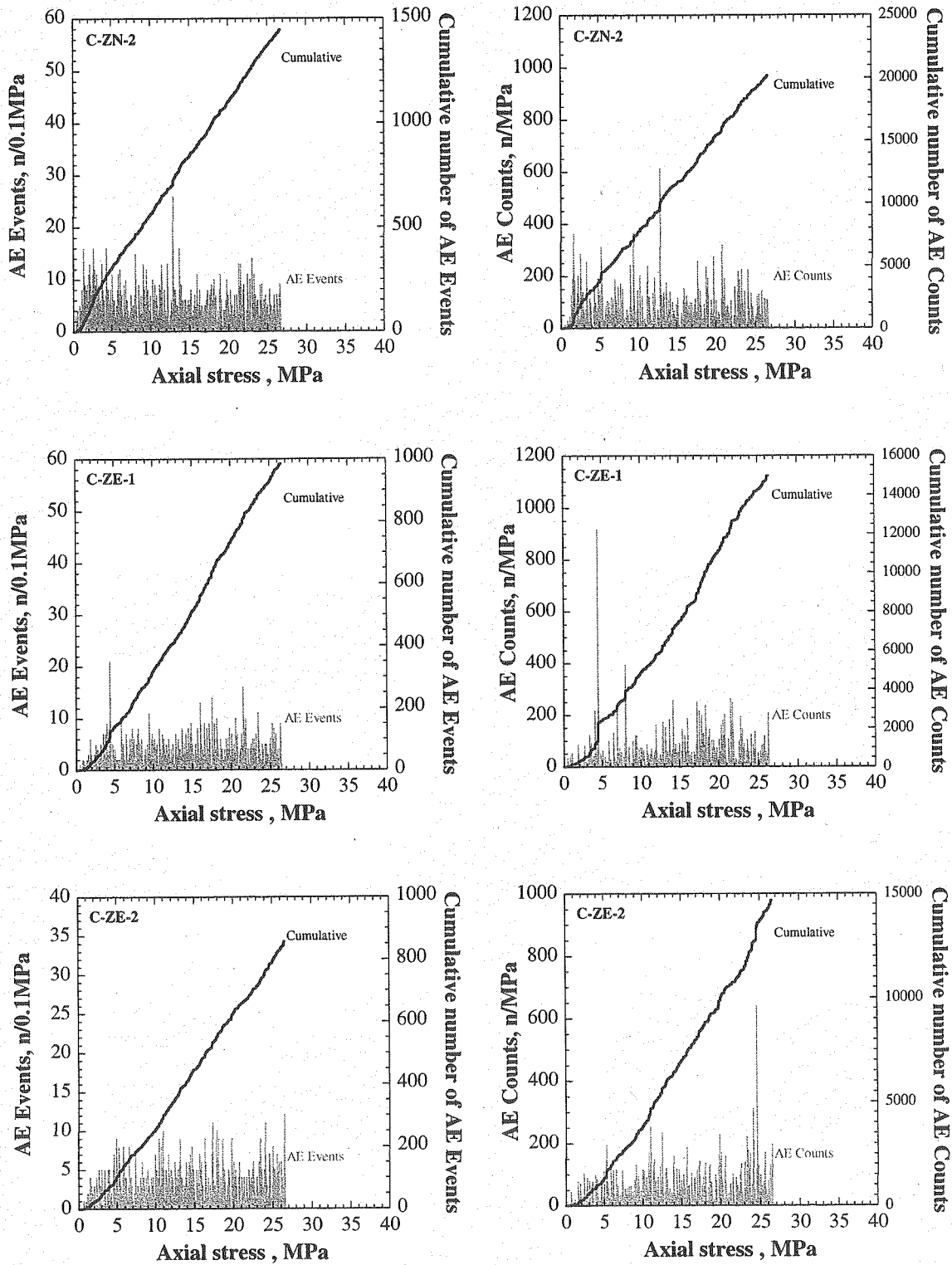


図 5.6 軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係 (その 10)

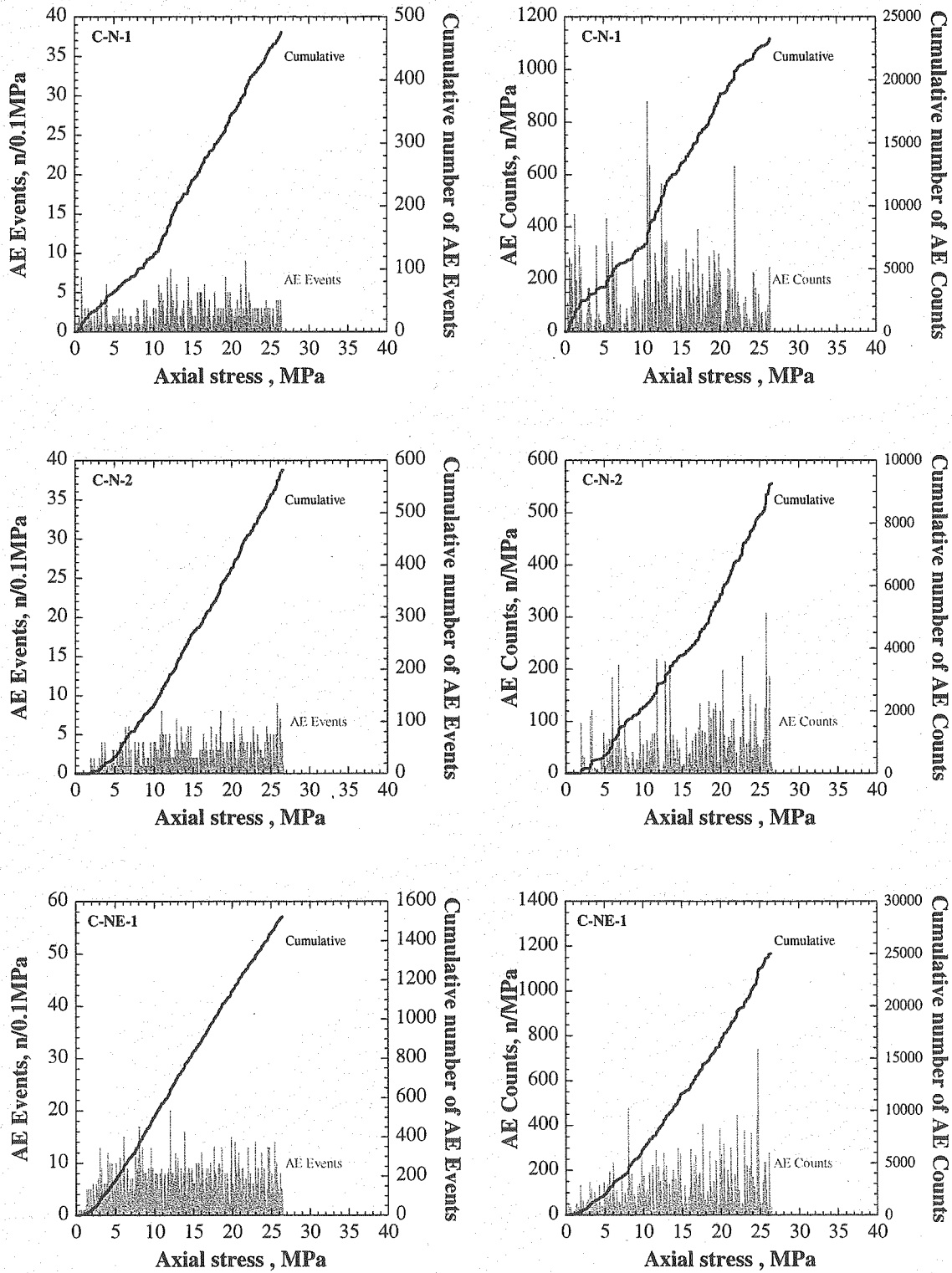


図 5.6 軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係 (その 11)

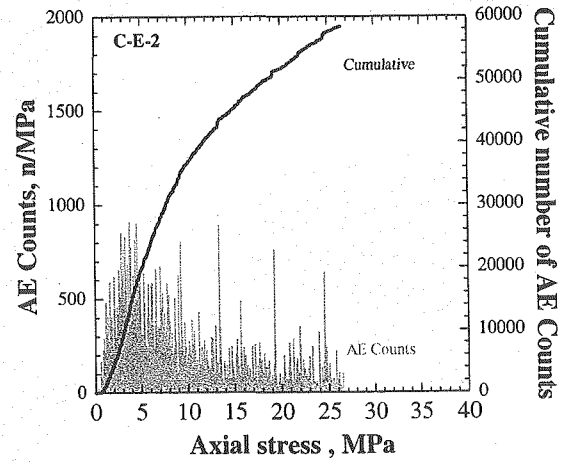
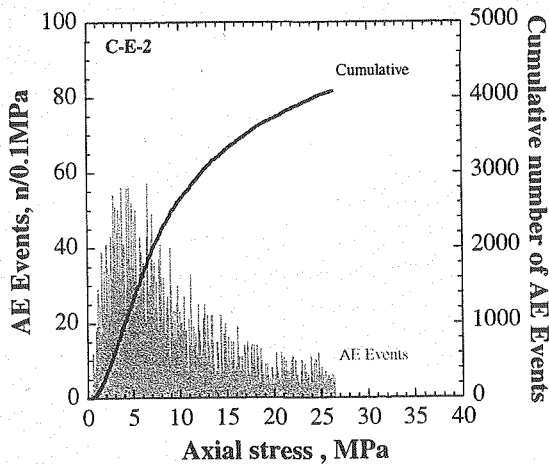
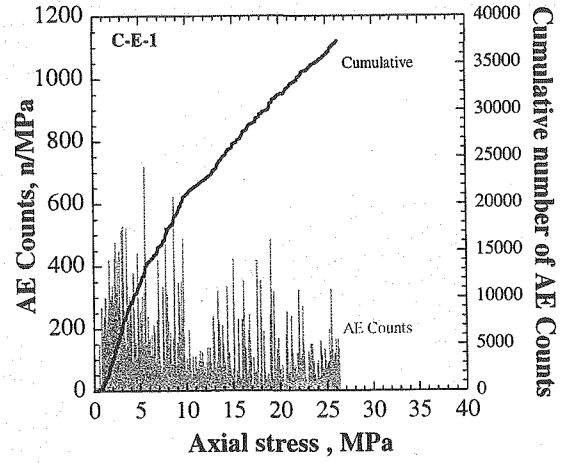
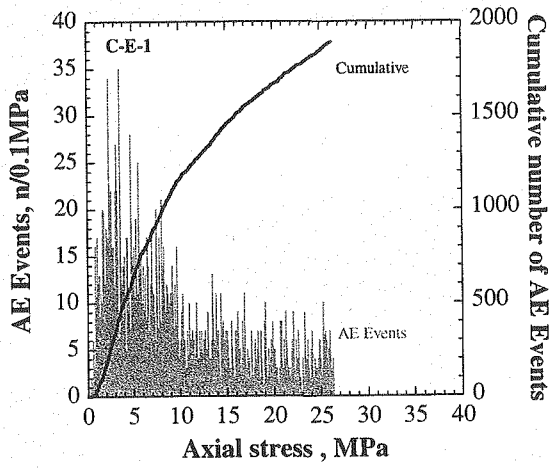
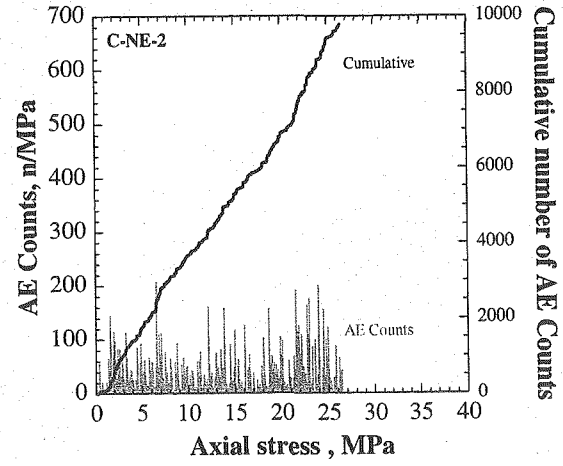
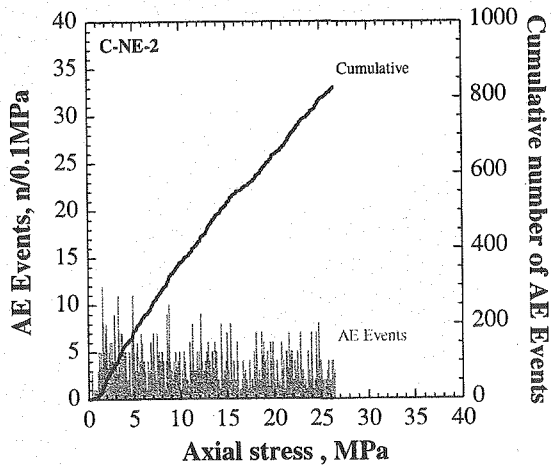


図 5.6 軸応力と AE イベント累積数および AE カウント累積数の関係 (その 12)

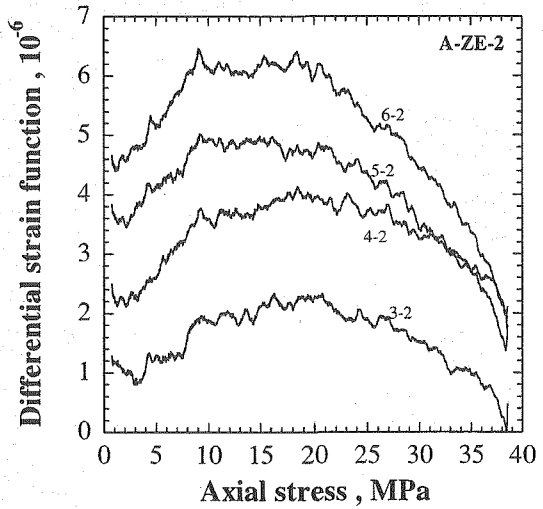
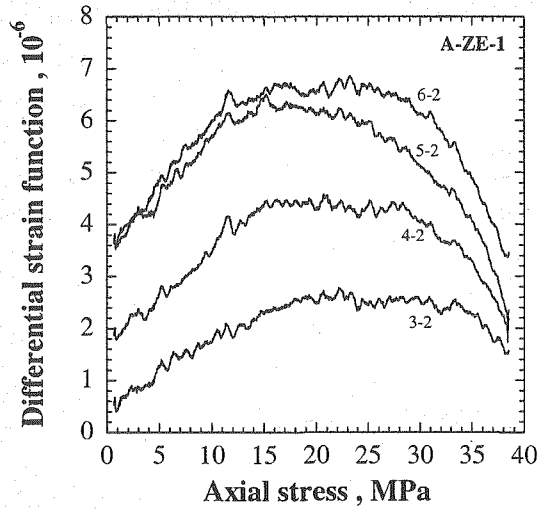
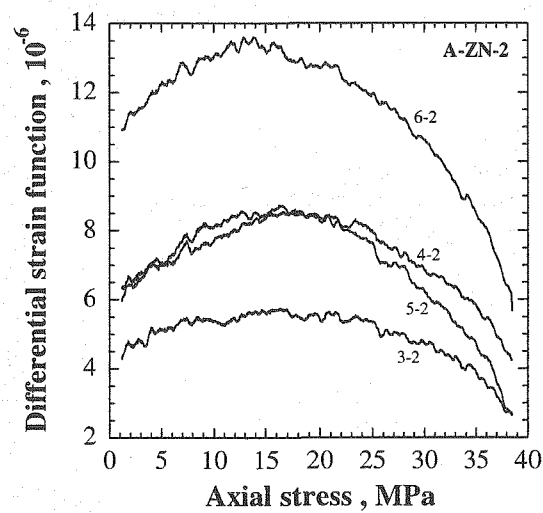
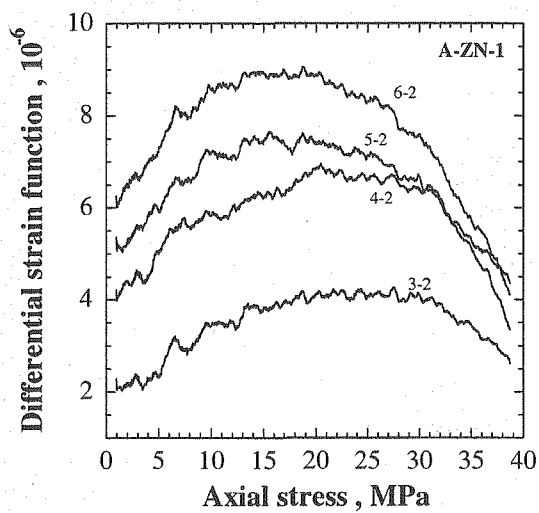
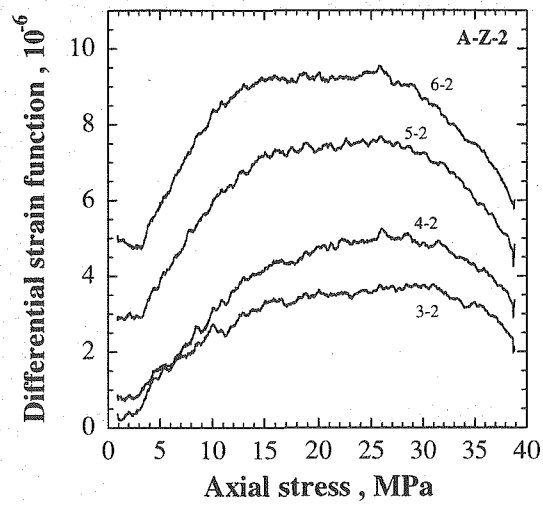
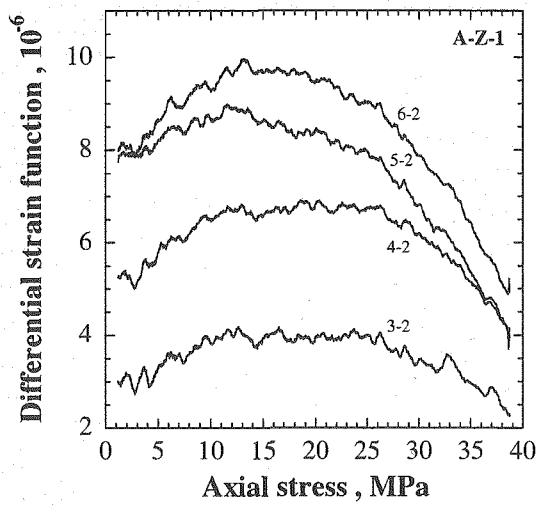


図 5.7 ひずみ差関数 (その 1)

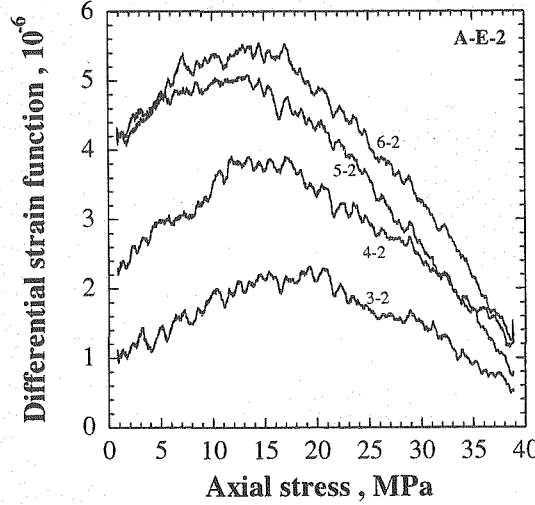
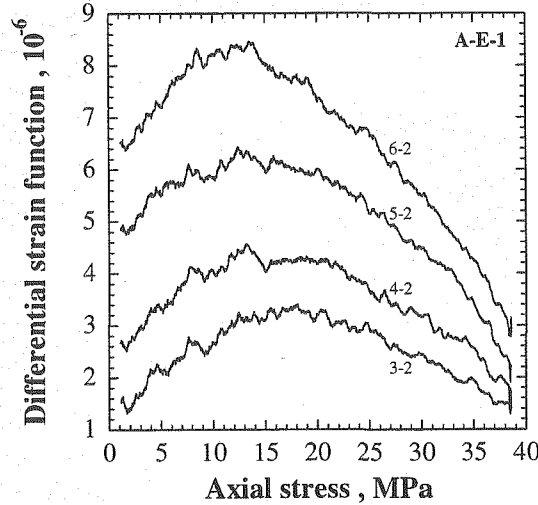
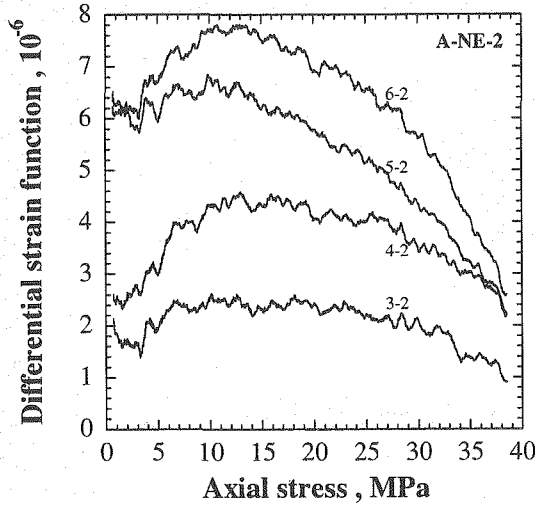
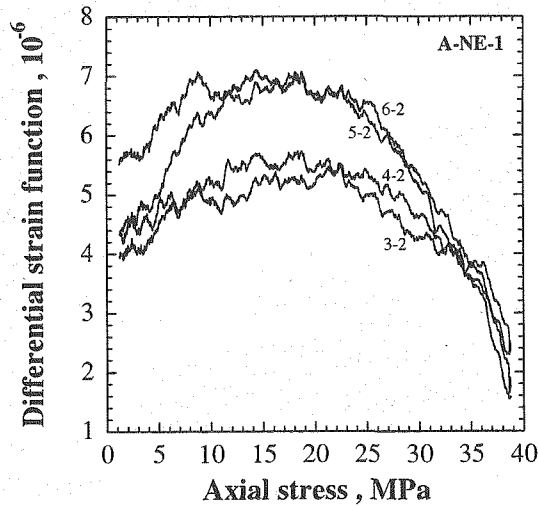
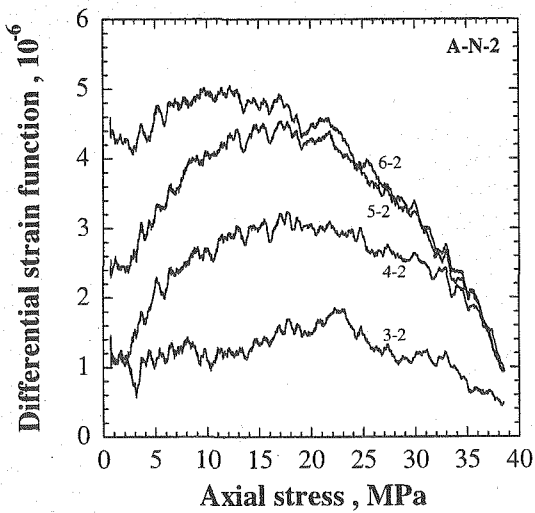
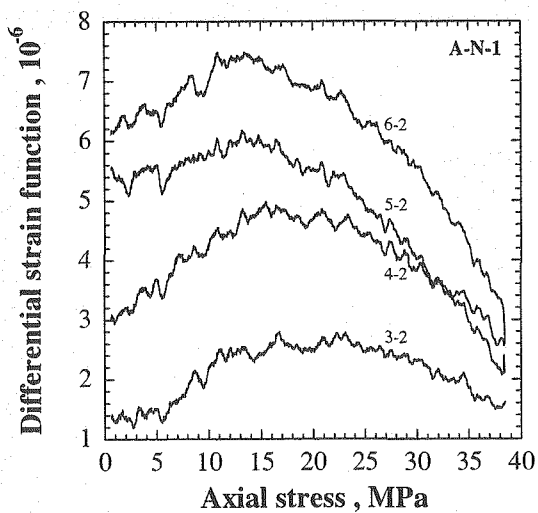


図 5.7 ひずみ差関数 (その2)

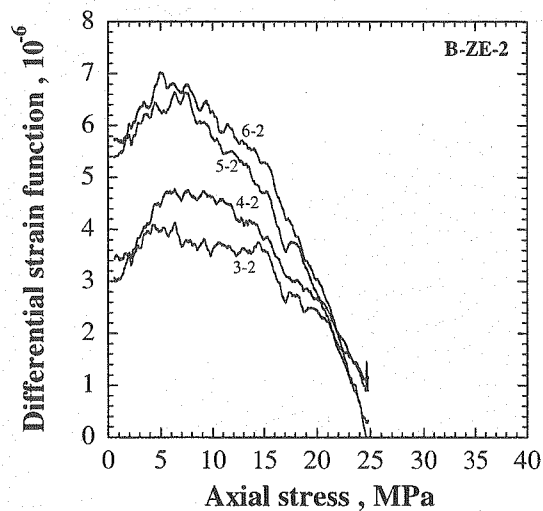
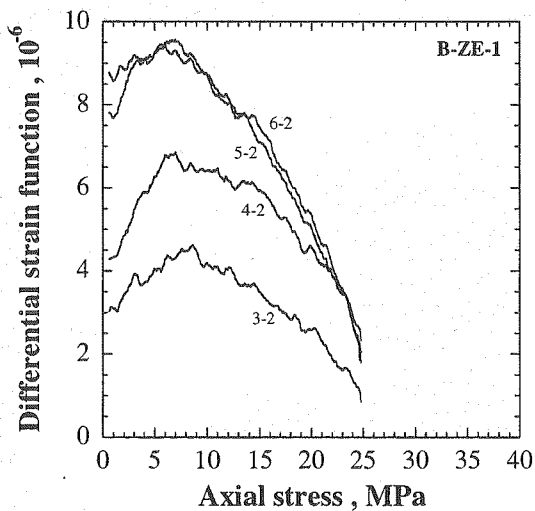
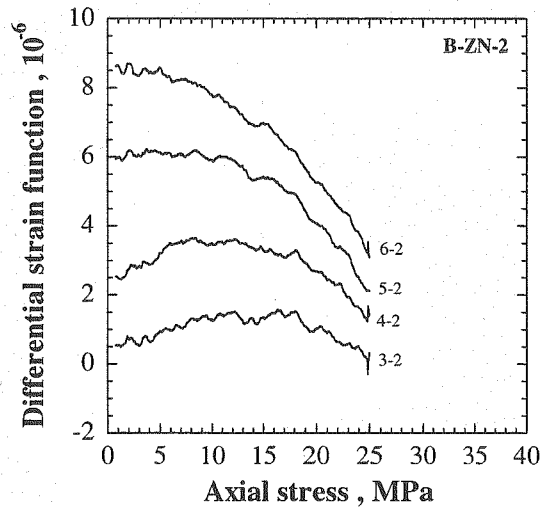
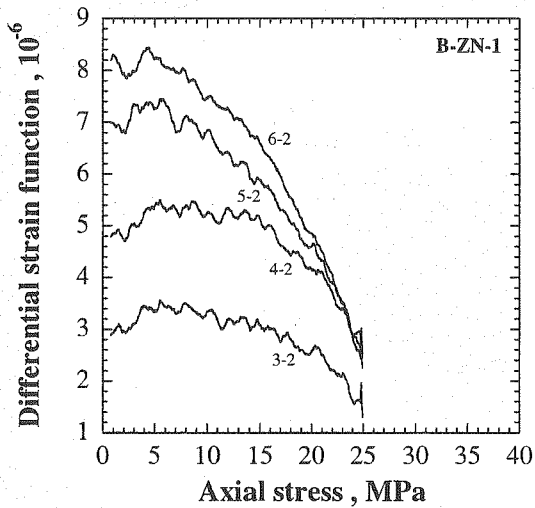
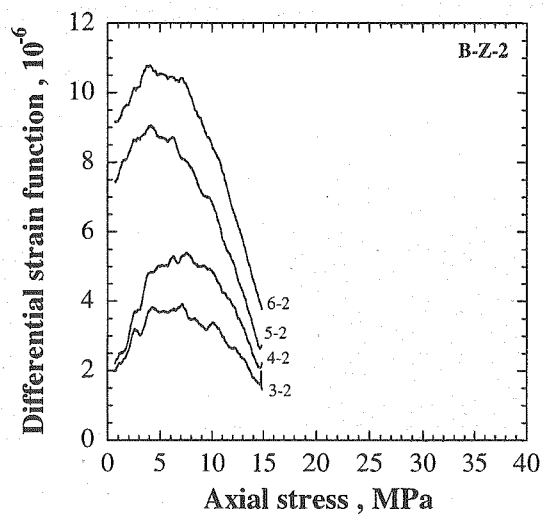
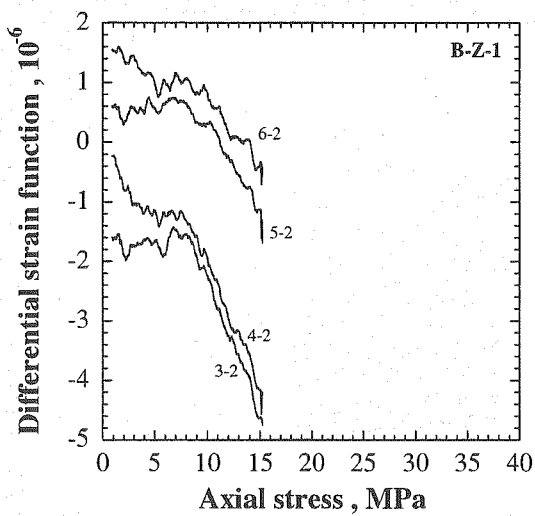


図 5.7 ひずみ差関数 (その 3)

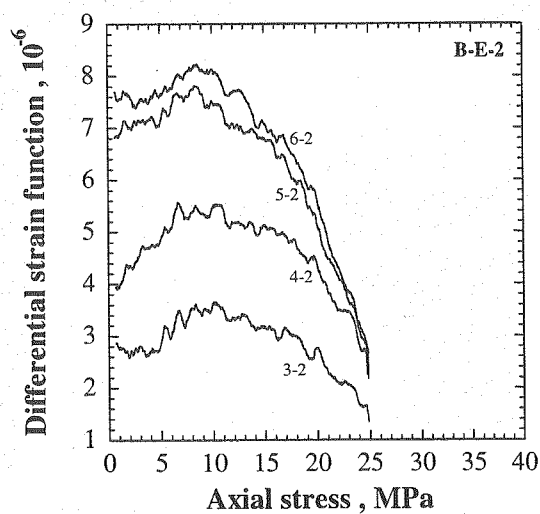
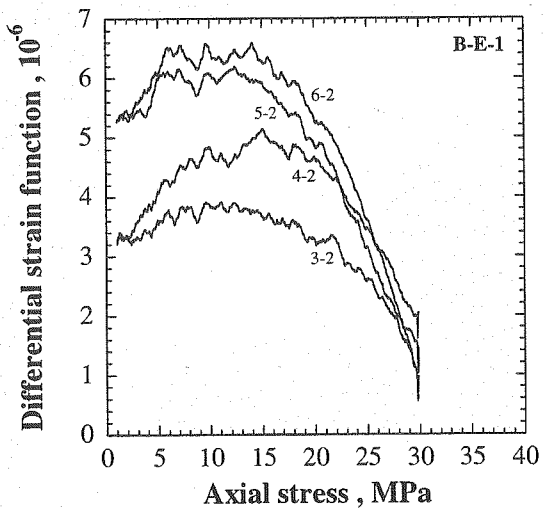
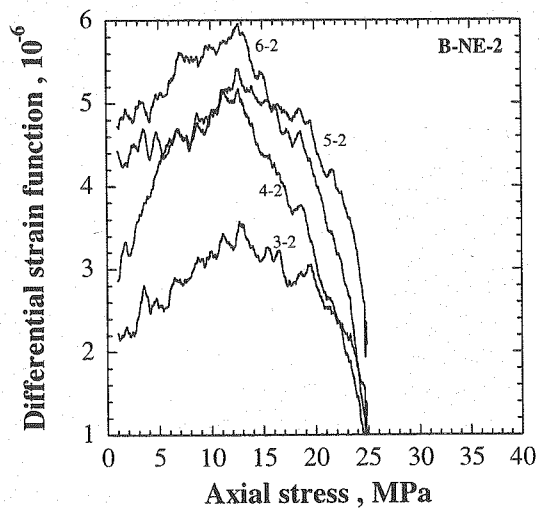
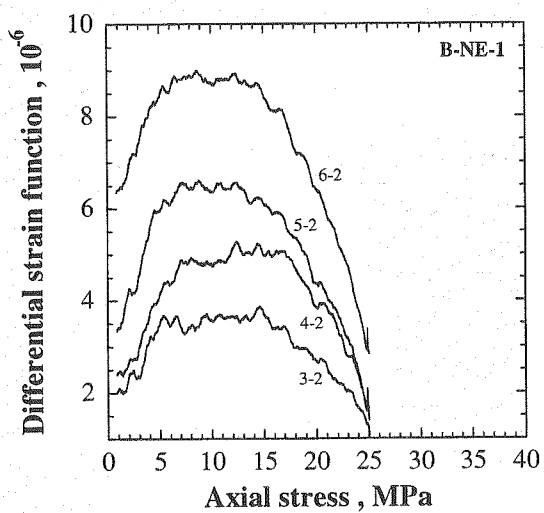
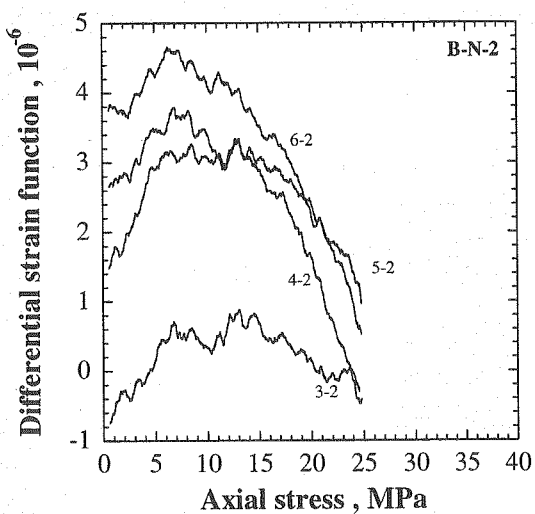
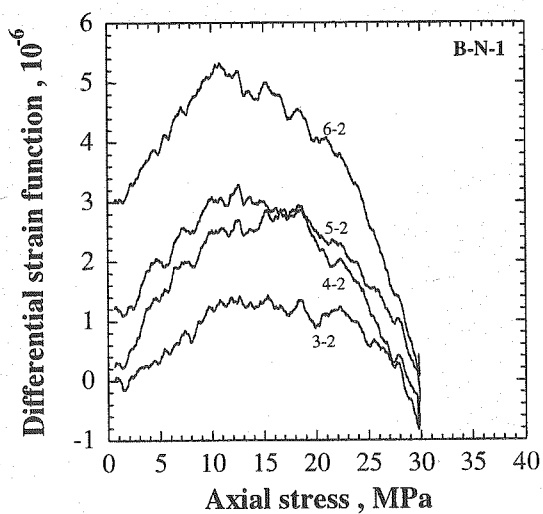


図 5.7 ひずみ差関数 (その 4)

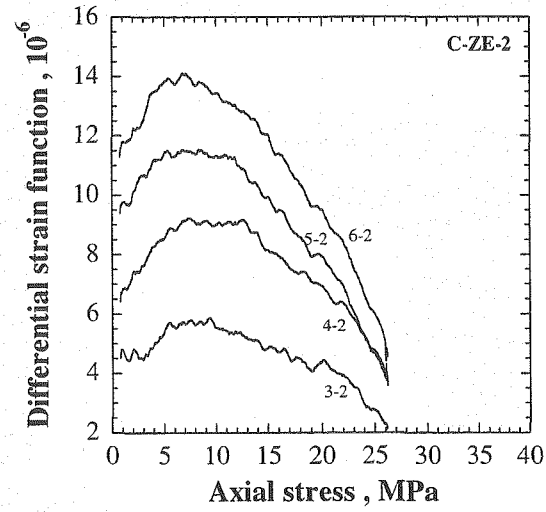
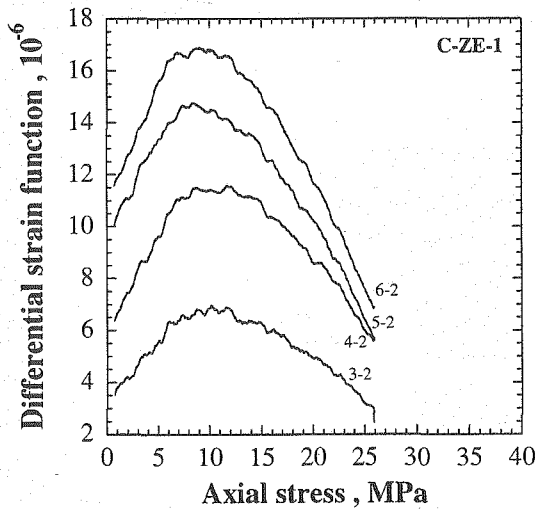
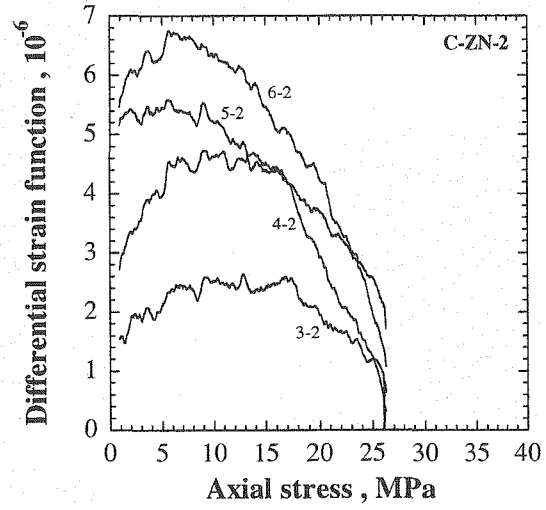
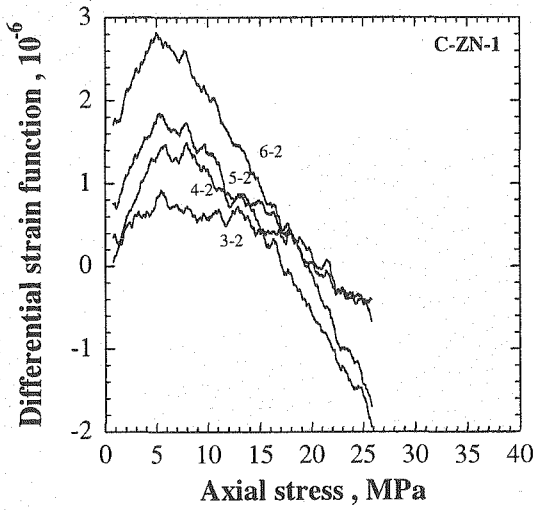
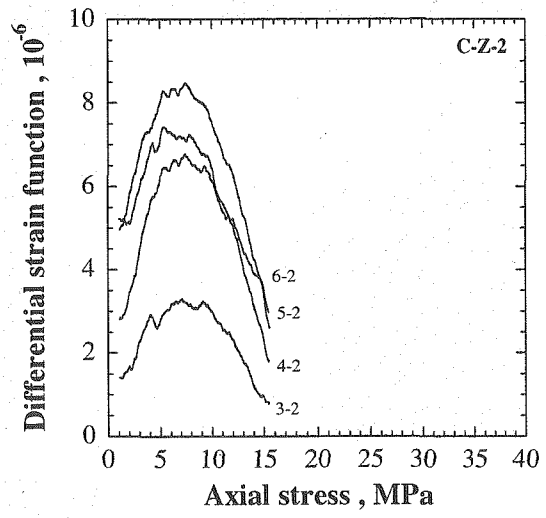
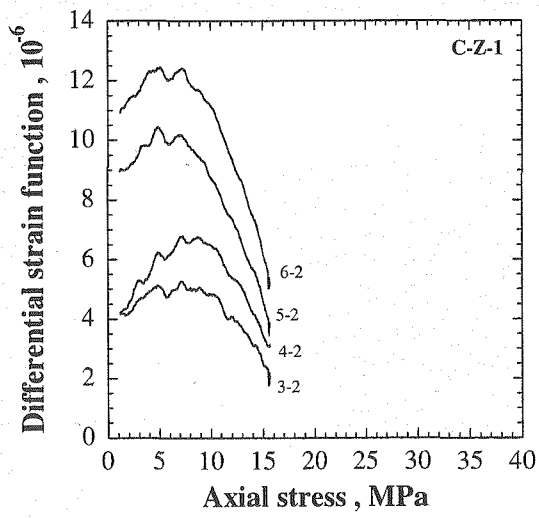


図 5.7 ひずみ差関数 (その 5)

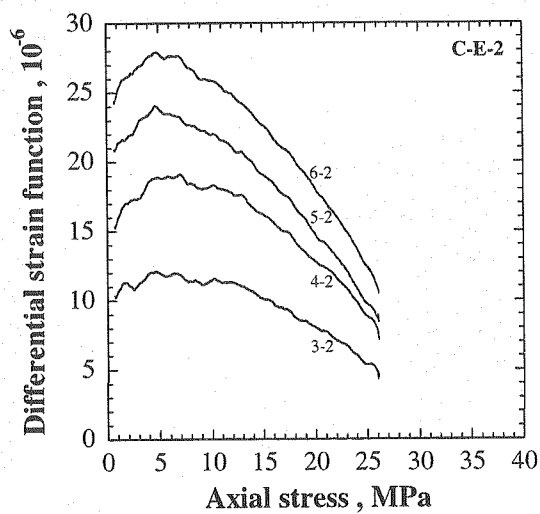
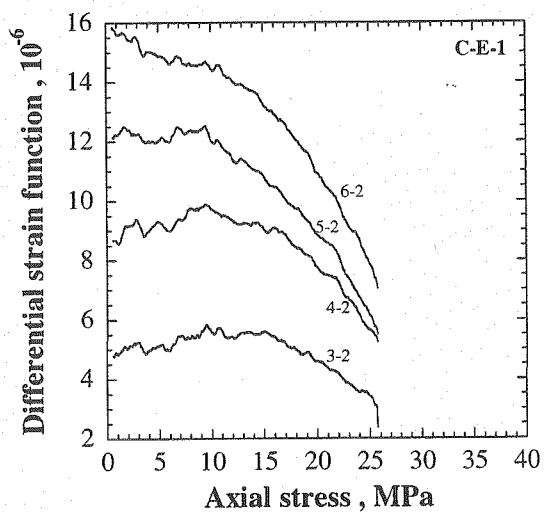
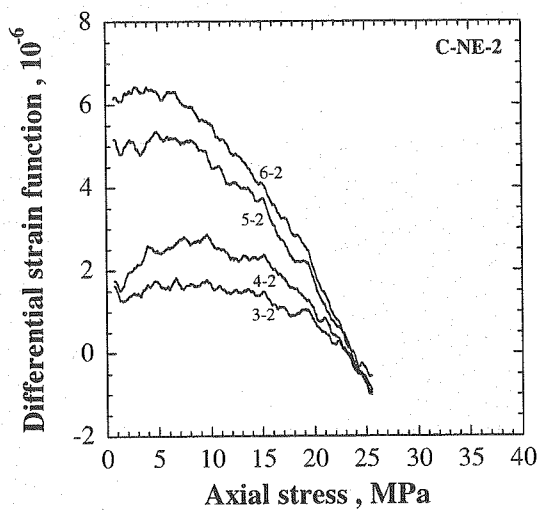
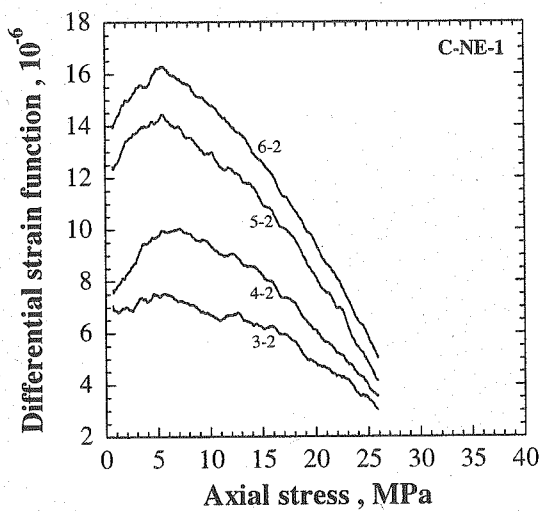
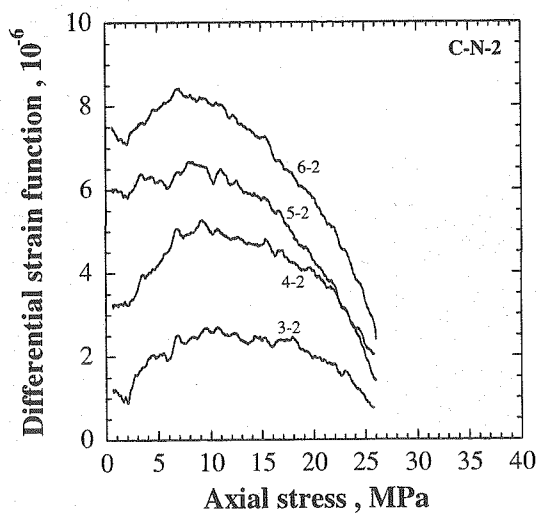
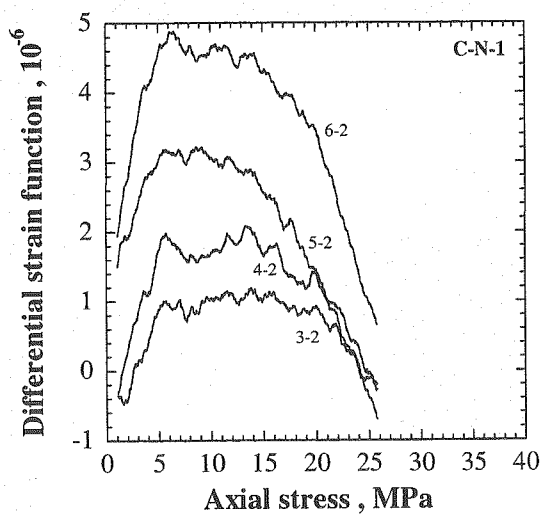


図 5.7 ひずみ差関数 (その6)

表 5.2 AE/DRA 法から評価された試験片長軸方向の直応力成分

試験名	AE 法から評価された 直応力成分(MPa)			DRA 法から評価された 直応力成分(MPa)					AE と DRA の不一致性 (%)
	Events	Counts	平均値	3-2	4-2	5-2	6-2	平均値	
A-Z-1	×	×	×	13.0	11.5	13.0	11.5	12.3	-
A-Z-2	23.3	20.1	21.7	15.1	15.9	15.1	14.6	15.2	30.1
A-ZN-1	18.1	27.4	22.8	9.4	7.5	9.6	10.8	9.3	59.0
A-ZN-2	23.4	23.4	23.4	8.5	16.6	12.7	12.8	12.7	45.9
A-ZE-1	13.7	17.1	15.4	14.8	15.2	15.2	11.5	14.2	8.0
A-ZE-2	9.1	11.9	10.5	9.3	9.3	9.2	9.0	9.2	12.4
A-N-1	25.9	28.3	27.1	11.3	13.2	10.8	10.8	11.5	57.5
A-N-2	×	×	×	8.5	9.0	9.0	7.9	8.6	-
A-NE-1	26.9	22.1	24.5	9.0	9.9	8.7	8.7	9.1	63.0
A-NE-2	15.3	15.9	15.6	6.8	9.9	9.9	10.1	9.2	41.2
A-E-1	21.1	21.1	21.1	8.0	7.9	7.7	8.5	8.0	62.0
A-E-2	33.7	33.7	33.7	12.5	11.8	5.9	7.2	9.4	72.3
B-Z-1	×	×	×	8.0	7.5	7.0	5.4	7.0	-
B-Z-2	5.3	5.6	5.5	4.4	4.1	4.2	3.9	4.2	23.9
B-ZN-1	6.9	8.0	7.5	5.5	5.5	5.6	4.4	5.3	29.5
B-ZN-2	×	×	×	12.1	8.5	8.5	7.5	9.2	-
B-ZE-1	16.0	13.9	15.0	8.7	6.6	5.8	7.0	7.0	53.0
B-ZE-2	10.4	8.0	9.2	4.4	6.3	4.5	5.1	5.1	44.8
B-N-1	16.0	10.9	13.5	10.4	12.5	11.8	10.6	11.3	15.8
B-N-2	12.5	9.1	10.8	6.8	6.3	6.9	6.3	6.6	39.1
B-NE-1	9.3	10.1	9.7	5.4	7.0	7.0	6.5	6.5	33.2
B-NE-2	16.0	14.4	15.2	12.8	7.0	12.7	7.4	10.0	34.4
B-E-1	12.9	12.9	12.9	8.2	9.7	7.0	5.9	7.7	40.3
B-E-2	9.9	7.9	8.9	8.2	6.8	8.5	8.6	8.0	9.8
C-Z-1	2.6	3.9	3.3	4.8	7.2	4.9	4.9	5.5	40.4
C-Z-2	3.3	3.7	3.5	4.6	5.4	5.2	5.2	5.1	31.4
C-ZN-1	3.4	5.6	4.5	5.5	5.9	5.2	5.1	5.4	17.1
C-ZN-2	×	×	×	7.7	5.8	5.9	5.6	6.3	-
C-ZE-1	5.9	6.9	6.4	6.0	7.2	7.3	6.9	6.9	6.6
C-ZE-2	9.9	10.7	10.3	5.5	6.8	5.4	5.5	5.8	43.7
C-N-1	10.6	10.6	10.6	5.5	5.5	5.5	6.0	5.6	46.9
C-N-2	10.7	9.6	10.2	6.9	8.3	7.7	6.9	7.5	26.6
C-NE-1	7.6	8.0	7.8	5.5	5.4	5.5	5.2	5.4	30.8
C-NE-2	17.9	18.7	18.3	9.6	9.7	8.2	6.8	8.6	53.1
C-E-1	×	12.9	12.9	9.7	9.4	9.4	10.7	9.8	24.0
C-E-2	×	×	×	4.5	4.5	4.6	4.8	4.6	-

表 5.3 AE 法から求められた初期応力状態

主応力(MPa)	試験片 A(298mabh)	試験片 B(455mabh)	試験片 C(494mabh)
σ_1 (方位/傾斜)	38.7±4.4 (151° /61°)	13.0±2.3 (21° /67°)	13.6±3.0 (207° /85°)
σ_2 (方位/傾斜)	26.8±4.6 (261° /59°)	12.4±2.2 (283° /73°)	10.5±2.9 (299° /73°)
σ_3 (方位/傾斜)	10.7±4.6 (28° /45°)	3.2±2.5 (159° /30°)	2.6±2.5 (101° /18°)

表 5.4 DRA 法から求められた初期応力状態

主応力(MPa)	試験片 A(298mabh)	試験片 B(455mabh)	試験片 C(494mabh)
σ_1 (方位/傾斜)	14.0±1.1 (293° /14°)	9.0±1.1 (98° /89°)	7.2±1.0 (10° /87°)
σ_2 (方位/傾斜)	9.9±1.1 (95° /76°)	8.0±1.2 (189° /74°)	6.5±1.0 (280° /86°)
σ_3 (方位/傾斜)	8.6±1.1 (186° /86°)	5.4±1.2 (4° /16°)	5.3±0.9 (131° /5°)

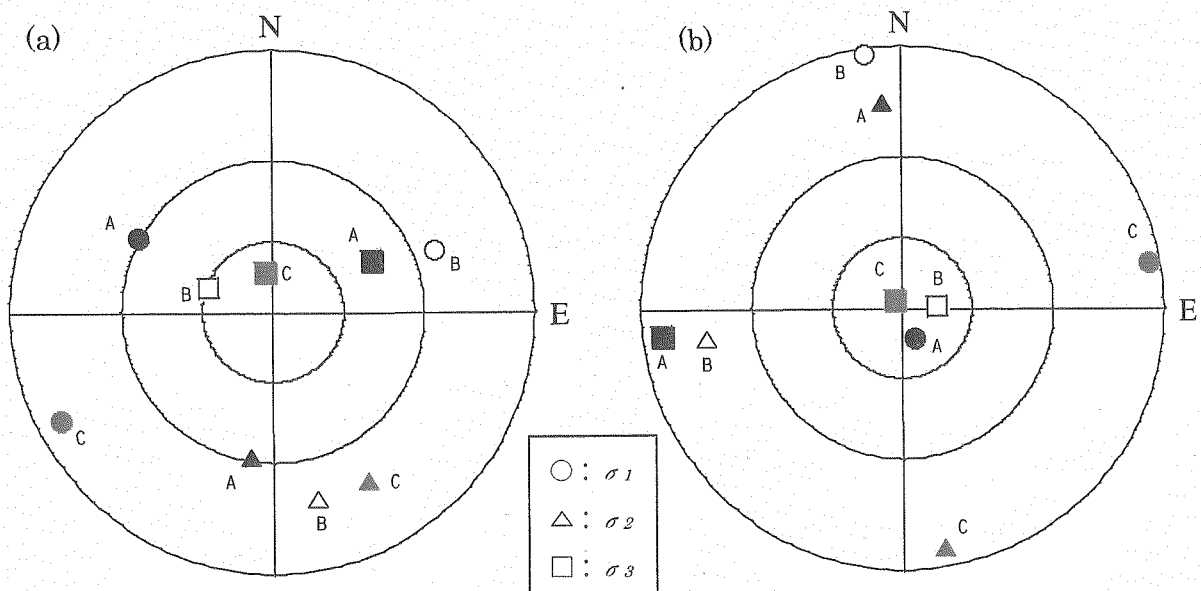


図 5.8 (a)AE 法と(b)DRA 法から求めた主応力の方向 (上半球ウルフ投影)

図中のアルファベットは試験片名に対応している。

5. 6 まとめ

MIZ-1 号孔の 291mabh, 455mabh および 494mabh から採取した岩芯を用いて AE/DRA 法による初期応力評価試験を実施した。AE 法では, AE カウントの累積曲線が上に凸になる場合や, ほぼ線形に増加するが多かったため, AE の急増点を判読することは容易でなかった。また, DRA 法では全般的にひずみ差関数の非線形性が強いために, 屈曲点応力を決定することは容易でなかった。AE 法と DRA 法から評価された初期応力の大きさの深度に対する変化傾向は, 正馬様用地内で実施された水圧破碎試験による初期応力の測定結果と一致しなかった。さらに, AE 法と DRA 法から求められた主応力の方向はばらつきが大きく, 系統的な分布傾向を見出すことはできなかった。

参考文献

- (1) (社)土木学会：初期地圧測定法の現状と課題，92-93，(1992).
- (2) Holcomb, D.J. : Observations of the Kaiser effect under multiaxial stress states: implications for its use in determining is-situ stress. *Geophys. Res. Lett.*, 20, 2119-22, (1993).
- (3) 小島 隆，松木浩二：低応力レベルにおける岩石のカイザー効果に関する研究，資源と素材，Vol.110，435-440，(1994).
- (4) 山本清彦：岩石試料による北上山地地域とその周辺の地殻応力の推定，平成 7，8 年度科学研究費補助金（基礎研究(C)(2)）研究成果報告書，(1997).
- (5) 小島 隆，西山琢雄，松木浩二：DRA による三次元地圧計測法に関する基礎的研究，資源と素材，Vol.110，143-148，(1994).
- (6) 加藤春實，佐藤稔紀，前田信行，松井裕哉：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).
- (7) 瀬戸政宏, Villaescusa, E., 歌川学，勝山邦久：AE 法と DRA によるコアからの原位置地圧計測，資源と素材，Vol.224，p.845-855，(1998).
- (8) 島田英樹，後藤史樹，瀬戸政宏，松井紀久男：DRA 法による地圧測定の実用性に関する基礎的研究，資源と素材，Vol.117， p.202-214，(2001).

6. ASR 法

6. 1 ASR 法の基本原理

地下で応力を受けていた岩石は、ボーリングによってその応力を解放されると瞬間的なひずみを生じた後、時間依存的なひずみ、すなわち非弾性ひずみの回復を生じる。この非弾性ひずみ回復量は、受けていた応力が大きいほど大きく、回復時間は、岩種によっては2、3日にも及ぶ。この非弾性ひずみ回復量とそれまで受けていた応力関係に注目して、地圧に関する情報を得ようというのがASR法の基本的な考えである。図6.1にその基本的な計測原理を示す。まず、現場で採取した岩芯について数方向のひずみ回復量を測定する。次に、ひずみ回復挙動を定量的に評価するために、岩石を等方粘弾性体と仮定して非弾性ひずみ回復コンプライアンスをモデル化する。非弾性ひずみ回復コンプライアンスとは、それまで受けていた応力を瞬間的に解放したときの、単位応力当たり回復する非弾性ひずみの時間変化である。最後に、測定した非弾性ひずみ回復量と非弾性ひずみ回復コンプライアンスから地圧に関する情報を得ることができる。

従来、Warapinski¹⁾や、Blanton²⁾が実際に現場にASR法を適用して地圧を求めている。しかし、いずれの方法もひずみの測定方向は岩芯軸方向とその軸に垂直な面内の独立な3方向、合計4方向であったために、いくつかの地圧に関する情報を仮定しなければならなかった。そして、得られる情報は水平方向の地圧のみであった。

そこで、松木らは、当該岩芯から得られる情報のみを用いて三次元的な応力を決定する、いわば一般的な三次元地圧計測法としてのASR法を提案した³⁾⁴⁾。以下では、その理論と基本的な計測方法について述べる。

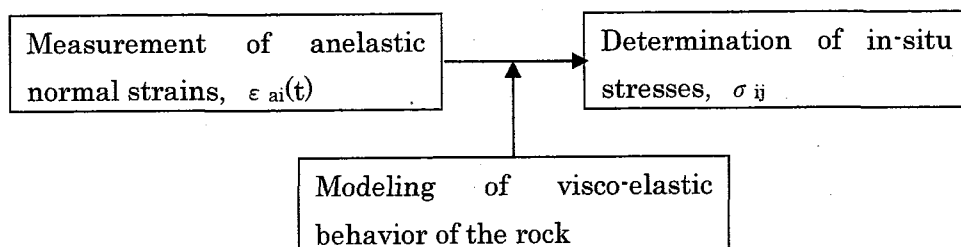


図 6.1 ASR 法による地圧計測の基本原理

6. 2 等方粘弾性体における非弾性ひずみ回復特性

本節では、ASR 法による地圧計測の理論的基礎を確立するために、三次元地圧状態にある等方粘弾性体の応力がステップ状に解放された場合の任意の方向の非弾性垂直ひずみについて考察する。

まず、線形粘弾性体としての岩石のラプラス変換後の構成則が、せん断変形と体積変形という 2 つの変形モードで表され、偏差応力 S_{ij} —偏差ひずみ e_{ij} 関係および平均垂直応力 σ_m —平均垂直ひずみ e_m 関係について次の式で与えられると仮定する⁵⁾。

$$\begin{aligned} P_s(s)\overline{S_{ij}} &= Q_s(s)\overline{e_{ij}}, \dots\dots\dots(6.1) \\ P_v(s)\overline{\sigma_m} &= Q_v(s)\overline{e_m} \end{aligned}$$

ただし、 P, Q は s の関数であり、線形粘弾性体の場合は s の多項式である。また、下付きの添え字 s, v は、それぞれ、せん断変形および体積変形に関するものであることを表し、 $\overline{S_{ij}}$ などは S_{ij} をラプラス変換したものである。(6.1) 式は、等方粘弾性体の三次元的な構成則を与える。このような線形粘弾性体の応力がステップ状に解放された場合の単位応力当たりのひずみの時間変化(ひずみ回復コンプライアンス)は、(6.1) 式より、せん断変形 J_s および体積変形 J_v について、それぞれ次式で表される。

$$\begin{aligned} \overline{e_{ij}}/\overline{S_{ij}} &= \overline{J_s(s)} = P_s(s)/(Q_s(s)s), \dots\dots\dots(6.2) \\ \overline{e_m}/\overline{\sigma_m} &= \overline{J_v(s)} = P_v(s)/(Q_v(s)s) \end{aligned}$$

ただし、 S_{ij}, σ_m は解放以前に加わっていた応力である。

次に、(6.2) 式は瞬間的に解放される弾性ひずみも含んでいるので、全ひずみ回復コンプライアンスから弾性ひずみを除いたそれぞれのモードの非弾性ひずみ回復コンプライアンスを J_{as} および J_{av} で表す。すなわち、時間を t で表すと、

$$J_{as}(t) = J_s(t) - J_s(0), \quad J_{av}(t) = J_v(t) - J_v(0) \dots\dots\dots(6.3)$$

いま、三次元地圧を受けているある点 O の方向余弦が (l, m, n) である方向の垂直ひずみ ϵ (図 6.2 参照) は、等方弾性体の場合、ひずみの変換式ならびに間隙水圧を考慮した Hooke の法則から次式で表される⁶⁾。

$$\begin{aligned} \epsilon &= (1/E) (l^2 \sigma_x + m^2 \sigma_y + n^2 \sigma_z + 2lm \tau_{xy} + 2mn \tau_{yz} + 2nl \tau_{zx}) \\ &\quad - (\nu/E) \{ (m^2 + n^2) \sigma_x + (n^2 + l^2) \sigma_y + (l^2 + m^2) \sigma_z - 2lm \tau_{xy} - 2mn \tau_{yz} - 2nl \tau_{zx} \} \\ &\quad - (1/3)(1/K - 1/K_s) p_0 - \alpha \Delta T \dots\dots\dots(6.4) \end{aligned}$$

ただし、ここでは圧縮を正としており、 E はヤング率、 ν はポアソン比、 K は見かけの体積弾性率、 K_s は岩石実質部の体積弾性率、 α は線膨張係数であり、 $p_0, \Delta T$ はそれぞれ、間隙水圧と温度変化である。線形粘弾性体の場合のひずみは、上式をラプラス変換後、次の対応原理⁵⁾を用いて、

$$3K \rightarrow Q_v/P_v, \quad E \rightarrow 3Q_s Q_v / (2P_s Q_v + Q_s P_v), \quad \nu \rightarrow (P_s Q_v - Q_s P_v) / (2P_s Q_v + Q_s P_v)$$

なる置き換えをおこなうことにより、次のように求められる。

$$\begin{aligned} \overline{\varepsilon}(s) = & (2P_s/3Q_s + P_v/3Q_v)(l^2\overline{\sigma}_x + m^2\overline{\sigma}_y + n^2\overline{\sigma}_z + 2lm\overline{\tau}_{xy} + 2mn\overline{\tau}_{yz} + 2nl\overline{\tau}_{zx}) \\ & - (P_s/3Q_s - P_v/3Q_v)\{(m^2 + n^2)\overline{\sigma}_x + (n^2 + l^2)\overline{\sigma}_y + (l^2 + m^2)\overline{\sigma}_z - 2lm\overline{\tau}_{xy} \\ & - 2mn\overline{\tau}_{yz} - 2nl\overline{\tau}_{zx}\} - (1/3)(3P_v/Q_v - 1/K_s)\overline{p}_o - \alpha\overline{\Delta T} \end{aligned} \quad \dots (6.5)$$

ただし、実質部の体積弾性率 K_s は時間に依存しないと仮定している。応力と間隙水圧がステップ状に解放された場合の線形粘弾性体の非弾性垂直ひずみは、 $\overline{\sigma}_x = \sigma_x/s$,

$\overline{p}_o = p_o/s$ などを (6.5) 式に代入した後、(6.2) 式を用いて逆ラプラス変換することにより次式で与えられ、これが ASR 法による地圧計測のための基礎式となる。なお、この場合のひずみは、膨張が正である。

$$\begin{aligned} \varepsilon_a(t) = & (1/3)\{(3P-1)\sigma_x + (3m^2-1)\sigma_y + (3n^2-1)\sigma_z + 6lm\tau_{xy} + 6mn\tau_{yz} \\ & + 6nl\tau_{zx}\}Jas(t) + (\sigma_m - p_o)Jav(t) + \alpha\Delta T(t) \dots\dots\dots (6.6) \end{aligned}$$

すなわち、等方粘弾性体の応力と間隙水圧がステップ状に解放された場合のある方向の非弾性垂直ひずみは、地圧 6 成分と間隙水圧およびせん断変形と体積変形に関する非弾性ひずみ回復コンプライアンス、さらに応力が解放された後の岩芯の温度変化に依存して決まる。

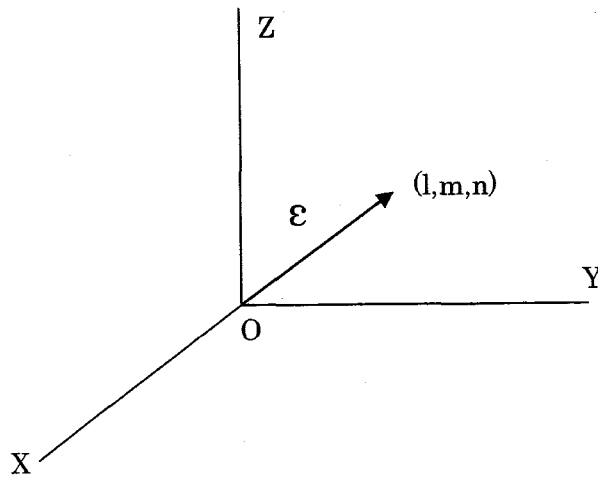


図 6.2 粘弾性体内の任意の方向の垂直ひずみ

6. 3 ASR 法による三次元地圧計測法

(6.6)式から、(X,Y,Z) 座標系で独立な 6 方向の非弾性垂直ひずみと地圧は、次の関係にある。

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= (\sigma_x - \sigma_m) J_{as}(t) + (\sigma_m - p_0) J_{av}(t) + \alpha \Delta T(t) \\ \varepsilon_y &= (\sigma_y - \sigma_m) J_{as}(t) + (\sigma_m - p_0) J_{av}(t) + \alpha \Delta T(t) \\ \varepsilon_z &= (\sigma_z - \sigma_m) J_{as}(t) + (\sigma_m - p_0) J_{av}(t) + \alpha \Delta T(t) \\ \varepsilon_{xy} &= \{ \tau_{xy} - 0.5(\sigma_z - \sigma_m) \} J_{as}(t) + (\sigma_m - p_0) J_{av}(t) + \alpha \Delta T(t) \\ \varepsilon_{yz} &= \{ \tau_{yz} - 0.5(\sigma_x - \sigma_m) \} J_{as}(t) + (\sigma_m - p_0) J_{av}(t) + \alpha \Delta T(t) \\ \varepsilon_{zx} &= \{ \tau_{zx} - 0.5(\sigma_y - \sigma_m) \} J_{as}(t) + (\sigma_m - p_0) J_{av}(t) + \alpha \Delta T(t) \dots\dots (6.7) \end{aligned}$$

これらの非弾性垂直ひずみから、次式などを用いて非弾性せん断ひずみ(テンソルひずみ)が求められる。

$$e_{xy} = \varepsilon_{xy} - 0.5(\varepsilon_x + \varepsilon_y) \dots\dots\dots (6.8)$$

したがって、岩石コアのひずみ回復にともなう非弾性ひずみ 6 成分は、次のように表される。

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= (\sigma_x - \sigma_m) J_{as}(t) + (\sigma_m - p_0) J_{av}(t) + \alpha \Delta T(t) \\ \varepsilon_y &= (\sigma_y - \sigma_m) J_{as}(t) + (\sigma_m - p_0) J_{av}(t) + \alpha \Delta T(t) \\ \varepsilon_z &= (\sigma_z - \sigma_m) J_{as}(t) + (\sigma_m - p_0) J_{av}(t) + \alpha \Delta T(t) \\ e_{xy} &= \tau_{xy} J_{as}(t) \\ e_{yz} &= \tau_{yz} J_{as}(t) \\ e_{zx} &= \tau_{zx} J_{as}(t) \dots\dots\dots (6.9) \end{aligned}$$

ただし、 t は応力解放後の経過時間である。ここで、次式から求められる平均垂直ひずみ e_m ,

$$e_m = (\sigma_m - p_0) J_{av}(t) + \alpha \Delta T(t) \dots\dots\dots (6.10)$$

を用いて偏差ひずみ e_x 等を求めると、これらは偏差応力 S_x 等と次の関係にある。

$$\begin{aligned} e_x &= S_x J_{as}(t), \quad e_y = S_y J_{as}(t), \quad e_z = S_z J_{as}(t), \\ e_{xy} &= \tau_{xy} J_{as}(t), \quad e_{yz} = \tau_{yz} J_{as}(t), \quad e_{zx} = \tau_{zx} J_{as}(t) \dots\dots\dots (6.11) \end{aligned}$$

(6.11)式から次のことがわかる。すなわち、各偏差ひずみが、対応する偏差応力とせん断変形に関する非弾性ひずみ回復コンプライアンスの積で表されることから、任意の時刻における偏差ひずみの主軸の方向は一定で、かつ偏差応力の主軸の方向と一致する。したがって、偏差成分と全成分の主軸の方向は同じであることから、非弾性主ひずみの方向は時刻に関わらず一定でかつ主応力の方向を与える。さらに、任意の時刻における偏差ひずみの比を求めれば、当該岩石の非弾性ひずみ回復特性を知ることなしに、地圧の偏差成分の比が求められる。

これらの偏差ひずみから、ある時刻 t における偏差主ひずみ $e_i (i=1, 2, 3)$ を求めれば、(6.11)式より、これは偏差主応力 S_i と次の関係にある。

$$S_i = e_i(t) / J_{as}(t) \dots\dots\dots (6.12)$$

したがって、主応力 σ_i は、上式および (6.10) 式より、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \sigma_i &= \sigma_m + e_i(t)/J_{as}(t) \\ &= e_i(t)/J_{as}(t) + \{e_m(t) - \alpha \Delta T(t)\}/J_{av}(t) + p_0 \dots \dots \dots (6.13) \end{aligned}$$

すなわち、岩石の非弾性回復ひずみの測定から 3 次元の主応力を決定するためには、まず第 1 に平均垂直ひずみに及ぼす温度変化の影響の正確な補正と間隙水圧の評価が必要であり、さらに当該試料のせん断変形ならびに体積変形に関する非弾性ひずみ回復コンプライアンスを知る必要がある。これらのうち、温度変化の影響は計測深度が大きいほど問題となるが、非弾性ひずみとともに当該試料を用いて線膨張係数を測定することにより補正できる。また、通常、測定は雰囲気温度を一定に保った状態でおこなうため、非弾性ひずみ回復が大きくてかつ十分に長く続く場合には、温度変化の影響が生じる初期のデータを無視することでも解決可能である。間隙水圧は検層等により測定または評価できる。非弾性ひずみ回復コンプライアンスは、計測に供した試料と同じ岩芯を用いて、例えば三軸圧縮応力下で十分に長い時間一定応力 σ_1 , σ_3 を保持して応力を解放した後生ずる軸方向および横方向の非弾性ひずみ $\{\epsilon_{1a}, \epsilon_{3a}\}$ を実験室で測定することにより、次式から求めることができる。

$$\begin{aligned} J_{av}(t) &= \{\epsilon_{1a}(t) + 2\epsilon_{3a}(t)\} / (\sigma_1 + 2\sigma_3) \\ J_{as}(t) &= \{\epsilon_{1a}(t) - \epsilon_{3a}(t)\} / (\sigma_1 - \sigma_3) \dots \dots \dots (6.14) \end{aligned}$$

ところで、これまでは応力解放後の時間を問題にしてきた。しかし、実際には、地下の岩石がボーリングによって応力解放を受けた後地上に上がってくるまでにはかなりの時間がかかる。図 6.3 は、応力が解放されてから時間 t_0 が経過した後に測定を開始した場合の非弾性ひずみ回復コンプライアンスへの影響を模式的に示したものである。応力解放後の経過時間が長いほど非弾性ひずみ回復コンプライアンスの後半部分しか現れないので測定される非弾性ひずみも小さくなる。測定開始からの経過時間を t_m 、それに対応する非弾性ひずみ回復コンプライアンス $J_a^*(t_m)$ とおけば、

$$J_a^*(t_m) = J_a(t_0 + t_m) - J_a(t_0) \dots \dots \dots (6.15)$$

である。したがって、これまでの式中の非弾性ひずみ回復コンプライアンス J_a の代わりに J_a^* を、また時間 t の代わりに t_m を用いれば、これまでのことがそのまま成り立つ。すなわち、岩石の非弾性ひずみ回復コンプライアンスがあたかも $J_a^*(t_m)$ であるかのようによればよい。このように、測定開始の時間遅れを考慮した場合、主応力の大きさは次式で与えられる。

$$\sigma_i = e_i^*(t_m)/J_{as}^*(t_m) + \{e_m^*(t_m) - \alpha \Delta T^*(t_m)\}/J_{av}^*(t_m) + p_0 \dots \dots \dots (6.16)$$

ただし、* は時刻 t_0 以後の変化量を表す。したがって、非弾性ひずみ回復コンプライアンスとして実験室で求められる J_a のうち、 $t = t_0$ 以後の値を用いれば、(6.16) 式から主応力を求めることができる。なお、既に述べたように、主応力の方向の評価には計測開始時刻の影響はない。

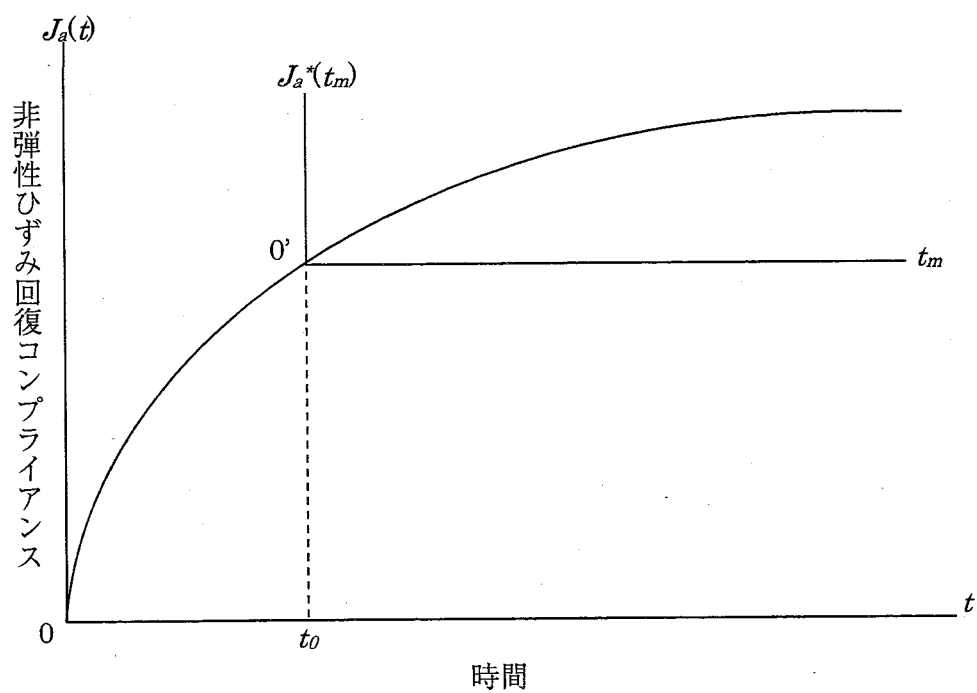


図 6.3 非弾性ひずみ回復コンプライアンスの評価に及ぼす経過時間の影響

6.4 非弾性ひずみ測定法

現場測定において、岩芯から得られる情報は6個の互いに独立した垂直ひずみ成分である。非弾性ひずみ6成分を一義的に決定するためには、独立した6方向以上の非弾性ひずみを測定する必要がある。ここでは、ひずみゲージを用いて、9つのひずみ回復量からテンソルひずみ6成分の最適値を最小自乗法によって決定する。

計測装置の系統図を図6.4に示す。ひずみの変化量は、3枚の3軸ロゼットゲージ（共和電業(株)製、ゲージ長10mm）あるいは9枚の単軸ゲージ（共和電業(株)製、ゲージ長10mm）で測定した。また、測定器等によるドリフト量を補正するためにひずみゲージを貼った黄銅製のダミー試験片を用意した。測定中、幅340×長さ450×深さ400の水槽をサーモユニット(TAITEC製 C-650)で制御して、岩石試験片とダミー試験片の温度を一定に保った。ダミー試験片の温度変化は熱電対（クロメル-アルメル）で測定し、これらのひずみ変化（1ゲージ3線式）や温度は、データアキュイジションコントローラ（日本電気三栄(株)製 7V14）で測定し、パーソナルコンピュータのCRTに測定結果を表示しながらフロッピーディスクに記録した。

一般的な測定手順は次のとおりである。まず、地表に上がってきた定方位の岩芯の表面に基準線を引く。試験片としては、ボーリングコア先端の地圧を解放されて間もない部分を用いるのが望ましいが、応力集中の影響を避けるため、先端から岩芯の直径以上離れた部分を用いた。試験片の整形は小型カッターを用いて、図6.5に示すように互いに垂直な3面を切り出し、それぞれの面をカーボランダムで研磨する。次に、各面をアセトンで洗浄した後、シアノアクリルレート系瞬間接着剤でひずみゲージを貼付し、試験片の湿潤状態を測定中一定に保つために試料全体をシリコンで被覆（図6.6参照）して恒温槽に投入する。測定間隔は、最初の60分を1分間隔とし、次に2分間隔で120分、3分間隔で180分、4分間隔で240分、以後は5分間隔とした。

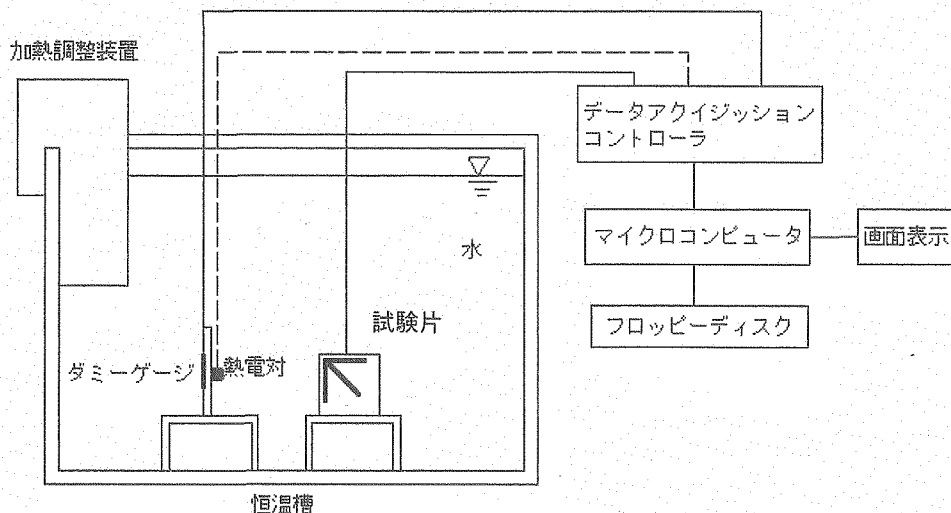


図6.4 非弾性ひずみ測定装置の系統図¹⁾

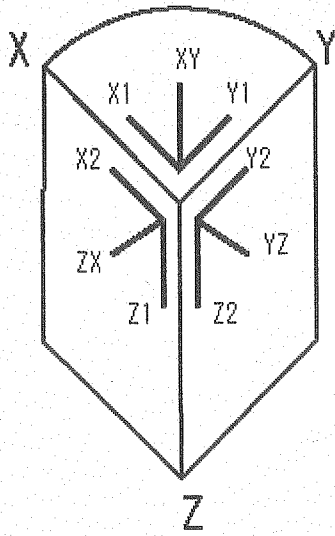


図 6.5 ASR 試験における
垂直ひずみの測定

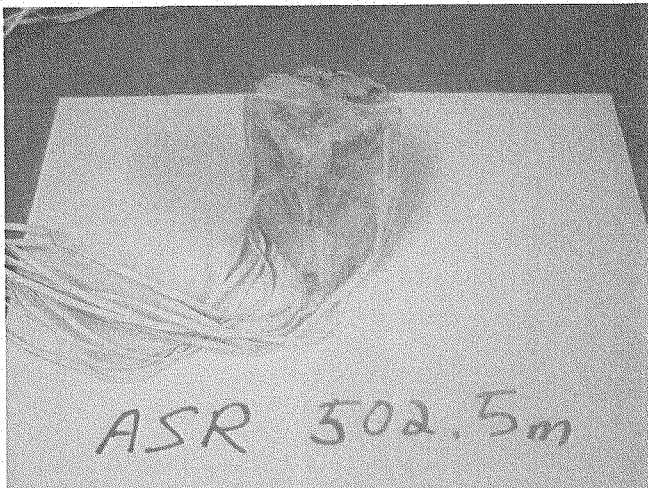


図 6.6 シリコンで被覆
した試験片

6. 5 予備実験

MIZ-1号孔の295.6mabh, 330 mabh および 365 mabh から採取した試験片を用いて、予備的な ASR (非弾性ひずみ回復) 測定を実施した。図 6.7 は各深度で採取した岩芯の ASR 測定の結果である。以下、295.6 mabh, 330 mabh および 365 mabh から採取した岩芯を用いて実施した ASR 測定の試験名を、それぞれ ASR1, ASR2 および ASR3 と呼ぶ。図に示した ASR 挙動からわかるように、ASR 測定開始後 10 時間から 20 時間経過すると、すべての試験片で ASR が不連続的に増加する現象がみられた。ASR 挙動は必ず一定値に収束すると考えられるから、このような不連続的な変化傾向は岩石の粘弾性的な変形挙動と異なる。

深度 330m の ASR2 の試験では、試験片をシリコン樹脂ではなく、ビニール袋で防水処理をしたので、ひずみゲージの表面を試験中目視によって観察することができた。その結果、不連続的な挙動を示したひずみゲージのゲージベースには、直径 0.5mm から 1mm 程度の広がりを持つ盛り上がり点が点々と分布し、ゲージベースが試験片の表面から部分的にはく離していることが分かった。ゲージベースが被測定材料の表面からはく離すると、ひずみゲージの表面を押し付けたときひずみの値は大きく変動する。そこで、まず、前記の 3 試験片で観測されたひずみの不連続的な挙動が、ひずみゲージの部分的にはく離によることを再確認するため、試験片に接着したひずみゲージの表面をカッターの樹脂製のグリップで押し付け、静ひずみ測定装置でひずみの変動幅を測定した。

試験片の表面に塗布したシリコン樹脂を介してひずみゲージを押し付けたとき、ひずみの最大変動幅を各試験片についてまとめると表 6.1 の通りである。ここで、x1, xy などは、ひずみゲージの配置された位置を表しており、図 6.5 に示す通りである。黄色で塗りつぶしたひずみ値は、ASR が不連続的に増加したひずみゲージであることを示している。また、-印は ASR 曲線が滑らかで、明らかにゲージベースのはく離は生じていないと推定されたひずみゲージである。ASR が不連続的な挙動を示したひずみゲージでは、ASR1 の y1 ゲージと ASR2 の z1 ゲージを除くと、ひずみの変動幅が 25~100 μ ひずみと大きく、ゲージベースが部分的にはく離していることを示唆している。さらに、ゲージベースのはく離はすべてのひずみゲージに一律に発生するのではなく、ひずみゲージの配置によって偏りがあるようである。すなわち、各試験片に 9 枚接着されたひずみゲージのうち、図 6.5 の (x, y, z) 直交座標軸と 45 度で交差する xy, yz, zx のゲージでベースがはく離する確率が大きいことが認められる。これは、あとで述べるように、3 軸ロゼットゲージの構造と関係がある。

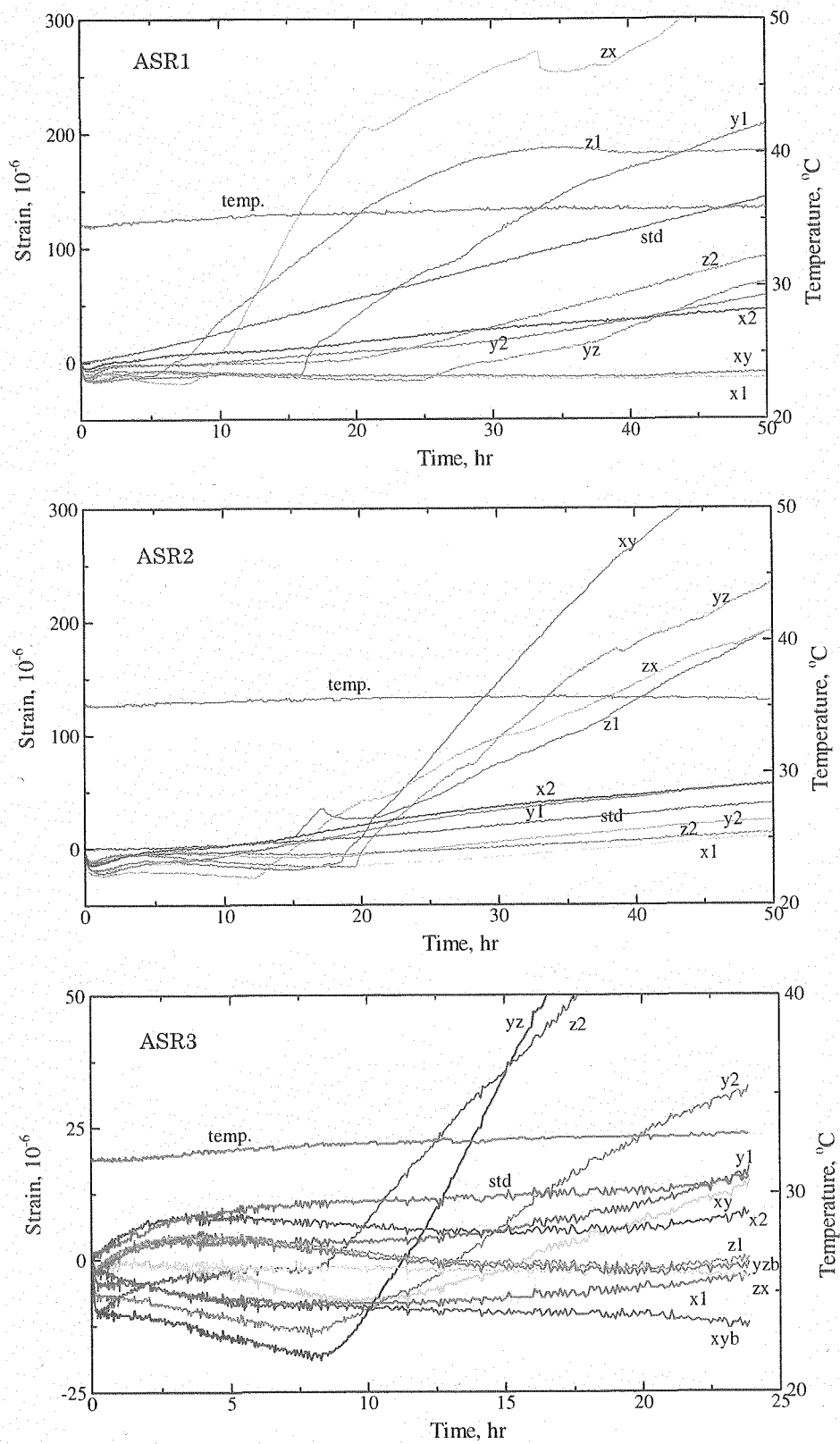


図 6.7 3つの深度から採取した岩芯の ASR 測定結果

表 6.1 ひずみゲージを押さえたときのひずみの変動幅

■は、非弾性ひずみ回復が不連続な変化傾向を示したひずみゲージであることを示す。

試験名	ひずみゲージ								
	x1	xy	y1	y2	yz	z2	z1	zx	x2
ASR1	15	10	3	5	25	15	60	75	5
ASR2	2	50	—	3	45	—	2	75	—
ASR3	10	70	4	35	90	50	100	—	6



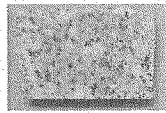

(単位： μ ひずみ)

6.5.1 ゲージベースのはく離と岩芯の切断方法、研磨方法および接着剤との関係

岩石試験片に貼り付けたひずみゲージのベースのはく離する原因を調査するために、岩芯の切断方法、表面の研磨方法、使用する接着剤等を変えてひずみの経時変化を測定した。まず、岩石試験片の接着面の仕上げ方法と接着剤の種類が、ゲージベースのはく離現象と関係があるかどうかを調査する目的で、表 6.2 に示すような 4 個の試験片に 6 枚の単軸ゲージを接着し、試験片をビニール袋に封入後、温度を 33℃に設定した恒温槽の中で 42 時間にわたってひずみを測定した。表中の ch とは静ひずみ測定装置（共和電業(株)製 UCAM-5BT）のチャンネル番号、カッターの種類とは岩芯から接着面を切り出すために使用したメーカーの異なる 2 種類のカッター、カーボランダムの粒度とは接着面を研磨するときに用いたカーボランダムの粒度、そして接着剤とはひずみゲージを接着するときに使用した接着剤である。CC-33A は共和電業(株)製のひずみゲージ用の瞬間接着剤、ゼリー状アロンアルファとは東亜合成(株)製のゼリー状瞬間接着剤である。なお、これらの試験片は ASR3 で使用した岩芯の一部から製作した。

図 6.8 は、表 6.2 の試験条件で測定したひずみと時間の関係である。ここで、std のひずみ曲線は、恒温槽内に設置した真鍮に接着したひずみゲージで測定したひずみであって、静ひずみ測定装置のドリフト量とみなすことができる。42 時間後のドリフト量は 21 μ ひずみで、どの岩石試験片のひずみよりも大きい。測定開始後 5 時間から 15 時間経過すると 3ch, 4ch, 5ch, 6ch のひずみが 5~10 μ ひずみだけ階段状に減少した。階段状に変化した後のひずみの変化傾向に、接着面の仕上げ方法や接着剤の違いが大きく影響しているようには見えない。また、このように単軸ゲージでひずみ変化を測定した場合、ひずみゲージが試験片から部分的にはく離したときに生じる不連続的な増加傾向は、どのひずみゲージにも現れていない。

表 6.2 試験片表面の仕上げ方法および接着剤の影響を調査するための試験条件

ch	カッターの種類	カーボランダム粒度	接着剤	試験片
1ch	カッターA	# 600	CC-33A	
2ch	カッターB	# 600	CC-33A	
3ch	カッターA	# 600	CC-33A	
4ch	カッターA	# 600	ゼリー状アロ ンアルファ	
5ch	カッターA	# 1000	CC-33A	
6ch	カッターA	# 1000	ゼリー状アロ ンアルファ	

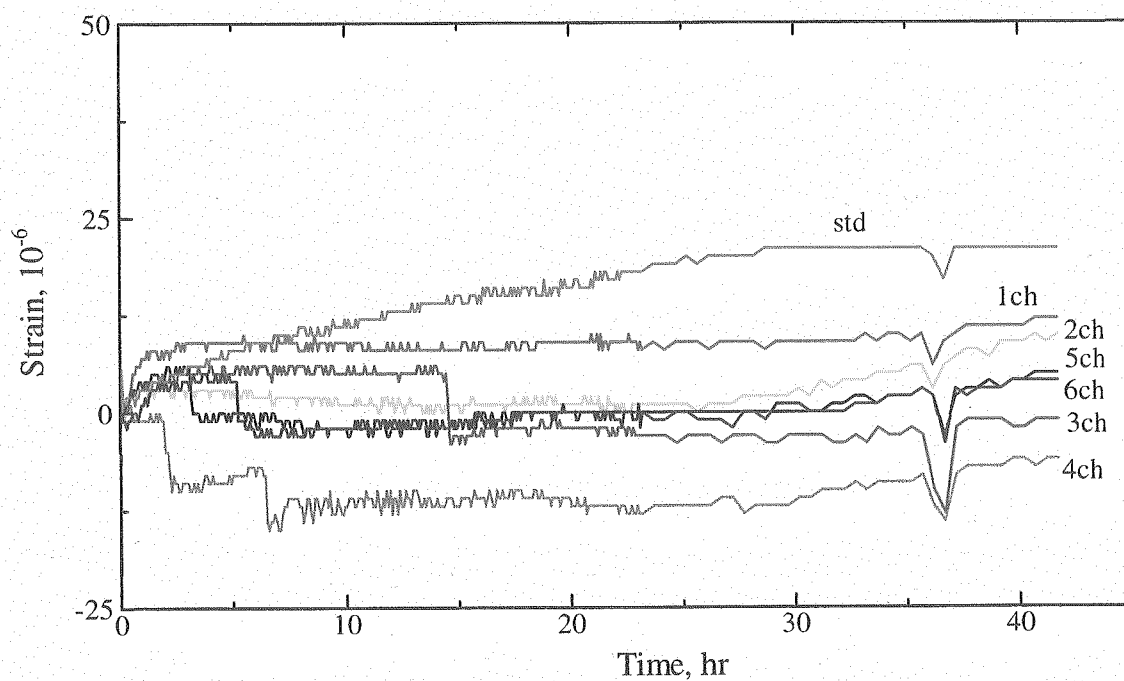




図 6.8 試験片表面の仕上げ方法と接着剤を変化させて測定したひずみと時間の関係

6. 5. 2 ゲージベースのはく離と間隙水圧との関係

岩石試験片の間隙水圧がひずみゲージの接着性に影響を及ぼすか調査することを目的として、表 6.3 に示すような極端に厚さの異なる 2 個の試験片に 4 枚の 3 軸口ゼットゲージを接着し、試験片をビニール袋に封入後、温度を 33℃に設定した恒温槽の中で 23 時間にわたってひずみを測定した。ここで、ch はデータアクイジッションコントローラ（日本電気三栄製 7V14）のチャンネル番号である。接着剤として、CC-33A あるいはゼリー状アロンアルファを用いた。試験片は、本試験の当日（2003 年 10 月 24 日）に MIZ-1 号孔から採取した岩芯を用いて製作した。塊状の試験片と比較すると、薄く切断した（厚さ 6mm）試験片は、その内部の間隙水圧が非常に小さくなっていると考えられる。ひずみゲージを接着する面を切り出したカッターは従来のものを使用し、接着面の研磨には粒度 # 600 のカーボランダムを使用した。

表 6.3 間隙水圧の影響を調査するための試験条件

ch	接着剤	試験片
1~3ch	CC-33A	
4~6ch	ゼリー状アロンアルファ	
7~9ch	CC-33A	
10~12ch	ゼリー状アロンアルファ	

各ひずみゲージで測定されたひずみと、試験片を恒温槽に投入してからの経過時間との関係は図 6.9 のようである。これまでに実施した ASR1, ASR2 および ASR3 の場合とまったく同様に、測定開始後約 10 時間前後から ch1, ch2, ch3 および ch5 のひずみが不連続に増加した。これらのチャンネルに接続されたひずみゲージは、すべて薄く切断した試験片に接着されていたので、間隙水圧の影響がより少ないと予想された試験片でゲージベースのはく離が生じたことになる。したがって、間隙水圧がゲージベースの

はく離に大きな影響を及ぼしたとは考えにくい。ただし、試験終了後に回収した試験片は、いずれもビニール袋のピンホールから侵入したと考えられる水に浸漬していたので、厚い試験片と比較すると薄い試験片は、試験片に浸透した水の影響をより大きく受けたことも考えられる。なお、測定開始直後（コアリングからは約4時間後）の温度変化の影響が生じる初期のデータを無視すると、それ以降のASRは 10μ ひずみのオーダーと非常に小さい。

図6.10は、試験終了後に回収した薄い試験片の3軸ロゼットゲージ接着面の写真である。図中の矢印は、ゲージベースが盛り上がってはく離した位置を指し示している。左側のロゼットゲージはCC-33Aによって、右側のロゼットゲージはゼリー状アロンアルファによって接着した。ゲージベースが盛り上がった部分をカッターで切開すると、ゲージベースの下は空隙になっていて気体で満たされていた。ゲージベースがはく離した位置に注目すると、その分布にはっきりした特徴が認められる。すなわち、円形のゲージベースの上に配置された3枚の軸ゲージのうち、お互いに90度で交差する一番下のゲージ(ch1, ch4)とその上のゲージ(ch3, ch6)によって形成される四角形の周縁部でゲージベースが盛り上がってはく離している。はく離した範囲が狭い場合には、一番下のゲージとその上のゲージのグリッドまではく離しないので測定されるひずみに悪影響を及ぼさない。しかし、これら2枚のゲージと45度で交差する一番上のゲージ(ch2, ch5)のグリッドは前述の四角形を殆ど覆って配置されているので、はく離した範囲が非常に狭い場合であってもその影響を受けやすい。これまでに実施した3回のASR測定で、(x, y, z)直交座標軸と45度で交差するひずみゲージのはく離する確率が大きかったのは、このためであると考えられる。

なお、厚さ約45mmの岩芯をビニール袋に密閉し、上記の試験片と同様に23時間恒温槽の中に放置した後、質量の変化を測定した。密封直前の質量が470.65g、23時間後の質量は470.47gであり、試験片から水分が失われたことによる質量の変化は0.04%と小さかった。

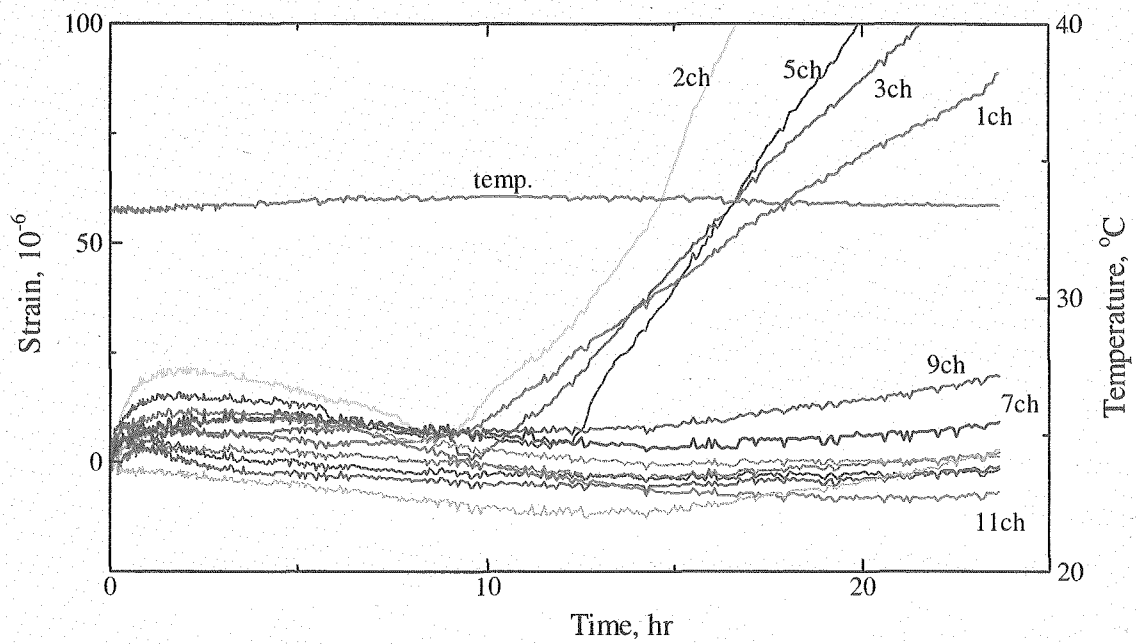


図 6.9 試験片の厚さと接着剤を変化させて測定したひずみと時間の関係

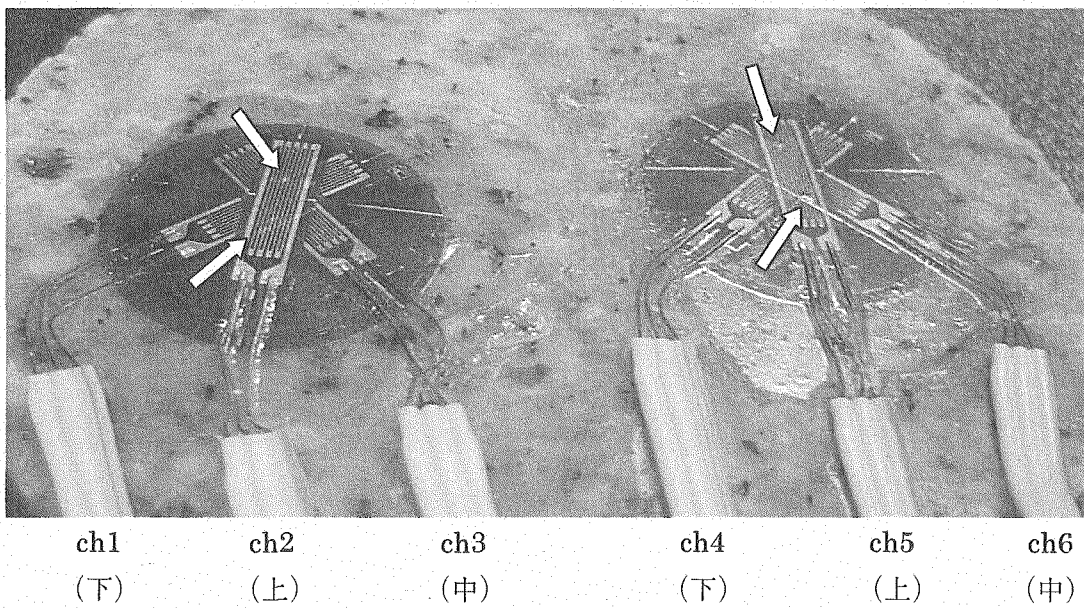


図 6.10 試験終了後に回収した薄い試験片のひずみゲージ接着状況

6.5.3 まとめ

ASR 測定の予備試験を実施したところ、ひずみゲージがはく離する現象が生じた。この原因を調査するために、岩石試験片の接着面の仕上げ方法と接着剤を変化させてひずみゲージを接着し、ひずみの経時変化を測定した。さらに、試験片の厚みが極端に異なる試験片を用いて、試験片内部の間隙水圧の影響も調査した。ひずみゲージの部分的なはく離がどのような原因によって生じるかを解明することはできなかったが、ひずみゲージのはく離がロゼットゲージの特定の位置に集中して生じることが明らかになった。すなわち、一番下のひずみゲージと、その上のひずみゲージとが交差して成す四角形の交線に沿ってひずみゲージがはく離した。単軸のひずみゲージを使用すると、作業効率は低下するものの、原理的にひずみゲージは交差しないので、ゲージの浮き上がりは生じないことが期待される。このため、本試験では、3軸ロゼットゲージは使用せずに、すべてのひずみゲージを単軸ゲージに変更することとした。また、測定データを増やすために試験片の個数を1個から2個に増やすこととした。

6. 6 ASR 測定結果

ここでは、MIZ-1 号孔の 462mabh および 502mabh から採取した岩芯に ASR 測定を適用した結果について述べる。図 6.11 と図 6.12 に 462.7mabh, 462.8mabh, 502.5 mabh および 502.6 mabh から採取した岩芯の非弾性ひずみと温度の変化を示す。ここで、462.7 mabh と 502.5 mabh の試験片は、図 6.4 の測定システムで計 ASR 測定を実施し、462.8 mabh と 502.6 mabh の試験片は、恒温槽から取り出したリード線を静ひずみ計内臓のチャンネルボックスに直接半田付けして ASR を測定した。これは、1 深度当たりの試験片の数を 2 個に増やしたためである。各試験片とも、ASR 測定の開始時刻はコアリングからおよそ 4 時間経過している。これらの図を見ると、試験片内部の温度分布が不均一であるために生じる測定初期のひずみ変動部分以降のひずみ変動は、ほとんどのひずみゲージにおいて 10μ ひずみ以下と小さく、定量的な応力の評価がおこなえるほど十分に大きなひずみ回復量は得られていない。これは、土岐花崗岩の非弾性ひずみ回復コンプライアンスが小さいために、弾性ひずみの解放後に現れる非弾性ひずみの回復量がきわめて小さいためであると考えられる。

松木は、事前に ASR 法の適用性を判断するために、対象地点の岩石の一軸圧縮強度の 50% でのヤング率 E_{50} から非弾性ひずみ回復コンプライアンスの最大値を推定して、測定される最大の非弾性ひずみ回復量を予測する手順を示している⁸⁾。すなわち、非弾性ひずみ回復コンプライアンスは、次式のように E_{50} にほぼ反比例する。

$$J_{asm}=0.0262/E_{50}$$

$$J_{avm}=0.0167/E_{50} \dots\dots\dots (6.17)$$

ここで、 J_{asm} と J_{avm} は、それぞれせん断変形および体積変形に関するひずみ回復コンプライアンスである。一方、鉛直応力 σ_v を被り圧とし、大まかな平均水平応力 σ_{hm} が評価できるとすると、期待される最大の非弾性ひずみ回復量は次式で与えられる。

$$\epsilon_v=2(\sigma_v-\sigma_{hm})J_{asm}/3+\{(\sigma_v+2\sigma_{hm})/3-p_o\}J_{avm}$$

$$\epsilon_{hm}=(-\sigma_v+\sigma_{hm})J_{asm}/3+\{(\sigma_v+2\sigma_{hm})/3-p_o\}J_{avm} \dots\dots\dots (6.18)$$

ここで、 ϵ_v および ϵ_{hm} は、鉛直および水平方向の最大非弾性ひずみ、 p_o は間隙水圧である。

上記の ASR 法適用判断の手順にしたがって、深度 1000m から採取される土岐花崗岩の最大の非弾性ひずみ回復量を推定してみる。まず、正馬様用地内に掘削されたボーリング孔から採取した土岐花崗岩の E_{50} は、およそ 50GPa であるから、(6.17) 式より、 J_{asm} と J_{avm} はそれぞれ $0.524(\mu$ ひずみ/MPa) および $0.334(\mu$ ひずみ/MPa) となる。土岐花崗岩の平均密度 $2.6(\text{gf/cm}^3)$ から、深度 1000m における被り圧 σ_v は 25.5MPa、間隙水圧 p_o は 9.8MPa と推定される。水平面内の応力は、比較的大きな初期応力が測定された AN-1 号孔の結果を採用すると、 σ_{hm} として $37.5\text{MPa}(\sigma_H=25\text{MPa}, \sigma_H=50\text{MPa})$ と推定される。これらを(6.18)式に代入すると、期待される最大非弾性ひずみ回復量 ϵ_v と ϵ_{hm} は、それぞれわずかに $3.7(\mu$ ひずみ) および $9.4(\mu$ ひずみ) である。ASR 測定の計測が

比較的長時間にわたることを考慮すると、このような微小なひずみ変化量を検出することは容易でないことが理解できる。

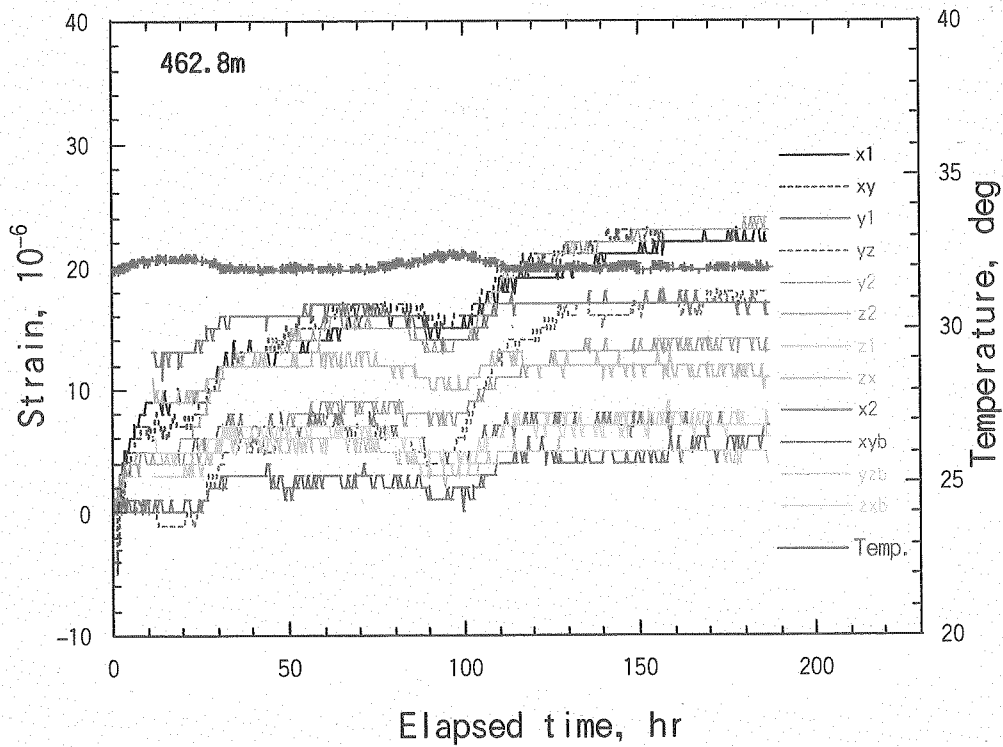
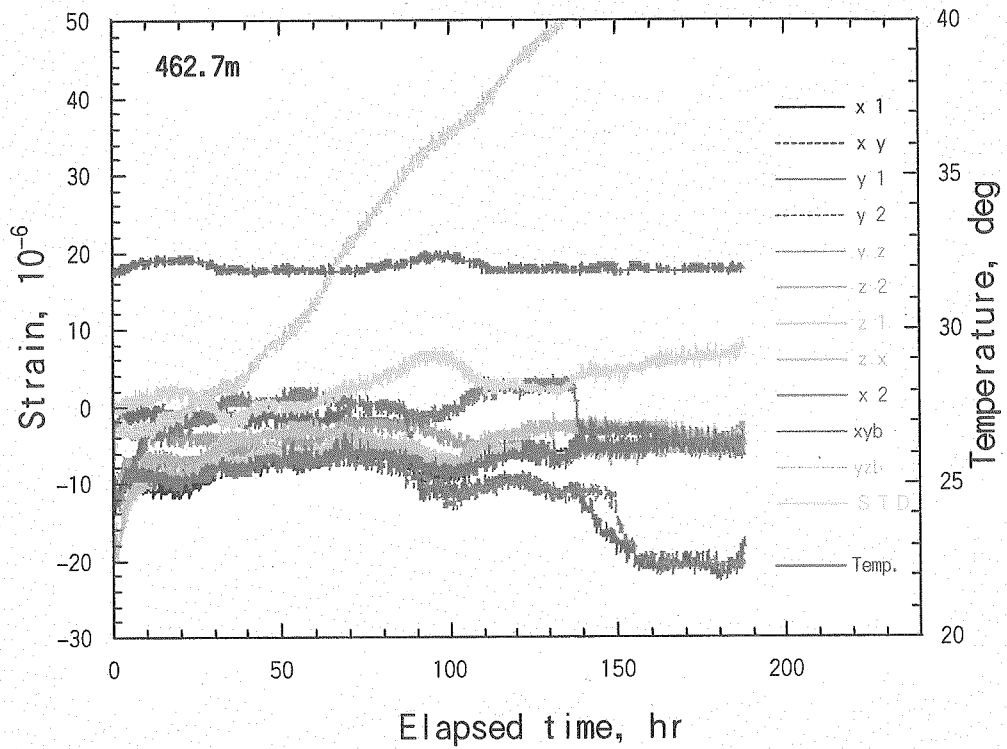


図 6.11 462.7 mabh および 462.8 mabh から採取された試験片の ASR

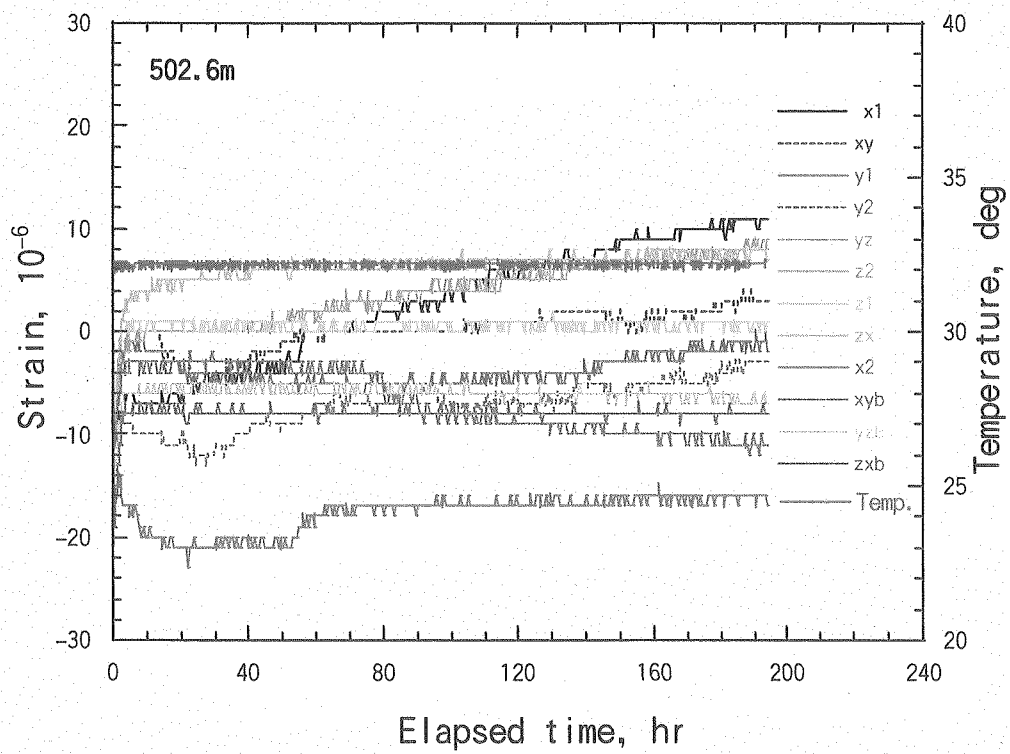
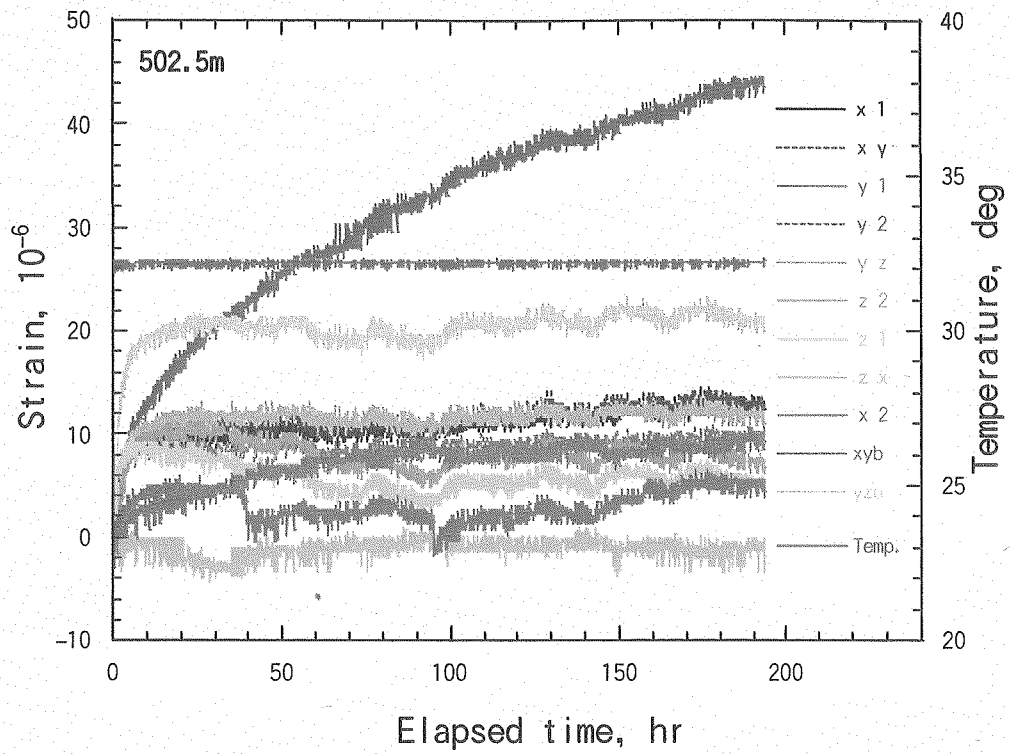


図 6.12 502.5 mabh および 502.6 mabh から採取された試験片の ASR

6. 7 非弾性ひずみ回復コンプライアンスの測定

ASR 法では、等方性仮定が成立していれば、当該試験片の力学的性質を知ることなしに、主応力の方向と偏差主応力の比が求められる。また、弾性理論に基づく応力解放法が二つの弾性定数を必要とするように、線形粘弾性理論に基づく ASR 法でも、二つのコンプライアンスを用いて (6.16) 式から主応力の大きさを求める。二つのコンプライアンスは、非弾性ひずみを測定した試験片と同じ岩芯から採取した試験片を用いて排水三軸圧縮試験をおこない、試験片に長期間一定応力を加えて除荷した後のひずみ回復挙動を測定して求める。円柱試験片の場合、軸ひずみと周ひずみの回復挙動を測定することにより、二つのコンプライアンスが測定できる。排水封圧試験をおこなう理由は、地下では多くの場合、水飽和状態にあるからである。なお、(6.16) 式のコンプライアンスとしては、応力解放後、測定が開始されるまでにかかった時間以後の値を用いる。

6. 7. 1 載荷応力の決定方法

非弾性ひずみ回復コンプライアンスは、平均垂直応力に依存するので、載荷応力はその岩芯が受けていた応力に近い値を用いる必要がある。通常は、測定された ASR から有効主応力を推定して載荷応力を決定するが、今回は十分に大きな ASR が測定されなかった。このため、過去に正馬様用地内で実施された水圧破碎試験結果に基づいて、表 6.4 に示すような封圧を採用した。すなわち、試験片の採取深度近傍における水平面内の最大および最小応力の平均値を封圧とし、軸圧は被り圧とした。

表 6.4 非弾性ひずみ回復コンプライアンス測定のための載荷条件

試験片の採取深度(m)	軸圧(MPa)	封圧(MPa)
298.0	7.6	9.8
330.0	8.4	14.7
365.0	9.3	14.7
455.7	11.6	19.6
495.0	12.8	22.6

6. 7. 2 試験装置および測定方法

試験中の試験片の間隙水圧をゼロに保つ排水試験をおこなうために、図 6.13 に示すような、硬質ステンレス製のエンドピースを用いた。すなわち、間隙水圧を吸収するための内径 22mm、深さ 30mm の中空を有するエンドピースと、直径 1mm の穴が 4 個開いたフィルターである。封圧三軸圧縮用ベッセルの上部からは、10 本以上のリード線が取り出すことができるので、ベッセル内で 4 方向のひずみ変化を測定することが可能である。封圧は手動式油圧ポンプ、軸圧は油圧サーボ式ハイドロパルス疲労試験機(東京衡機製、最大荷重 100t) でそれぞれ載荷した(図 6.14 参照)。

試験片のひずみ変化は一对のクロスゲージ (KFG-10-120-D16-11, ゲージ長 10mm) で測定した。測定中, 温度変化の影響を除くため, 恒温槽内に圧力ベッセルとデータアキュイジションコントローラ, そしてオイルに沈めた温度補償用のダミー試験片を設置した (図 6.15 参照)。この恒温槽の中には園芸用の恒温装置を設置して内部の温度を一定に保った。さらに, 熱電対 (クロメル-アルメル) を用いてベッセル表面, ダミー試験片, 恒温槽内の温度変化を測定した。これらのひずみ変化と温度変化のデータは, データアキュイジションコントローラ (日本電気三栄(株)製, 7V14) で測定し, パソコンの CRT にその変化を表示しながらフロッピーディスクに記録した。

次に, 測定手順について示す。当該岩芯から岩芯軸に平行に円柱試験片を作製する。非弾性ひずみ回復コンプライアンスを測定するときは, できるだけ原位置の含水状態を再現する必要がある。このため, 真空飽和装置を用いて円柱試験片を質量が一定になるまで 12 時間程度減圧水中脱気し, 飽和含水状態にする。この試験片に一对のクロスゲージ (ゲージ長さ 10mm) を貼付して, 排水三軸圧縮条件で測定を行う。試験中, ベッセル内のオイルが試験片に進入しないように, また, 試験片の湿潤状態を一定に保つように, 試験片の表面はシリコンによって被覆した。この試験片を三軸圧縮用圧力ベッセルに装着し, これを恒温槽内に設置する。手動式油圧ポンプで封圧を, 次にハイドロパルスで軸圧をかける。試験片に 4 日間一定の三軸圧縮応力を加えて除荷した後, 非弾性回復ひずみを 3 日から 4 日間測定する。なお, 試験片に加わっていた地質学的な時間を考慮すると, 一定応力を加える期間は長い方が望ましいと考えられるが, これを合理的に決定することは困難であるので, 今回はとりあえず 4 日間とした。

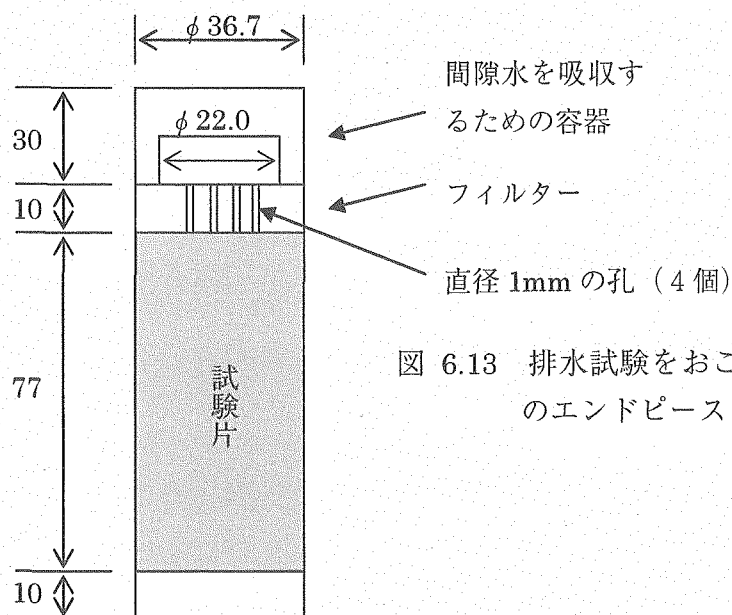


図 6.13 排水試験をおこなうためのエンドピース

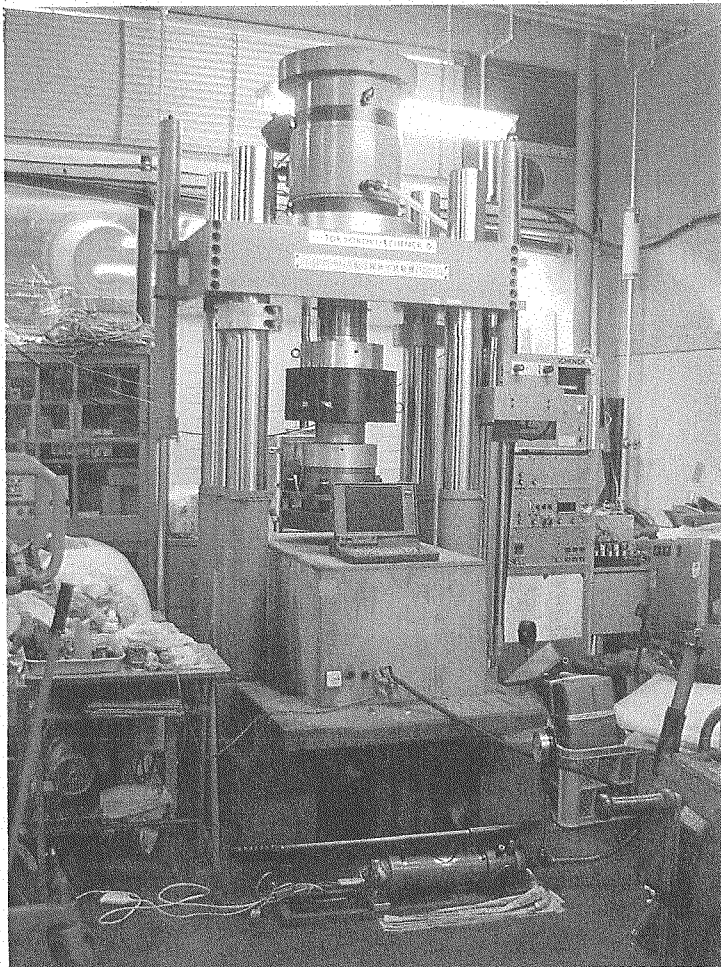


図 6.14 油圧サーボ式ドロパルス疲労試験機, 恒温槽および手動式油圧ポンプ

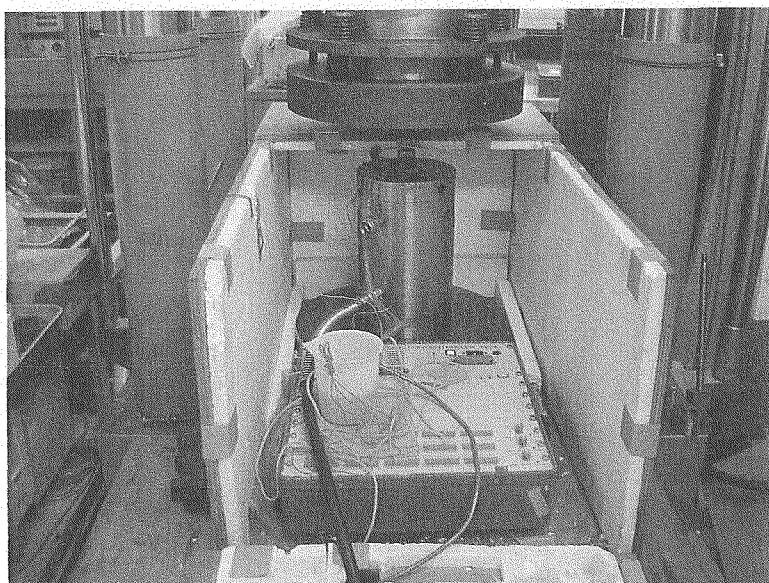


図 6.15 封圧三軸圧縮用ベッセルおよびデータアクイジッションコントローラ

6. 7. 3 室内における非弾性ひずみの測定結果

非弾性ひずみの測定結果を図 6.16 および図 6.17 に示す。採取深度 330.0mabh と採取深度 365.0 mabh の試験片では、恒温槽の温度が階段状に変化しているように見えるが、これは、恒温槽の内壁に接着した熱電対がはく離して、測定位置が変化したことによる。採取深度 495.0 mabh の試験片は、封圧載荷時にひずみゲージが陥没し、除荷時に断線したため非弾性ひずみは測定できなかった。採取深度 298.0 mabh, 330.0 mabh および 365.0 mabh の試験片では、いずれも除荷後の非弾性ひずみは伸びではなく、縮む傾向を示している。これは明らかに粘弾性的なひずみ回復挙動から逸脱している。このことから、これらの 3 深度から採取された土岐花崗岩を等方線形粘弾性体であると仮定してそのひずみ回復挙動を説明することは困難であると思われる。採取深度 455.7 mabh の試験片では、除荷直後から伸びのひずみ回復挙動が見られる。ただし、非弾性ひずみの大きさは最大でも 20μ ひずみのオーダーと極めて小さい。

図 6.18 は、粘弾性的な回復挙動が見られた深度 455.7 mabh の試験片の非弾性ひずみから、(6.14) 式を用いて求めた非弾性ひずみ回復コンプライアンスである。土岐花崗岩の体積変形とせん断変形に関する非弾性ひずみ回復コンプライアンスは非常に小さく、測定した時間の範囲で、いずれも 2μ ひずみ/MPa 以下にすぎない。

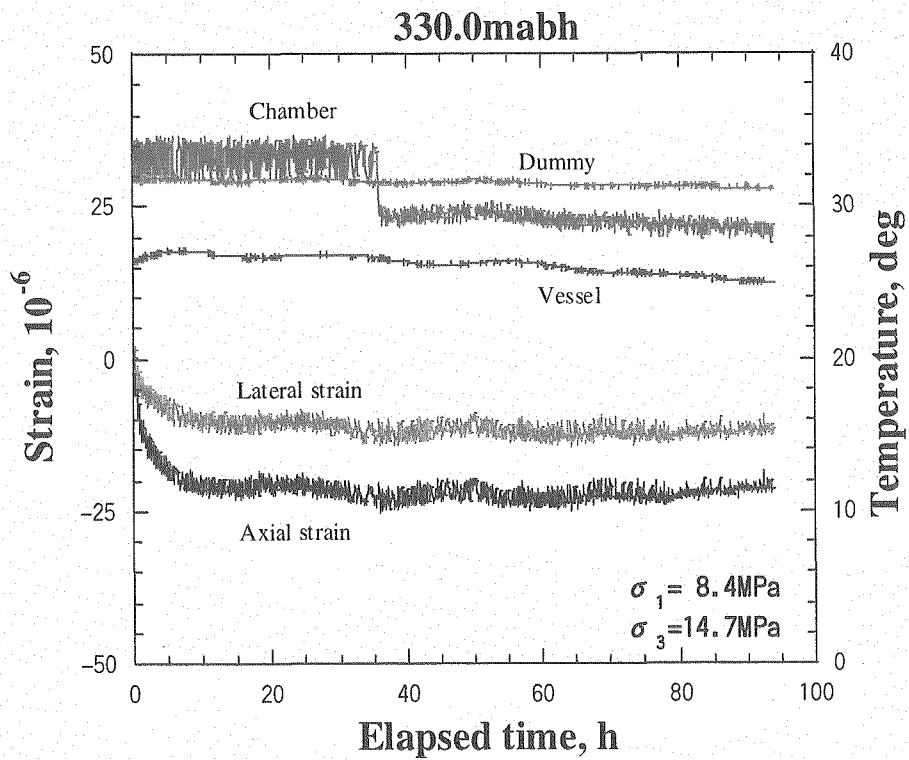
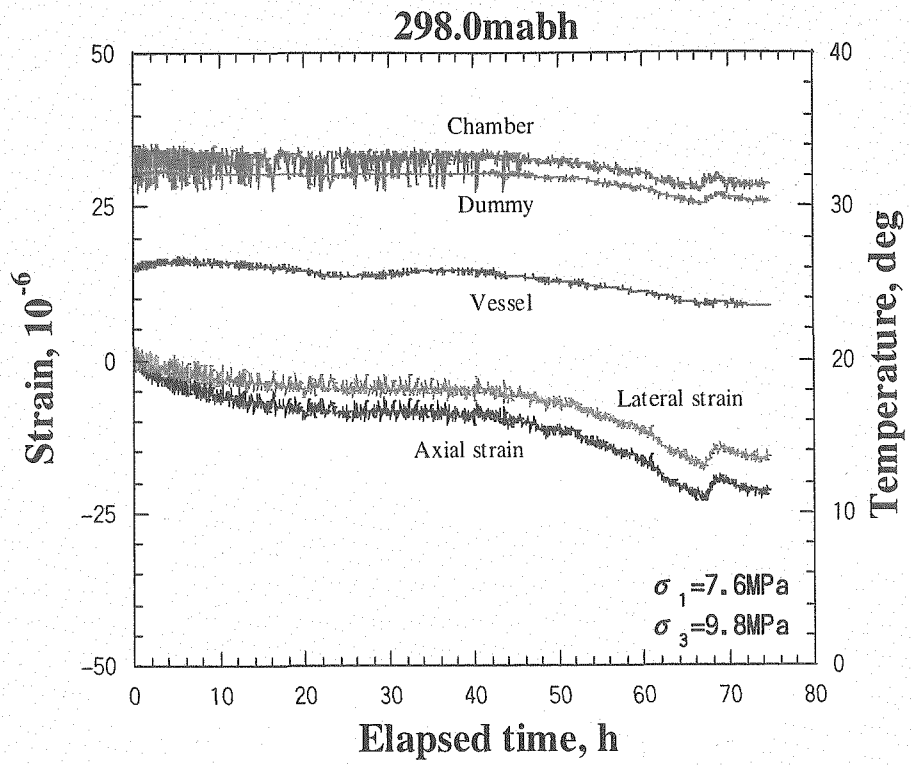


図 6.16 298.0mabh および 330.0mabh から採取した岩芯の非弾性ひずみ回復コンプライアンス測定のための室内実験データ

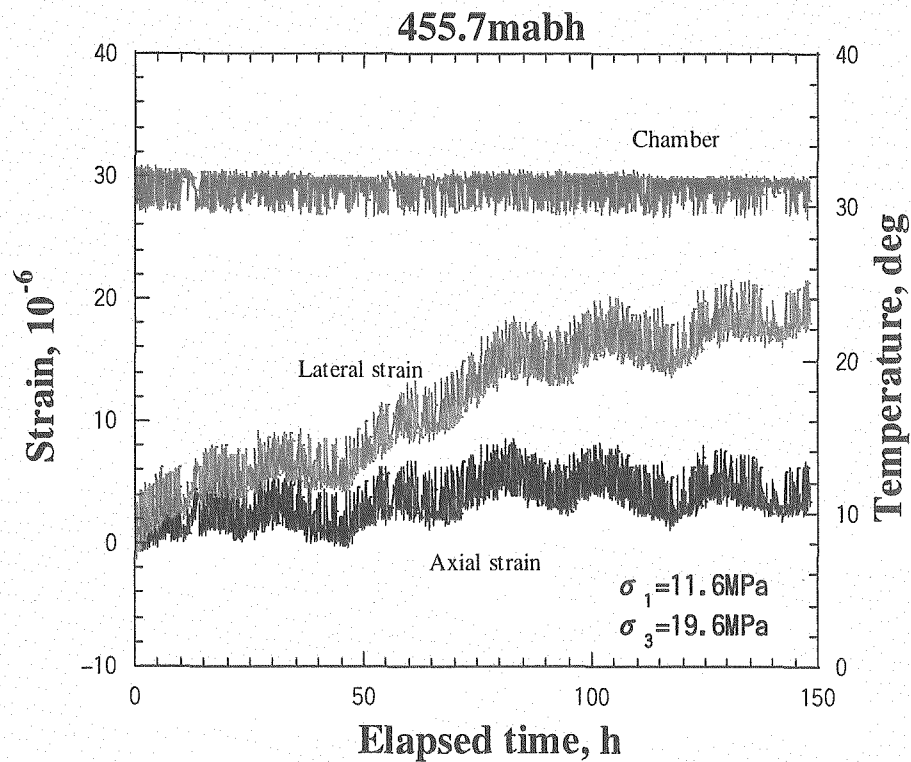
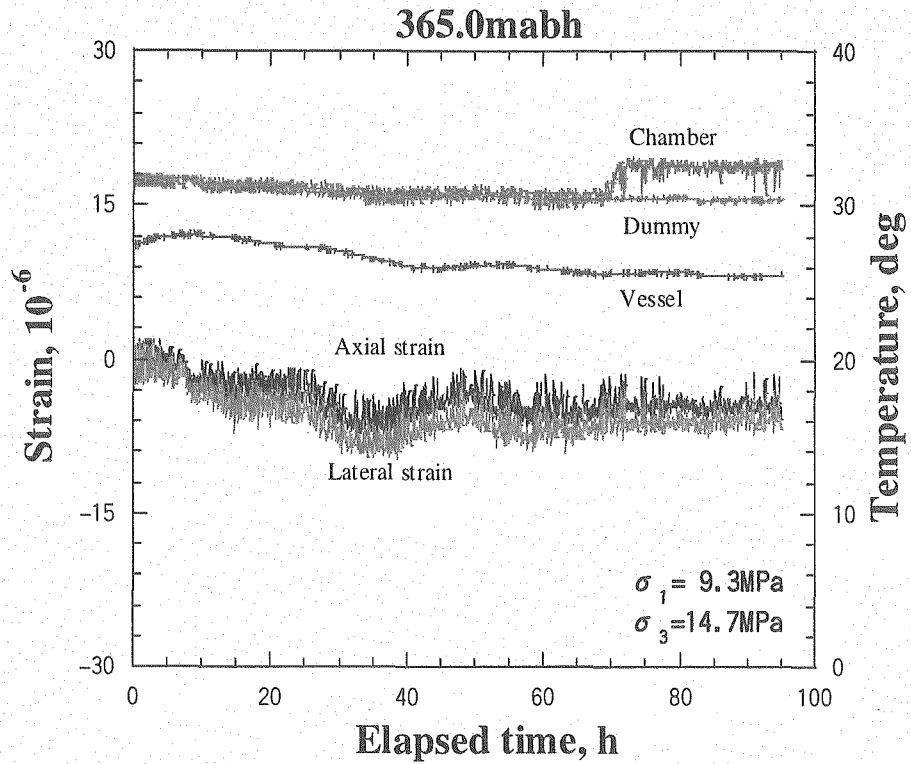


図 6.17 365.0mabh および 455.7mabh から採取した岩芯の非弾性ひずみ回復コンプライアンス測定のための室内実験データ

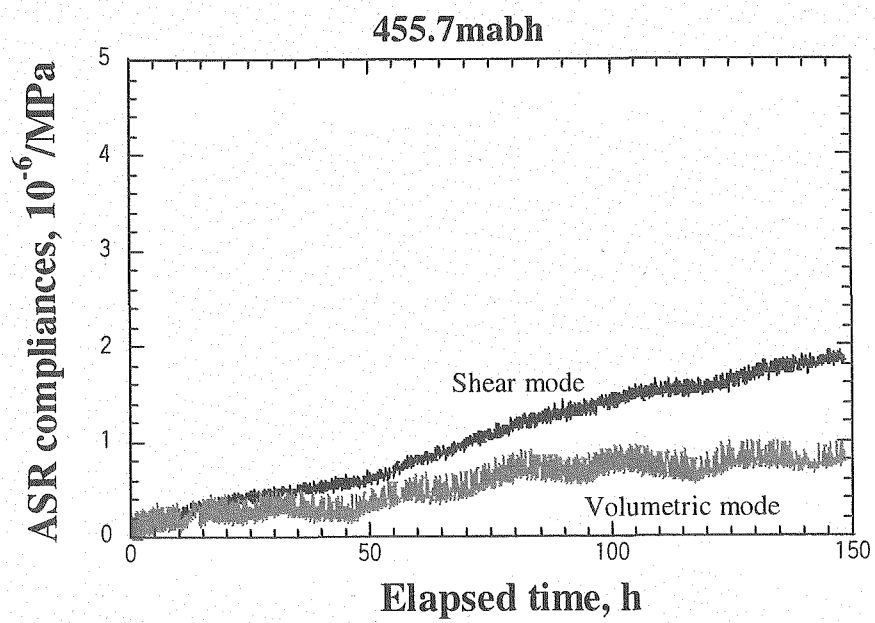


図 6.18 455.7mabp から採取した岩芯の体積変形とせん断変形に関する非弾性ひずみ回復コンプライアンスの測定結果

6. 8 まとめ

MIZ-1号孔の295.6mabh, 330mabhおよび365mabhから採取した試験片を用いて予備的なASR(非弾性ひずみ回復)測定を実施した。その結果, 3軸ロゼットゲージのベースが, ASR測定開始後10時間から20時間経過するとはく離する現象が現れた。このため, ひずみゲージをすべて単軸ゲージに変更するとともに, 1深度における試験片の個数を2個に増やした。

462.7 mabh, 462.8 mabh, 502.5 mabh および 502.6 mabh から採取した岩芯について実施した ASR 測定では, すべての試験片において非弾性ひずみ回復量が 10μ 以下と小さく, 定量的な応力の評価は困難であった。これは, 土岐花崗岩の非弾性ひずみ回復コンプライアンスが小さいために, 弾性ひずみの解放後に現れる非弾性ひずみの回復量がきわめて小さいためであると考えられる。最後に, 排水三軸圧縮試験をおこない, 非弾性ひずみ回復コンプライアンスを求めようとした。しかし, 3つの試験片では除荷直後に非弾性ひずみは縮む傾向を示し, 粘弾性的なひずみ回復挙動と異なる変化傾向が見られた。粘弾性的なひずみ回復挙動が現れた採取深度 455.7 mabh の試験片の体積変形とせん断変形に関する非弾性ひずみ回復コンプライアンスは, いずれも $2\mu/\text{MPa}$ 以下であり, 非常に小さかった。

参考文献

- (1) Warapinski, N.R. and Teufel L.W.: A viscoelastic constitutive model determining in-situ stress magnitudes from anelastic strain recovery of core, SPE 15368, (1986)
- (2) Blanton, T.L. et al.: The relation between recovery deformation and in-situ stress magnitudes, SPE/DOE 11624, (1983)
- (3) 松木浩二：岩石の非弾性ひずみ回復を用いた三次元地圧計測法の理論的検討，資源と素材，Vol.108, p.41-45, (1992)
- (4) Matsuki, K. and Takeuchi K.: Three-dimensional in situ stress determination by anelastic strain recovery of a rock core. Int J Rock Mech Min Sci. V30, N7, 1019-1022, (1993)
- (5) Flugge, W.: Visco-elasticity, 196-178, (1967)
- (6) Jaeger, J.C. and Rock, N.G.W.: Fundamentals of Rock Mechanics, 211-214, (1976), John Wiley & Sons, Inc.
- (7) Jaeger, J.C. and Cook, N.G.W.: Fundamentals of Rock Mechanics, 32-33, (1976), John Wiley & Sons, Inc.
- (8) 松木浩二：ASR法の標準法，資源・素材 2000（秋田），企画発表・一般発表(A) 講演資料 p.63-66, (2000)

7. DSCA 法

7. 1 DSCA 法の原理¹⁾

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氣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應用され⁴⁾、簡便でかつ経済的な方法であるのに加えて、岩芯からの 1 個の試験片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ることから、比較的多くの研究者に研究がおこなわれている⁴⁾⁻⁹⁾。

7. 2 基本仮定

DSCA 法は、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初期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芯を用いて 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岩芯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。

7.3 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芯を用いて一辺が 35mm～40mm の立方体試験片を新たなクラックが生じないように注意深く作成し、図 7.1 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、試験片に圧力溶媒が浸透するのを防ぐために、シリコーン樹脂で被覆し、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験片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、岩石試験片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、これは岩石試験片と参考試験片（溶融石英）のひずみとの差を意味する。

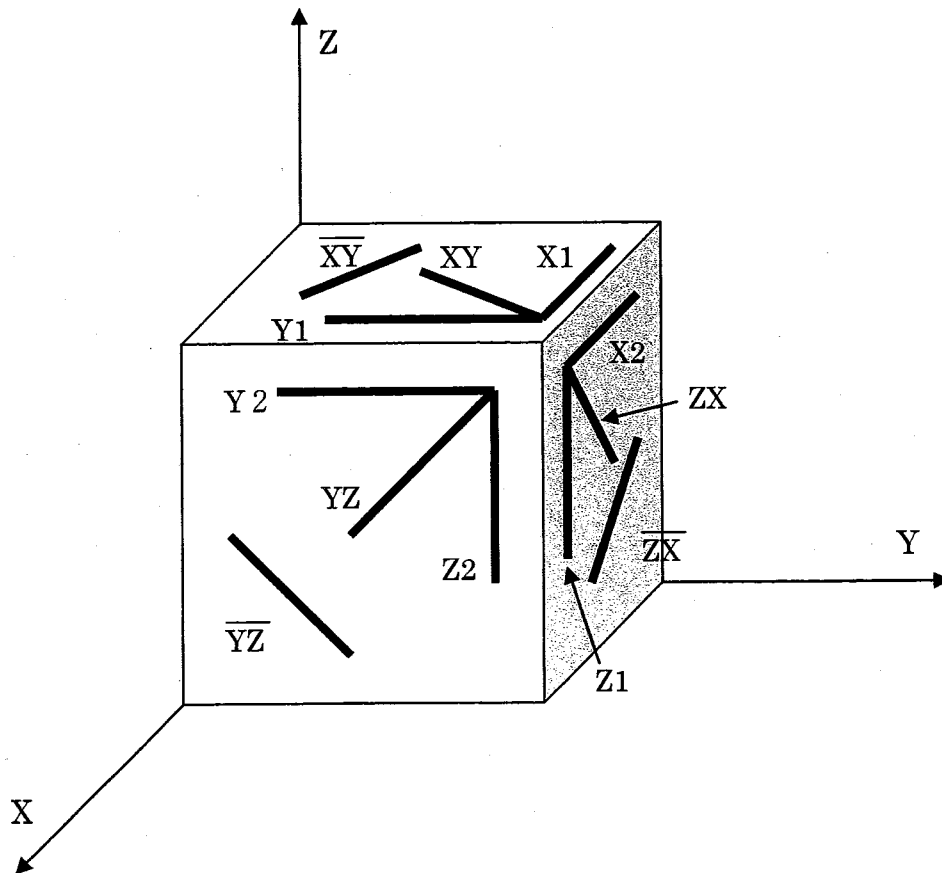


図 7.1 DSCA 法の立方体試験片に貼付するひずみゲージの位置

ある方向の垂直差ひずみ $\hat{\epsilon}_{II}$ と静水圧 p の関係を模式的に図 7.2 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ですが、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 $\hat{\beta}_{II}^I$ 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。 $\hat{\beta}_{II}^I$ 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_{II}^I と溶融石英の線圧縮率 β_{FS} の差 ($\beta_{II}^I - \beta_{FS}$) である。なお、等方弾性体の線圧縮率 β^I は、垂直ひずみを ϵ 、静水圧を p として次式で定義される。

$$\epsilon = \beta^I p \dots\dots\dots(7.1)$$

ここで、ヤング率を E 、ポアソン比を ν とすれば

$$\beta^I = (1 - 2\nu) / E \dots\dots\dots(7.2)$$

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) $\hat{\beta}_{eff-II}$ は、クラックが閉じる以前の岩石の有効線圧縮率 β_{eff-II} と β_{FS} の差 ($\beta_{eff-II} - \beta_{FS}$) であり、 β_{eff-II} はクラックを除く実質部の線圧縮率 β_{II}^I 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 7.2 中の 2 つの勾配 $\hat{\beta}_{eff-II}$ と $\hat{\beta}_{II}^I$ の差 $\Delta\beta_{II}$ は岩石試験片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、

$$\Delta\beta_{II} = \hat{\beta}_{eff-II} - \hat{\beta}_{II}^I = \beta_{eff-II} - \beta_{II}^I \dots\dots\dots(7.3)$$

また、図 7.2 中の η_{II} 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_{II} 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_{OII} となる。 η_{OII} 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 $\Delta\beta_{II}$ を用いている。 $\Delta\beta_{II}$ 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_{OII} 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_{OII} から、せん断成分を含むテンソル成分を求める。例えば図 7.1 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。

$$\gamma_{xy} = 2 \epsilon_{xy} - (\epsilon_x + \epsilon_y) \dots\dots\dots(7.4)$$

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、 $\Delta\beta_{II}$ 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_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。

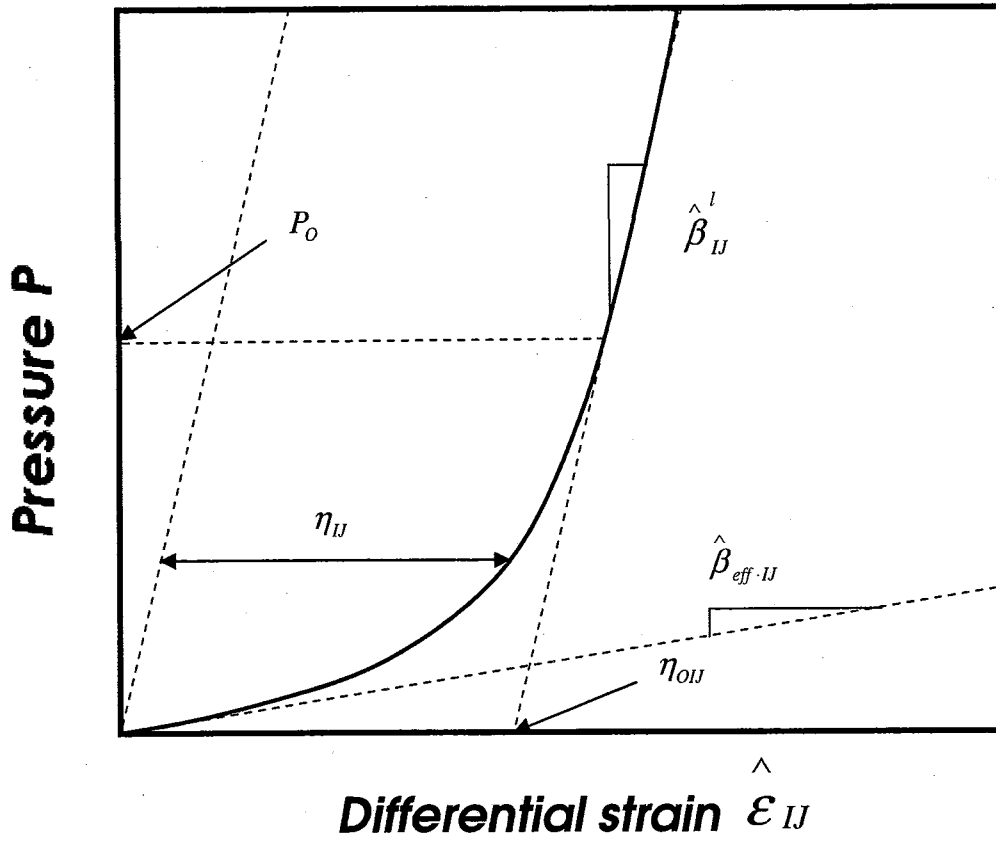


図 7.2 DSCA 法における静水圧—垂直差ひずみ曲線と微小クラックの量を特性付ける諸パラメータ

7.4 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

7.4.1 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

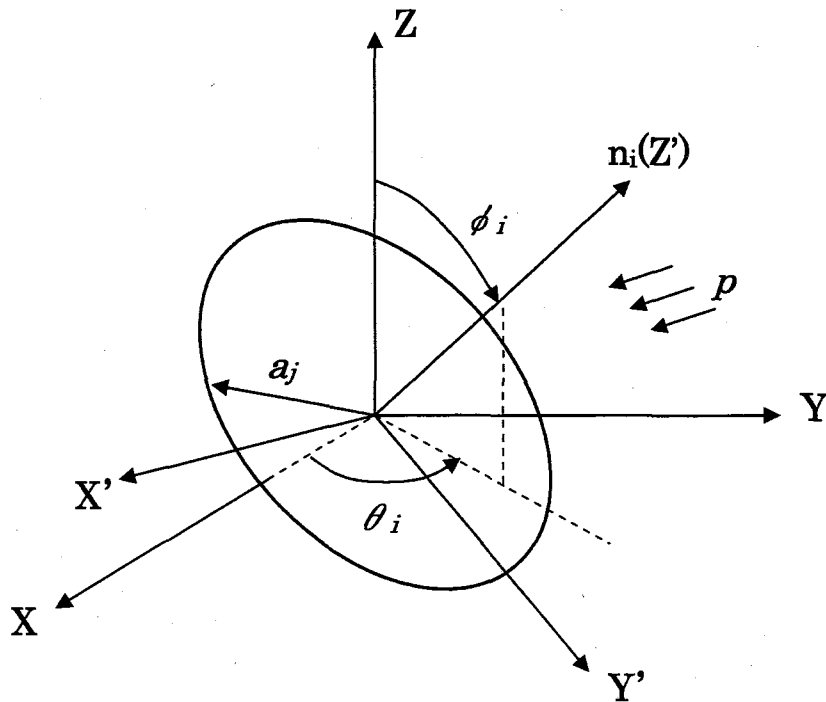
図 7.3 に示す座標系で、法線方向が n_i である半径 a_j の単一円盤状クラックを有する等方弾性体 (ヤング率 E , ポアソン比 ν) が静水圧 p を受けている場合を考える。このクラックのアスペクト比 (開口幅と半径の比) を α_j とすると、閉じるのに要する圧力 p_{cj} は次式で与えられる¹⁰⁾。

$$p_{cj} = \pi E a_j / \{4 (1 - \nu^2)\} \dots\dots\dots(7.5)$$

次に、図 7.3 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。

$$\beta_{eff} = \beta^l \{1 + (8/3) (1 - \nu^2) / (1 - 2\nu) a_j^3 / V\} \dots\dots\dots(7.6)$$

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。



- (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 7.3 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。

$$\beta_{\text{eff}} = \beta^l \{1 + (8/3) (1 - \nu^2) / (1 - 2\nu) \Sigma a_j^3 / V\} \dots\dots\dots(7.7)$$

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、

$$\rho_{ci} = \Sigma a_j^3 / V \dots\dots\dots(7.8)$$

とにおいて、これをクラック密度と呼ぶと、(7.7)式は次式のように表される。

$$\beta_{\text{eff}} = \beta^l (1 + k \rho_{ci}) \dots\dots\dots(7.9)$$

ただし、

$$k = (8/3) (1 - \nu^2) / (1 - 2\nu) \dots\dots\dots(7.10)$$

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。

$$\varepsilon_x = \varepsilon_y = \beta^l p, \quad \varepsilon_z = \beta_{\text{eff}} p \dots\dots\dots(7.11)$$

ここで、 p は静水圧である。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 $\varepsilon_{ll'}$ は次式で与えられることから、

$$\varepsilon_{ll'} = l'^2 \varepsilon_x + m'^2 \varepsilon_y + n'^2 \varepsilon_z \dots\dots\dots(7.12)$$

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

$$\varepsilon_{ll'} = \beta^l (1 + k \rho_{ci} \cos^2 \delta) p \dots\dots\dots(7.13)$$

ここで、図7.1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。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(7.13)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(7.5)式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、(7.3)式および(7.13)式より、 $\Delta\beta_{ll'}$ は、

$$\Delta\beta_{ll'} = \beta^l k \rho_{ci} \cos^2 \delta \dots\dots\dots(7.14)$$

である。すなわち、Stricklandら⁴⁾の用いている $\Delta\beta_{ll'}$ は(7.8)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、 $\Delta\beta_{ll'}$ 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 $\Delta\beta_{ll'}$ は大きい。また、 $\Delta\beta_{ll'}$ 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、 $\eta_{oll'}$ 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

クット比の分布の影響を考慮すると、 η_{0W} は次のように表される。

$$\eta_{0W} = \beta^l k \cos^2 \delta \int_0^{p_0} \rho_{ci} dp \dots\dots\dots(7.15)$$

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 7.3 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、(7.13)式から、図 7.1 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なになる。

$$\begin{aligned} \varepsilon_x / (\beta^l p) &= 1 + k \Sigma \rho_{ci} \sin^2 \phi_i \cos^2 \theta_i \\ \varepsilon_y / (\beta^l p) &= 1 + k \Sigma \rho_{ci} \sin^2 \phi_i \sin^2 \theta_i \\ \varepsilon_z / (\beta^l p) &= 1 + k \Sigma \rho_{ci} \cos^2 \phi_i \\ \varepsilon_{xy} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \Sigma \rho_{ci} \sin^2 \phi_i (\sin \theta_i + \cos \theta_i)^2 \\ \varepsilon_{xy} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \Sigma \rho_{ci} \sin^2 \phi_i (\sin \theta_i - \cos \theta_i)^2 \\ \varepsilon_{yz} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \Sigma \rho_{ci} (\sin \phi_i \sin \theta_i + \cos \phi_i)^2 \\ \varepsilon_{yz} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \Sigma \rho_{ci} (\sin \phi_i \sin \theta_i - \cos \phi_i)^2 \\ \varepsilon_{zx} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \Sigma \rho_{ci} (\sin \phi_i \cos \theta_i + \cos \phi_i)^2 \\ \varepsilon_{zx} / (\beta^l p) &= 1 + 0.5 k \Sigma \rho_{ci} (\sin \phi_i \cos \theta_i - \cos \phi_i)^2 \end{aligned} \dots\dots\dots(7.16)$$

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 $\Delta\beta_{ij}$ 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。

$$\Delta\beta_x = \beta^l k \Sigma \rho_{ci} \sin^2 \phi_i \cos^2 \theta_i \dots\dots\dots(7.17)$$

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、(7.16)式の最初の式については次のように与えられる。

$$\varepsilon_x / (\beta^l p) = 1 + k \int_0^{2\pi} \int_0^\pi \rho(\phi, \theta)_c \sin^2 \phi_i \cos^2 \theta_i \sin \phi d\phi d\theta \dots\dots\dots(7.18)$$

(7.16)式で与えられる垂直ひずみから (7.4) 式などを用いて次のようにせん断ひずみ

が求められる。

$$\left. \begin{aligned} \gamma_{XY}/(\beta^I p) &= k \Sigma \rho_{ci} \sin^2 \phi_i \sin 2\theta_i \\ \gamma_{YZ}/(\beta^I p) &= k \Sigma \rho_{ci} \sin 2\phi_i \sin \theta_i \\ \gamma_{ZX}/(\beta^I p) &= k \Sigma \rho_{ci} \sin 2\phi_i \cos \theta_i \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (7.19)$$

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 ϵ_I 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。

$$\epsilon_I / (\beta^I p) = 1 + k \rho_{ci} \dots\dots\dots (7.20)$$

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、

$$\Delta\beta_I / \beta^I = k \rho_{ci} \dots\dots\dots (7.21)$$

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⁴⁾は、既に述べたように、図 7.1 の垂直差ひずみ $\hat{\epsilon}_{II}$ と圧力の関係から直接 $\Delta\beta_{II}$ 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(7.21)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 $\Delta\beta_{II}$ 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(7.21)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_{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。

7. 4. 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、(7.17)式からわかるように、それぞれの方向について求めた $\Delta\beta_{II}$ には固有線圧縮率 β^I の異方性の影響が直接含まれ、 $\Delta\beta_{II}$ 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、(7.21)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. 5 DSCA 法による室内試験

7. 5. 1 サンプルングおよび試料作成

表 7.1 に示すように、MIZ-1 号孔の 3 深度から岩芯をサンプルングした。試験片名は採取深度の浅い方から深い方に順に A から C までアルファベット表記した。

表 7.1 MIZ-1 号孔の岩芯のサンプルング深度

試験片	岩種	岩芯採取深度 (m)	直径 (mm)
A	花崗岩	298.86	73.9
B	花崗岩	455.78	73.5
C	花崗岩	494.09	61.0

DSCA 法を適用した室内試験に用いた試験片の大きさは、一辺 35mm の立方体である。この立方体試験片を、表 7.1 に示した深度から採取した岩芯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) 採取した岩芯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 の立方体試験片を切り出した。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た。
- (2) 平面研削盤により、注意深く試験片端面の整形をおこない、一辺約 35mm の立方体試験片に仕上げた。
- (3) 整形した試験片を空气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た。この際、試験片の重量が一定になるまで恒温槽内に放置した。乾燥が終了した試験片をデシケータ中で保存した。
- (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) を貼付した。すなわち、図 7.4 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 枚ずつを貼付した。ただし、試験片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) を用いた。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 時間以上加え放置した。
- (5) 圧力媒体が試験片中に浸透するのを防ぐために、試験片の全面をシリコーン樹脂で被覆した (図 7.4 参照)。

以上のようにして製作した岩石試験片を、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験片内のすべてのクラックが閉じるまで静水圧を加え、試験片と熔融石英の垂直差ひずみ ϵ_{II} を計測した。

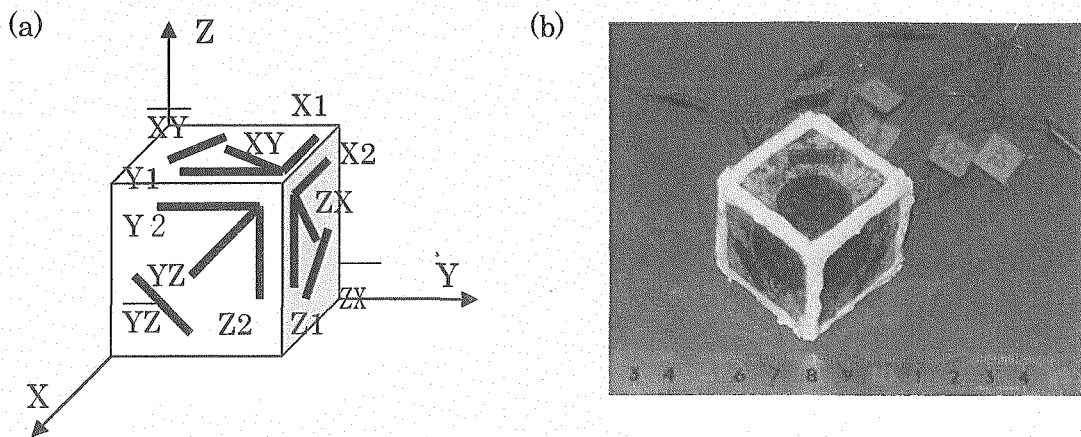


図 7.4 (a)立方体試験片に添付するひずみゲージの位置および(b)シリコン樹脂で被覆した試験片

7. 5. 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 7.5 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 $\beta_{eff,U}$ 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 回繰り返した。初期応力の評価には, 3 回目の測定結果を用いた。

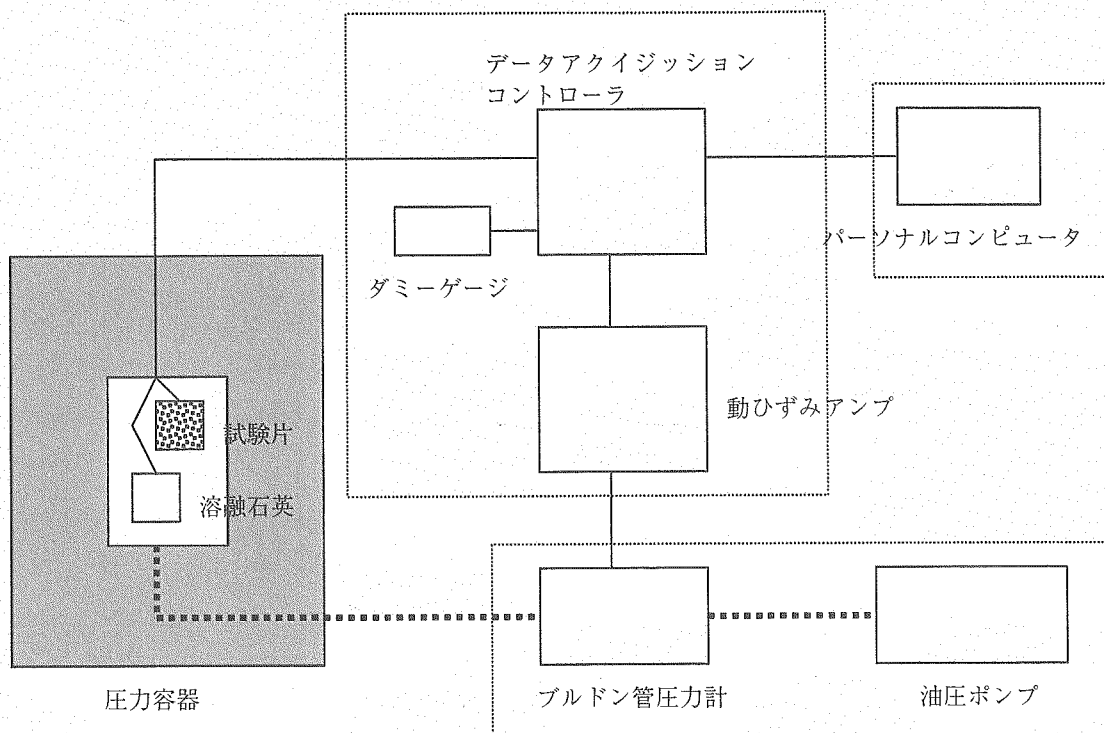


図 7.5 DSCA 法試験装置の系統図

7. 5. 3 解析および評価方法

解析手順のフローチャートは図 7.6 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 $\hat{\epsilon}_{II}$ 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 $\hat{\beta}_{eff,II}$ と固有線圧縮率 $\hat{\beta}_{II}^i$ 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。

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

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

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

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

$$\text{最大クラック垂直ひずみ: } \eta_{0II}$$

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

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

にせん断ひずみおよび各パラメータの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_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。

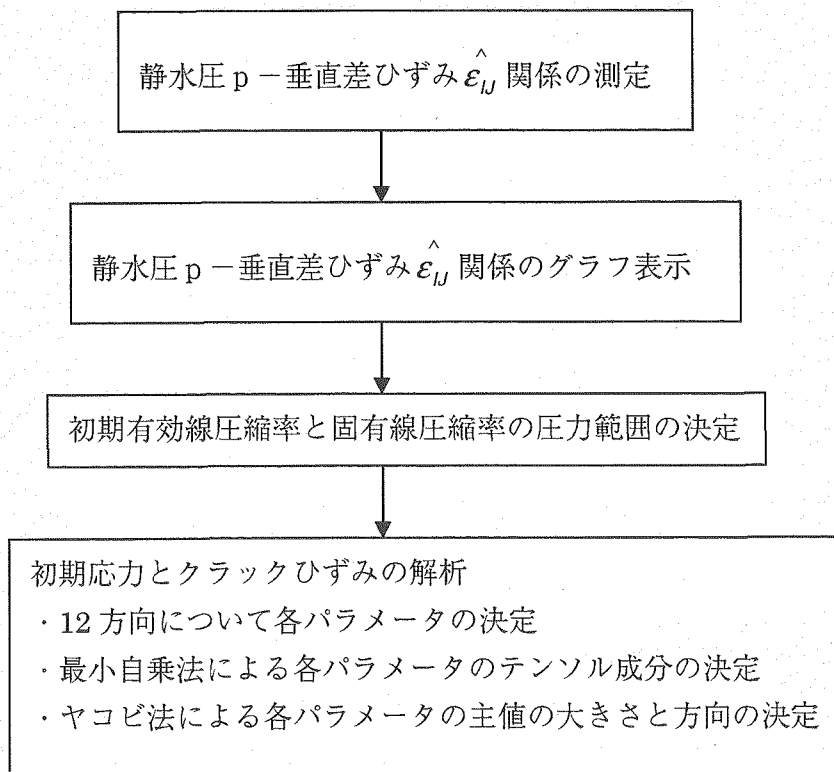


図 7.6 解析手順フローチャート

7. 6 試験結果

7. 6. 1 クラックパラメータの主値の大きさ

図 7.7 および図 7.8 に、MIZ-1 号孔の 3 深度で採取した岩石試験片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 7.1 の表記と対応し、XY1, XY2 などは図 7.1 の XY, \overline{XY} などと対応する。なお、本試験に用いた試験片の方位は既知であり、図 7.1 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 100MPa 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熔融石英のそれ ($9.44 \times 10^{-6}/\text{MPa}$) の方が大きいためである。

各試験片について求めた固有線圧縮率の主値 β_1^l とクラックパラメータをまとめて示すと表 7.2 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深度における β_1^l の値の最大値と最小値の差の β_1^l の全測定値の平均に対する比で表すと、試験片 A が 27%、試験片 B が 20%、そして試験片 C が 24% と全体的に大きい。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 $(\Delta\beta/\beta^l)_l$ 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 $\Delta\beta_l$ 、 $(\Delta\beta/\beta^l)_l$ および η_{ol} の大きさと、試験片が採取された深度との関係を示すと図 7.9 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_{ol} にはクラックのアスペクト比の分布が影響しており、 $(\Delta\beta/\beta^l)_l$ は固有線圧縮率の異方性の影響が取り除かれている。

$(\Delta\beta/\beta^l)_l$ と $\Delta\beta_l$ の関係を示すと図 7.10(a) のようである。この図の原点を通る直線の勾配は、MIZ-1 号孔の 3 深度から採取された岩芯の平均固有線圧縮率である。全試験片の平均固有線圧縮率を用いて $(\Delta\beta/\beta^l)_l$ と $\Delta\beta_l$ の関係をほぼ表すことができることから、各試験片の固有線圧縮率にばらつきがあっても、個々の試験片の平均値は近似しているといえる。図 7.10 (b) は $(\Delta\beta/\beta^l)_l$ と η_{ol} の関係である。試験片 C は他の 2 つの試験片とは $(\Delta\beta/\beta^l)_l$ と η_{ol} 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。

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 7.3 は、 $(\Delta\beta/\beta^l)_l$ 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 1.5~2.7, また σ_2/σ_3 は 1.2~2.0 の範囲に分布する。

表 7.2 固有線圧縮率およびクラックパラメータ

試験片		A	B	C
採取深度		298.86	455.78	494.09
クラックパラメータ	I	mabh	mabh	mabh
β'_i ($10^{-6}/\text{MPa}$)	1	8.93	8.90	9.02
	2	8.46	7.92	8.03
	3	6.73	7.30	7.10
$\Delta\beta_i$ ($10^{-6}/\text{MPa}$)	1	9.94	9.96	10.31
	2	6.00	9.22	8.36
	3	3.75	4.40	7.11
$(\Delta\beta/\beta')_i$ (—)	1	1.22	1.30	1.31
	2	0.81	1.07	1.04
	3	0.46	0.54	0.86
η_{0i} (10^{-6})	1	237	242	173
	2	166	210	157
	3	117	121	111

表 7.3 $(\Delta\beta/\beta')_i$ から推定された初期応力の比

試験片		A	B	C
採取深度		298.86mabh	455.78mabh	494.09mabh
主応力比	σ_1/σ_3	2.65	2.41	1.52
	σ_2/σ_3	1.76	1.98	1.21
	σ_3/σ_3	1.00	1.00	1.00

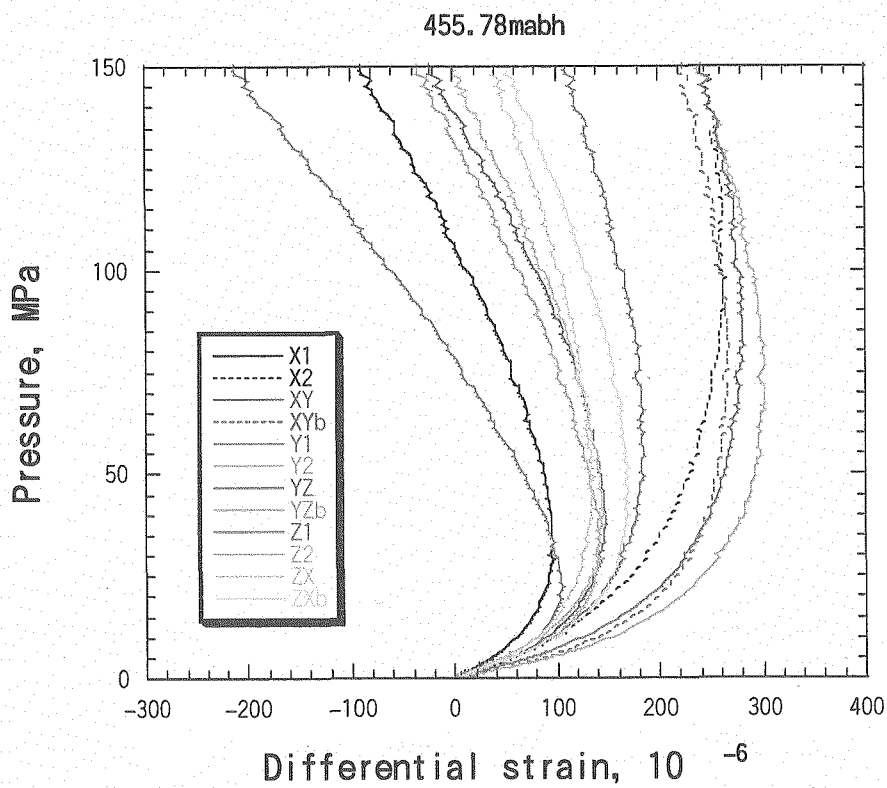
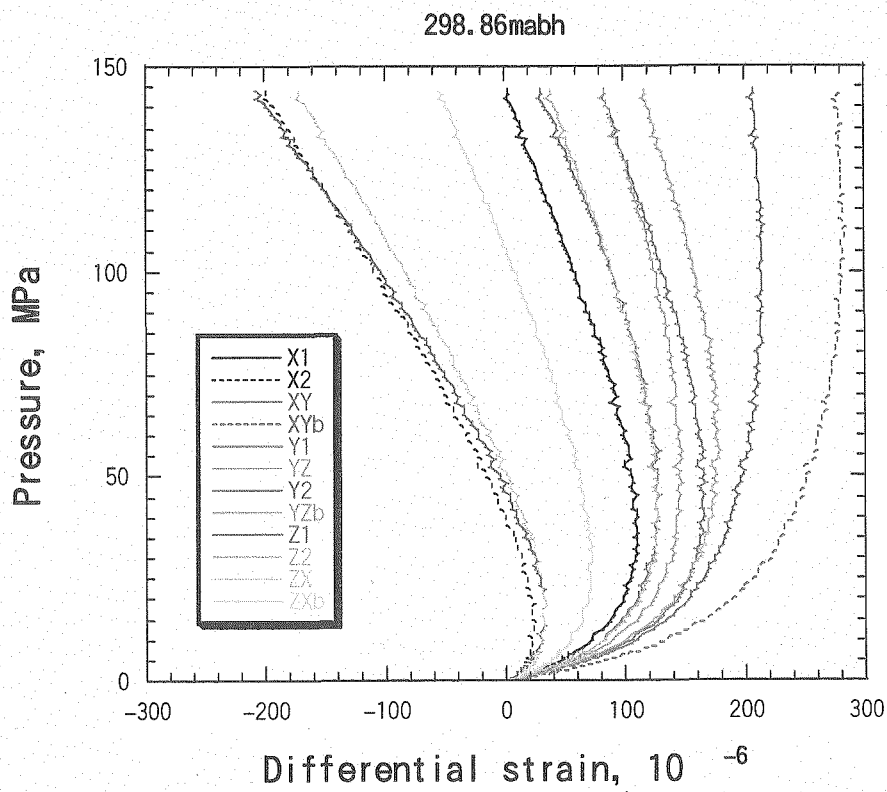


図 7.7 試験片 A および B の圧力-差ひずみ曲線

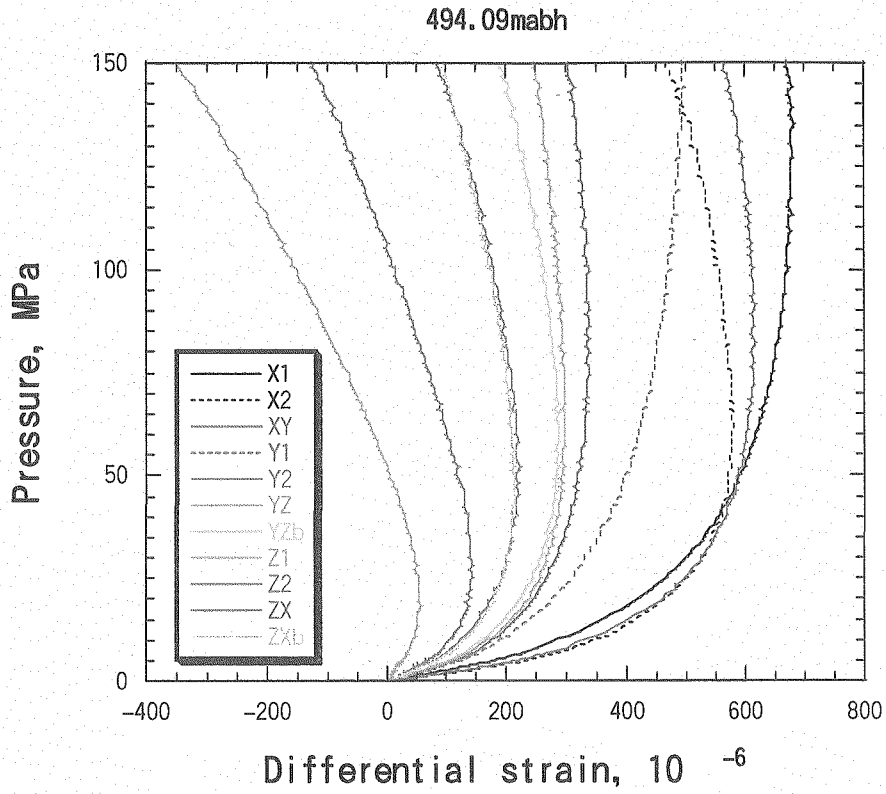


図 7.8 試験片 C の圧力-差ひずみ曲線

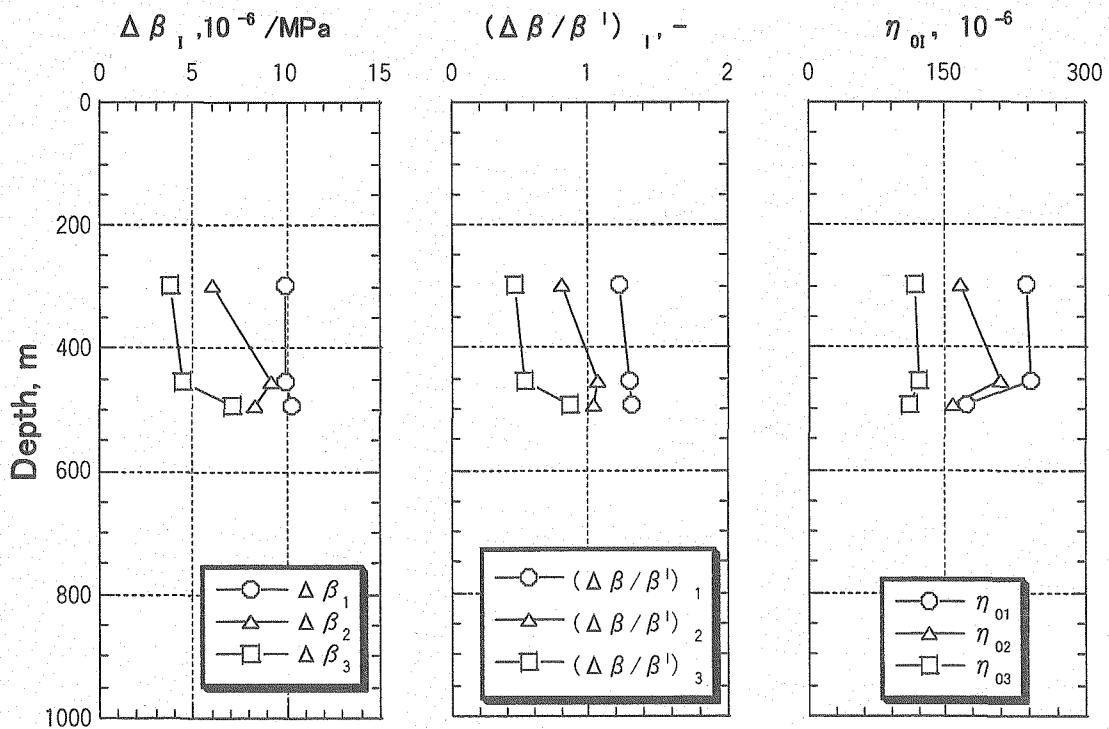


図 7.9 試験片の採取深度と $\Delta\beta_i$, $(\Delta\beta/\beta^I)_i$ および η_{0i} の関係

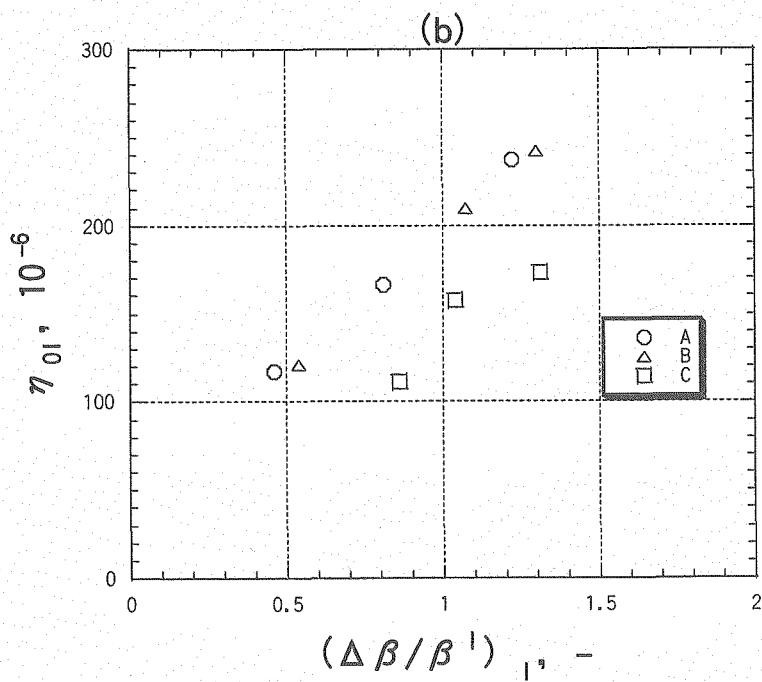
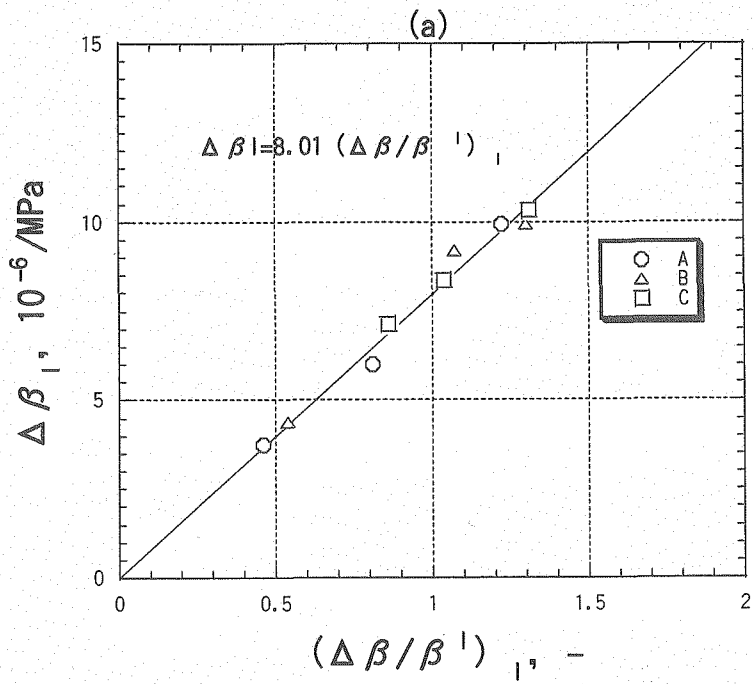


図 7.10 (a) $(\Delta \beta / \beta^I)_I$ と $\Delta \beta_I$ および (b) $(\Delta \beta / \beta^I)_I$ と η_{OI} の関係

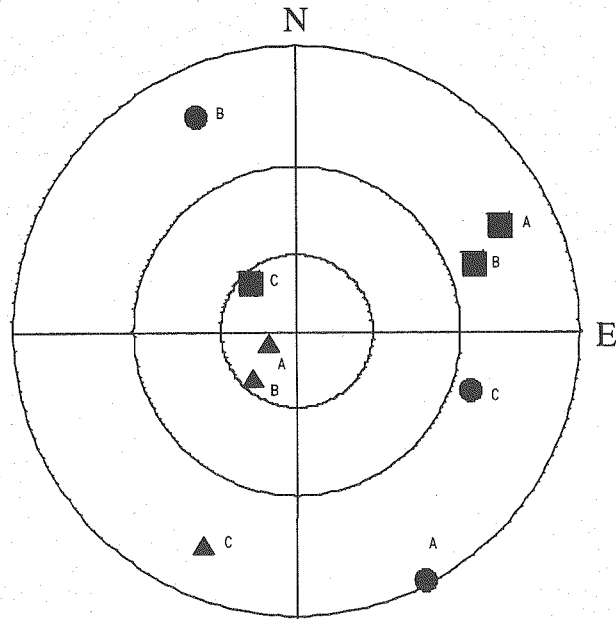
7. 6. 2 クラックパラメータの主値の方向

DSCA 法によって評価されたそれぞれのパラメータ $\Delta\beta_I$, $(\Delta\beta/\beta^I)_I$, 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 7.11 および図 7.12 の通りである。ここで, E, N, V は試験片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験片名を表す。これらの投影図から, 各試験片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 7.12(b)の固有線圧縮率をみると, 最大主値は試験片 A と試験片 B が N-W 方向であるのに対して, 試験片 C は N-E 方向とほぼ直交し, 試験片 C の固有線圧縮率の異方性が他の 2 つの試験片と異なることを示している。

図 7.11 (a), 図 7.11 (b) および図 7.12(a) のクラックパラメータの最大主値 (●印) に注目すると, 試験片 A と試験片 B の $\Delta\beta_I$, $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ および η_{OI} は, いずれも走向は NNW 方向に分布する。これは, 正馬様用地内から採取された岩芯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。また, 正馬様用地内で実施した水圧破碎試験から求められた水平面内の最大主応力の方向とも調和的である。一方, 試験片 C の最大主値は WNW 方向である。

次に, $\Delta\beta_I$ と $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ の最大主値の鉛直方向からの傾きをみると, 試験片 A と試験片 B は 80 度以上傾斜しているが, 試験片 C は約 65 度と小さい。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, $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ 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, $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ 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。

(a) $\Delta\beta_I$



(b) $(\Delta\beta/\beta^I)_I$

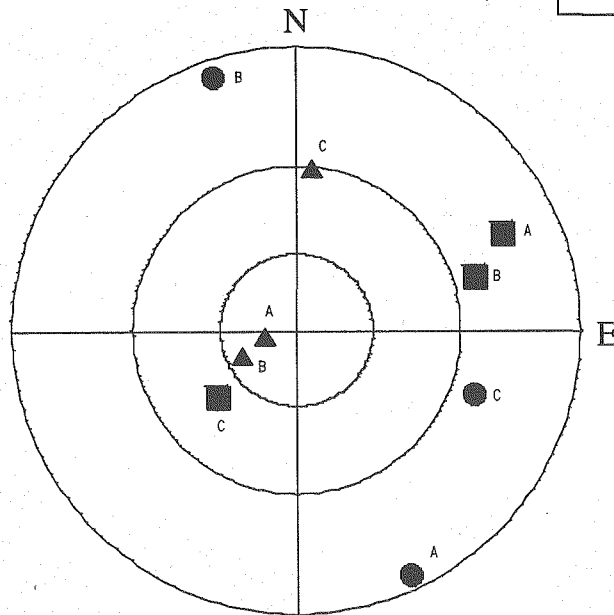
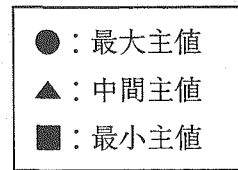
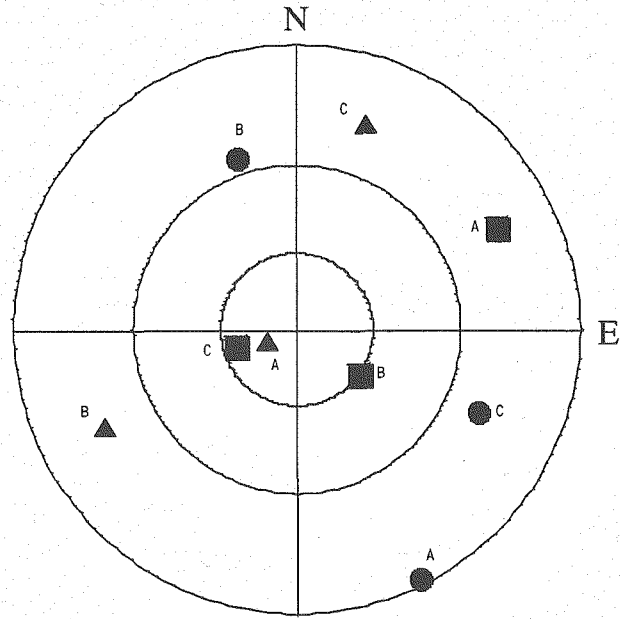


図 7.11 DSCA 法によって評価されたパラメータ(a) $\Delta\beta_I$ および(b) $(\Delta\beta/\beta^I)_I$ の主値の方向

(a) η_{OI}



(b) β'_I

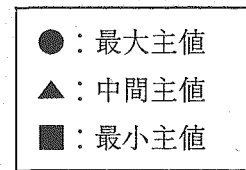
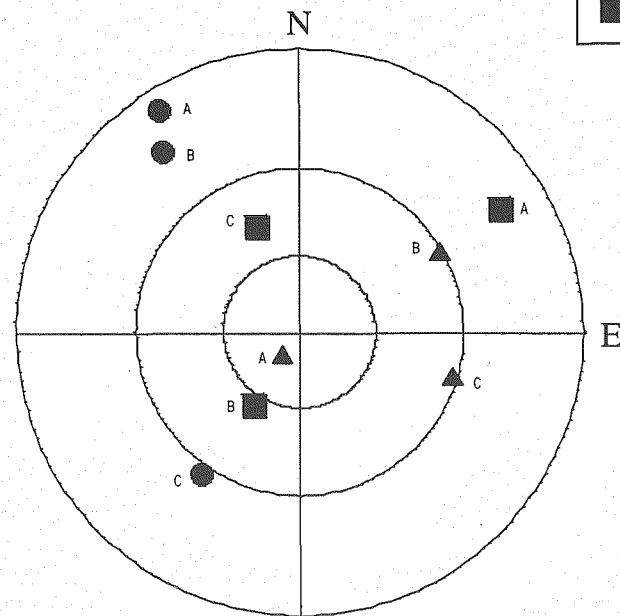


図 7.12 DSCA 法によって評価されたパラメータ(a) η_{OI} および(b) β'_I の主値の方向

7.7 まとめ

岩芯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, MIZ-1 号孔の 3 深度から採取した岩芯に適用し, 土岐花崗岩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。その結果, 土岐花崗岩の固有線圧縮率の異方性の大きさは 20%から 27%であった。 $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ から最小主値を基準として求めた初期主応力比は, ばらつきはあるが σ_1/σ_3 は 1.5~2.7, また σ_2/σ_3 は 1.2~2.0 の範囲に分布した。また, クラックパラメータ $\Delta\beta_I$, $(\Delta\beta/\beta^l)_I$ および η_{OI} の最大主値の走向は, 深度の浅い 2 つの試験片で NNW 方向, 最も深度の深い試験片で WNW 方向であった。これは, 正馬様用地内から採取された岩芯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とともに, 正馬様用地内で実施した水圧破碎試験の結果とも調和的であった。

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)

8. 結論

地表から深度 1000m までの岩盤の初期応力状態を把握することを目的として、MIZ-1 号孔の岩芯を用いた初期応力評価試験 (AE/DRA 試験, ASR 試験, DSCA 試験) を実施した。

MIZ-1 号孔の 291mabh, 455 mabh および 494 mabh から採取した岩芯を用いて AE/DRA 法による初期応力評価試験を実施した。AE 法と DRA 法から評価された初期応力の大きさの深度に対する変化傾向は、正馬様用地内で実施された水圧破碎試験による初期応力の測定結果と一致しなかった。また、AE 法と DRA 法から求められた主応力の方向はばらつきが大きく、系統的な分布傾向を見出すことはできなかった。

462.7 mabh, 462.8 mabh, 502.5 mabh および 502.6 mabh から採取した岩芯について実施した ASR 測定では、非弾性ひずみ回復量がいずれも 10μ 以下と小さく、定量的な応力の評価は困難であった。これは、土岐花崗岩の非弾性ひずみ回復コンプライアンスが非常に小さいことによると考えられた。

MIZ-1 号孔の 3 深度から採取した岩芯に DSCA 法を適用し、土岐花崗岩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 次元分布特性を定量的に評価した。その結果、土岐花崗岩の固有線圧縮率の異方性の大きさは 20% から 27% であった。 $(\Delta\beta/\beta^i)_i$ 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 1.5~2.7, また σ_2/σ_3 は 1.2~2.0 の範囲に分布した。また、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、深度の浅い 2 つの試験片で NNW 方向、最も深度の深い試験片で WNW 方向であった。

本試験で適用した DSCA 法, AE 法および DRA 法などのコア法と呼ばれる初期応力測定法は、岩盤内の応力を急激に解放した結果生じる配向性のマイクロクラックの発生に基礎を置く方法であり、方位が既知のコアさえ得られれば比較的簡単に主応力比とその方向が求められるといわれてきた。しかし、コア内部のマイクロクラックの開口、伸長および発生と初期応力状態とを関係づける仮定が定量的に実証されていないので、その信頼性は必ずしも高いとは言えない。最近の研究によれば、コアリングの際に履歴する応力変化によって、最も多くのマイクロクラックが最大圧縮応力方向に垂直ではなく最小圧縮応力方向に垂直に生ずることがわかってきた²⁾。一方、コアリングに伴って花崗岩に生ずる引張の残留応力が十分に大きければ最大圧縮応力方向に垂直にマイクロクラックが生ずることが予測されるものの、石英の含有率と初期応力の大きさによってはマイクロクラックは必ずしも最大圧縮応力に垂直に生じないことが指摘されている²⁾。このように、実際のボーリングコアには初期応力ばかりでなくコアリングのプロセスに起因して形成されたクラックも含まれると考えられることから、コア法から得られる初期応力の情報にはいまだに不明な点が多いように思われる。ASR 法は、粘弾性理論を基礎とする方法であり、コア法の中では最も理論的に信頼性の高い方法である。た

だし、粘弾性理論で用いられるダッシュポットとばねが物理的にどのような意味を持っているかは議論の余地があると思われる。さらに、ASR の発生メカニズムがマイクロクラックの時間に依存した伸長である場合は、ASR の発生現象が非可逆的であるために、室内試験によって非弾性ひずみ回復コンプライアンスを測定することは不可能になる。このため、ASR 法の適用にあたっては、当該岩芯の ASR 発生メカニズムを明らかにしておく必要があると思われる。

最後に、これらのコア法を土岐花崗岩に適用する際に考慮しなければならない点について、実技的な観点から検討する。まず、AE/DRA 法を土岐花崗岩のように線形性の強い岩石に適用する場合、ダイラタンシー発生応力以下での AE の発生は非常にわずかである。特に、初期応力が小さいと考えられる地下浅部から採取される岩芯への最大載荷応力は、一軸圧縮強度の 1/10 程度と低いことがありうる。AE 法の原理が正しければ、初期応力が小さい浅部の岩芯では低い載荷レベルで多くの AE が発生しなければならないが、実際には AE は殆ど発生しないことが多い。また、採取深度が浅く、最大載荷応力レベルが低いと、土岐花崗岩のように線形性の強い岩石の場合、DRA 法における差ひずみ関数は多くの場合、数マイクロのオーダーである。一般のひずみゲージの測定精度は最大でも数マイクロであるから、その測定は非常に難しいと思われる。初期応力は一般に深度とともに増大するので、岩芯の採取深度が深くなると予想される初期応力レベルがダイラタンシーの発生する応力レベルを越えることが考えられる。新たなき裂の発生を避けるために、AE/DRA 法の最大載荷応力レベルはダイラタンシーの発生する応力レベル以下でおこなわなければならない。このために、AE/DRA 法では試験片に封圧を作用させてダイラタンシーの発生する応力レベルを高めることがおこなわれる。試験片内部のマイクロクラックがどの程度の封圧で閉じるかは、そのマイクロクラックのアスペクト比とクラックまわりの岩石の弾性率によって決まる。このことから、封圧下での岩芯の AE の発生挙動、すなわち AE 法から推定される初期応力は、試験片に含まれるクラックのアスペクト比の分布と封圧の大きさに依存すると考えられる。

ASR 法を土岐花崗岩のように非弾性ひずみ回復コンプライアンスが小さい岩石に適用することは非常に難しい。なぜならば、弾性ひずみの解放後に現れる非弾性ひずみの回復量が小さいために、岩芯が地表に回収された時点からでは非弾性ひずみを測定することができないからである。そのため、ASR 法の現場適用にあたっては、土岐花崗岩の非弾性ひずみ回復コンプライアンスを推定し、事前に最大の非弾性ひずみ回復量を評価しておくことが必要であると思われる。このようにして評価される最大の非弾性ひずみ回復量が数百マイクロひずみ以下の場合、ASR 法の適用は困難であるといわれている。また、かなり大きな非弾性ひずみ回復が測定されたとしても、その発生メカニズムがマイクロクラックの時間に依存した伸長である場合は、室内試験から非弾性ひずみコンプライアンスを測定することは困難であるように思われる。

DSCA 法は、本来、岩芯内部に含まれるマイクロクラックの分布を調査する方法であ

る。この方法は岩石内部に配向性のマイクロクラックがわずかしか含まれない場合には、圧力-差ひずみ曲線の線形性が強くなってクラックパラメータを評価することができなくなる。また、試験片の表面にひずみゲージを貼付するので、得られる圧力-差ひずみ曲線は試験片表面の局所的な状態の影響を受けやすい。したがって、得られる結果にばらつきが生じることが多い。図 8.1 は、MIU-2 号孔から採取した岩芯の圧力-差ひずみ曲線と、岩芯と直交する平面内を岩芯の中心を通過して伝播する弾性波速度の関係とを対比して示したものである。ここで、試験片 E、試験片 H および試験片 J の弾性波の速度異方性は、それぞれ 5.4%、2.9%および 0.9%である。この図から、少なくとも土岐花崗岩の場合、岩芯の長軸と直交する平面内の弾性波の速度異方性が 5%未満であれば、DSCA 法から得られる圧力-差ひずみ曲線の線形性が強く、クラックパラメータの評価は困難であると思われる。なお、速度異方性がわずかに 2.9%であっても、弾性波速度の分布には明瞭な極値が現れている。DSCA 法は、試験片の調整・製作にかなりの労力を要するので、弾性波速度の異方性からその適用性をあらかじめ評価しておくことが必要であると思われる。

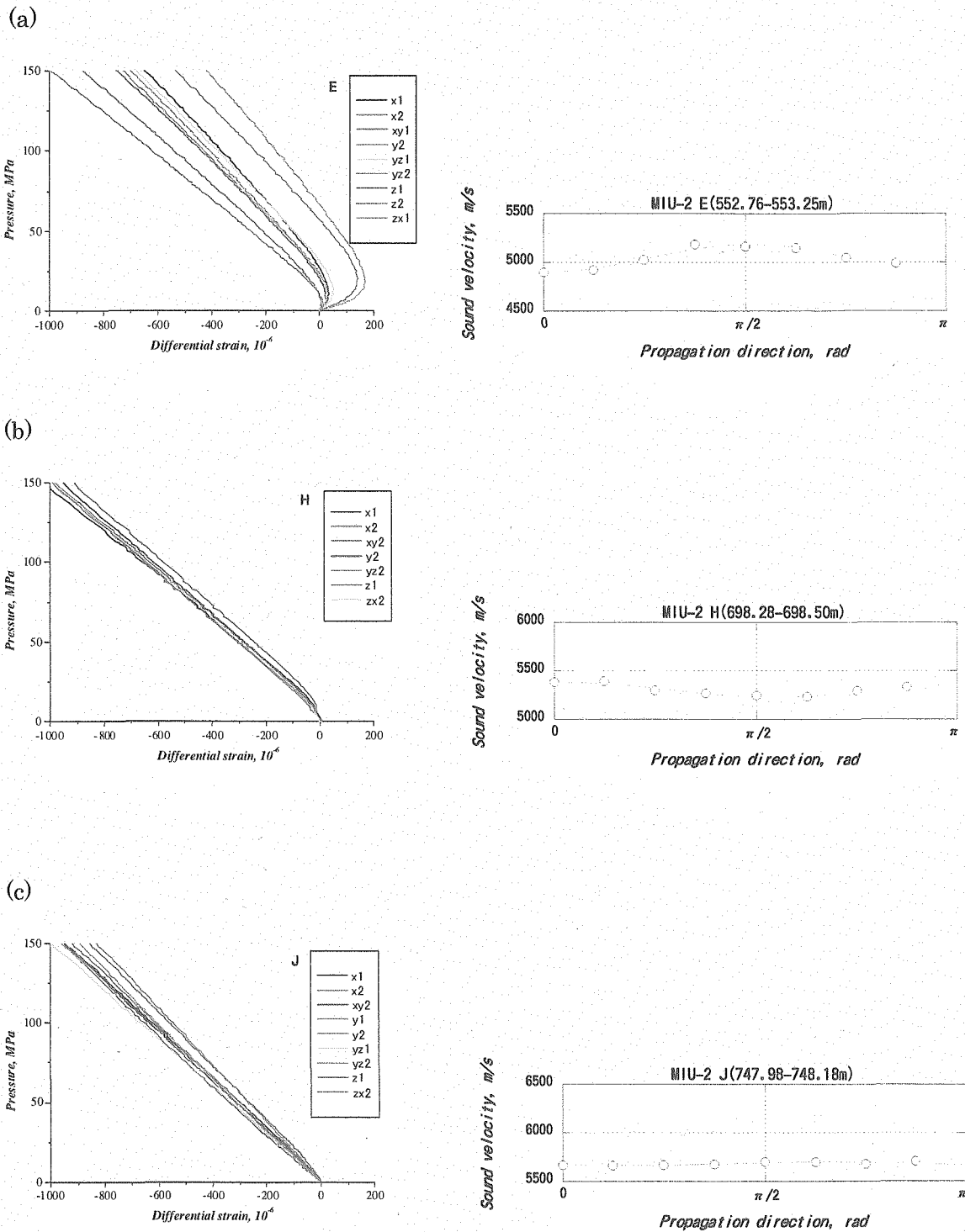


図 8.1 MIU-2 号孔から採取した岩芯の圧力-差ひずみ曲線と岩芯と直交する平面内の弾性波速度の関係

参考文献

- (1) 松木ら：地圧下のボーリングに伴う岩石コアの引張損傷と DSCA, 資源と素材, Vol.116, pp.972-978,(2000)
- (2) Ito,T. and Hayashi,K. : Modeling of Residual Stress and Micro-crack in Rock Caused by Stress Relief due to Coring ISRM Regional Sympo. EUROCK, pp.493-498,(2001)