応力腐食による岩石内のクラック伸長現象の 異方性に関する理論的考察[†]

佐野 修*

Theoretical Study of Anisotropy of Stress Corrosion Cracking in Rocks by the Double-Torsion Method

by

Osam SANO*

Subcritical crack growth has a strong dependence on the directions of crack opening and crack propagation. The maximum growth rate was higher by several orders of magnitude than the minimum one for Oshima granite. From the theoretical consideration on the torsion of two thin orthotropic plates, a way for analyzing the data of the double-torsion technique for anisotropic materials was established. Based on the Christoffel's equation, nine elastic stiffness constants of Oshima granite were determined from the sound velocities, V_p and V_s , propagating in various directions. The results of the anisotropic analysis showed that the observed difference in crack velocity of different directions was not an error due to the isotropic analysis but the intrinsic nature of the granite. A theory based on the microcrack growth model showed that the difference in crack velocity by several orders of magnitude brings in a difference of only several times in dilatancy and that of only several percents in the uniaxial compressive strength.

Key words : Stress corrosion, Anisotropy, Double-torsion.

1 緒 論

応力下のぜい性材料内部に存在するクラックの周辺に生じる引張応力が、材料固有の臨界値に達すると急速な破壊が生じる。圧縮応力下の岩石では一般にこの種の破壊が終局的破壊をもたらすことはなく、微小な破壊にとどまるので微小破壊と呼ばれる。また臨界応力以下でもクラックはゆっくりと伸長する。この現象は subcritical crack growth と言われており、クラックに作用する引張応力の助けを借りた化学反応、すなわち応力腐食 (stress corrosion) により生じる¹⁾。多くの岩石はケイ酸塩鉱物より成立っているので、応力腐食現象はシリコンボンドが水との化学反応により切断される現象である²⁾。応力腐食によるクラックの伸長はクラック周辺の応力状態を変化させるので、ぜい性領域の岩石の変形～破壊挙動の時間依存性を支配する。したがって応力腐食によるクラックの伸長現象に関する研究は、岩盤内構造物の長期安定性予測、さらには地殻の長期強度の推定と係わっている。

岩石のように不透明で加工しにくく、先在クラックが多数含まれる材料のクラック伸長現象の測定にはダブルトーション (DT) 試験が採用されることが多い。これまでも DT 試験によるクラック速度の測定がなされているが、岩石を等方弾性体として取り扱って

きた。しかし先在クラックの配向性などによる岩石の力学的性質の異方性が指摘されており⁶⁾、クラックの伸長現象にも異方性が示されている⁷⁾。

大島花崗岩のクラック速度には大きな異方性が存在する。そこで得られた結果を示すと Fig. 1 のとおりである。なお R , G , H 軸は最も割りやすい面と二番目に割りやすい面である rift 面と grain 面、およびこれらに垂直な hardway 面の法線方向である。これは採石場の用語であり、力学的特性の異方性とよく一致

Fig. 1. A summary of K - V relations of Oshima granite. H , G and R indicate the normal for the hardway plane, the grain plane and the rift plane, respectively. HR , for example, indicates the velocity of the crack propagating in H -axis and opening to R -axis.

[†] 原稿受理 昭和62年6月6日 Received June 6, 1987

* 正会員 山口大学工学部 宇部市常盤台, Faculty of Engineering, Yamaguchi University, Tokiwadai, Ube

するが⁸⁾、厳密に一致するかどうかは不明である。本研究ではクラックの配向性の観察と力学的特性によって室内で鑑定した面を指す。なお日本の採石場でも識別しており⁹⁾、フランス語やドイツ語にも対応する呼び名がある。図中に示されているように応力腐食指数は $n=32$ である。同一応力レベルのクラック速度の差は $10^6 \sim 10^7$ 倍にも達しているが、 K_I 値の測定結果の分布はただだか2倍程度の範囲にすぎない。これまでの研究と同様に、クラック先端の応力拡大係数やクラック速度を求める際に用いられた式は等方性仮定で得られたものであり、異方性岩石では誤差が生じるものと思われる。仮に K_I 値の誤差が 50% 以上あるならば、大島花崗岩で認められたクラック速度の差は等方性仮定による誤差にすぎないばかりでなく、クラック速度の大小関係が逆転する可能性もある。したがって異方性を考慮した解析による検討が必要である。

2 異方性解析

2.1 応力拡大係数

DT 試験で測定される荷点の変位 z は、2枚の薄板をねじりモーメントにより曲げる問題に帰着させることにより求められた。ここでも異方弾性体の薄板を Fig. 2 に示すような荷点によりねじり曲げる場合を考える。 xy 平面の任意の点 (x, y) の変位 z は

$$z = L_1 x^2 + L_6 xy + L_2 y^2 + M_1 x + M_2 y + M_0 \quad (1)$$

で与えられる¹³⁾。ただし M_i は境界条件により決まる係数であり、 L_i は次式により決定される。

$$L_i D_{ij} = -P \delta_{ij} / 8 \quad (i, j=1, 2, 6) \quad (2)$$

また D_{ij} は $D = \det(s_{ij})$ とすると

$$D_{ii} = d^3 (s_{jj} s_{kk} - s_{jk}^2) / (12D) \quad (3)$$

$$D_{ij} = d^3 (s_{ik} s_{jk} - s_{ij} s_{kk}) / (12D)$$

である。ただし d は板の厚さ、 s_{ij} はコンプライアンスであり、36個の成分からなる。点 $(0, 0)$ 、 $(0, W_m)$ および $(a, 0)$ を固定点とすると式(1)は

$$z = L_1 (x^2 - ax) + L_6 xy + L_2 (y^2 - W_m y) \quad (4)$$

となる。ただし a はクラック長、 W_m は着点間の距離である。ここで供試体の座標軸 x, y, z 軸と異方性の主軸 1, 2, 3 がそれぞれ一致するものとし、直交異方性を仮定すると、式(2), (3)より

$$L_6 = -3P s_{66} / (2d^3)$$

Fig. 2. Torsion of a thin orthotropic plate.

となる。この結果を式(4)に代入すると着点 (a, W_m) の変位 z およびコンプライアンス c は

$$\begin{aligned} z &= -3P s_{66} a W_m / (2d^3) \\ c &= 3s_{66} a W_m / (2d^3) \end{aligned} \quad (5)$$

となる。クラック面の面積は ad_n なので、クラックが拡大する際のエネルギー開放率 G は

$$G = 3P^2 W_m s_{66} / (4d^3 d_n) \quad (6)$$

で表される。Paris and Sih¹⁴⁾によると直交異方性体の応力拡大係数とエネルギー開放率の間には

$$G = K_I^2 (s_{22} ((s_{11} s_{22})^{1/2} + s_{12} + s_{66} / 2) / 2)^{1/2} \quad (7)$$

が成立つので式(6)(7)により直交異方性体の DT 供試体に生じる応力拡大係数は

$$\begin{aligned} K_I^2 &= 3P^2 W_m s_{66} / (2d^3 d_n (2s_{22} ((s_{11} s_{22})^{1/2} + s_{12} \\ &\quad + s_{66} / 2))^{1/2}) \end{aligned} \quad (8)$$

により与えられる。 $x \sim z$ 軸と 1 ~ 3 軸との関係が上記の場合と異なる時には s_{ij} の添字の変更を行えばよい。また横等方性が仮定できる場合も類推により容易に求めることができる。

2.2 クラック速度

DT 試験で得られる変形 z と荷重 P の間には次式が成立つ¹⁵⁾。

$$z = P(Ba + D) \quad (9)$$

B および D は供試体寸法と物性により決まる定数であり、 $Ba \gg D$ であるから、式(5)と比較することにより B が定まる。式(9)を時間で微分すると

$$dz/dt = (Ba + D)dP/dt + BPda/dt \quad (10)$$

が得られる。式(10)をもとに様々な荷重経路の場合のクラック速度を求めることができる。すなわち荷重が一定値 P_0 に保たれる定荷重法では

$$V = (dz/dt) / (BP_0) \quad (11)$$

となる。直交異方性体の場合には式(5)より、

$$V = 2(dz/dt)d^3 / (3P_0 s_{66} W_m) \quad (12)$$

となる。定変位速度試験の場合には、荷重がある最大値 P_{max} で一定となるので、その値を用いて、同様に、

$$V = 2(dz/dt)d^3 / (3P_{max} s_{66} W_m) \quad (13)$$

となる。リラクゼーション法で採用されることの多い物性値不要の式は異方性体でも変化はない。しかし荷重～変形曲線から求めた初期コンプライアンス S_0 を用いる場合には

$$V = -2S_0 P_0 (dP/dt)d^3 / (3P^2 s_{66} W_m) \quad (14)$$

によりクラック速度を求めねばならない。

3 異方性体の弾性率

異方性を考慮した解析結果を用いて応力拡大係数やクラック速度を求めるには、異方性体の弾性率を知る必要がある。等方性体では僅か2個の弾性率ですべての弾性変形を記述できるが、異方性体の弾性スティフネス (stiffness tensor) c_{ijkl} は 81 個の成分からなる。ただし純粋異方性体の独立な弾性率成分は 21 個であ

る。

異方性体の任意の方向の弾性率は、主軸の弾性率をもとに座標変換により求まるので、まず異方性体の主軸に関する独立な弾性率を決定する必要がある。これは力と変形の関係から決定することも可能であるが、ここでは弾性波速度より求めることにする。

異方性体の主軸に関する独立な弾性率 c_{ijkl} と弾性波速度 V の間には

$$(\Gamma_{ij} - \rho V^2 \delta_{ij}) U_j = 0 \quad (15)$$

という関係が成立¹⁷⁾。ただし ρ は密度、 U_j は振幅成分である。 Γ_{ij} は Christoffel stiffness であり、

$$\Gamma_{ik} = a_j a_l c_{ijkl}$$

である。ただし a_i は弾性波の波面の法線の主軸に関する方向余弦である。したがって弾性率を求めるには、21 の独立な弾性率および主軸の座標軸に関する方向余弦を決定する必要がある。主軸方向が既知の場合には、より簡単となるが、方向の精度が 1° 以内でなければならない¹⁸⁾。

花崗岩のように直交異方性が、また堆積岩のように横等方性が仮定できる場合、式 (15) により主軸方向に進行する縦波の速度を求めると $c_{ii} = \rho V_{ii}^2$ ($i=1 \sim 3$) となる。ただし式 (3) と同様に、 c_{ijkl} をマトリックス表記で表すことにする。また横波の速度 V_{ij} も同様に、 $c_{kk} = \rho V_{ij}^2$ ($i, j=1 \sim 3, k=4 \sim 6$) となるので、対角要素 c_{ii} は主軸方向に伝ばする V_{ii} および V_{ij} の測定値から求めることができる。なお c_{ij} は s_{ij} と逆行列の関係がある。ここで c_{ij} に適当な値を仮定し、直交異方性体の主軸に垂直な平面内を進行する波の速度を式 (15) により求めて Fig. 3 に示す。主軸方向の速度は極値であり、この近傍では速度はゆるやかに変化する。また対角要素は主軸方向のただ一つの速度により決定されるので、速度および方向の測定精度は McSkimin の指摘ほど厳しくない。

非対角要素は主軸と斜交する方向の速度より求まる。例えば直交異方性体の 3 軸に垂直な平面内を伝ばし、この軸に垂直に振動する (準) 縦波と (準) 横波の速度は式 (15) を変形した式 (16) の解で与えられる。

$$(c_{12} + c_{66})^2 = (c^2 C_{11} + s^2 C_{66} - \rho V^2) \\ (c^2 C_{66} + s^2 C_{22} - \rho V^2) / c^2 s^2 \quad (16)$$

ただし ρ は密度であり、 c および s は伝ば方向と 1 軸とのなす角を θ とすると、それぞれ $\cos \theta$ および $\sin \theta$ である。式 (16) には二つの独立な実数解があり、一つは (準) 縦波の速度、もう一つが (準) 横波の速度である。Lo et al.¹⁹⁾ は横等方性を仮定し、3 種の岩石の弾性率を求めた。その際一つの非対角要素は主軸と 45° をなす方向の縦波の速度を計測し、式 (16) と同様の式を用いている。しかし Fig. 3 に示されているように、この方向に伝ばする弾性波の速度は方向が僅かに

Fig. 3. Sound velocities propagating in the plane normal to the axes of the anisotropy, H, G and R, which were calculated by the Christoffel's equation.

変化するだけで急激に変化する。したがって主軸および弾性波速度の測定方向の計測に含まれる誤差は致命的となる。この場合 McSkimin の指摘のように、 1° 以内の精度が必要となる。また式 (16) には速度の 4 次の項があり、速度の測定精度も重要である。

式 (16) で見られたように ij 平面内を伝ばし、 k 軸に垂直に振動する横波の速度は 3 個の対角要素と 1 個の非対角要素により決定されるが、この横波の速度は主軸と約 45° を成す方向で極値となることが Fig. 3 に示されている (図中 SH 波)。したがって 45° 方向の SH 波の速度の、速度計測方向に含まれる誤差に伴う変化は主軸方向と同様に小さい。そこで弾性率の非対角要素は、 ij 平面内、 i, j 方向と 45° を成す方向に伝ばし、 k 軸に垂直に振動する横波の速度から求める。

4 弾性率の決定

上記の波の速度を測定するために、まず DT 試験に用いた大島花崗岩と同じブロックより、各面の法線が R, G, H 軸と一致する立方体を切り出した。さらに立方体の各稜を切削し、隣り合った面と 45° を成すように整形した。各面の平行度は $\pm 5/100 \text{ mm}$ 以内である。立方体供試体の一つを用いて静水圧試験を行い、主ひずみの方向を求めた結果によると、各面の法線は R, G, H 軸と $\pm 5^\circ$ 以内で一致している。ただし肉眼鑑定によると、誤差はもう少し小さい。立方体の各稜の長さは約 40 mm である。

速度測定は、 $600 \text{ kHz} \sim 2 \text{ MHz}$ のパルス透過法により行った。受信波は $10 \text{ kHz} \sim 3 \text{ MHz}$ の帯域を 40 dB 増幅し、デジタル化し、パーソナル・コンピュータに転送、記録した。

異方性体では主軸に斜交する方向に横波を励起すると、主軸方向に分極した 2 種類の横波が生じる。H 軸方向に伝ばする波のうち、主軸方向に励起し、同じ軸方向に分極した受信子で得られた波形、および主軸

に対し 45° の方向に励起し、主軸方向に分極した受信子で得られた波形の例を Fig. 4 に示す (供試体長 = 55 mm). 45° 方向に励起した場合に一つの縦波と主軸方向に振動する二つの横波が生じている. これらの受信波形をもとに、大島花崗岩で得られた各種の波の

Fig. 4. Seismograms of elastic waves propagating in H-direction of Oshima granite. HG to HG, for example, indicates the directions of polarization of both source and receiving transducers are G-axis.

Table I. Elastic wave velocities for various paths and polarizations. The first and the second subscripts indicate the direction of propagation and polarizations.

V_P , m/s	V_S , m/s	
$V_{RR} = 3750$	$V_{RG} = 2749$	$V_{R45GnH} = 2598$
	$V_{GR} = 2670$	
$V_{GG} = 4568$	$V_{GH} = 3008$	$V_{G45HnR} = 2956$
	$V_{HG} = 2977$	
$V_{HH} = 4833$	$V_{HR} = 2742$	$V_{H45RnG} = 2556$
	$V_{RH} = 2779$	

Table II. Stiffness matrix, C_{ij} , and compliance matrix, S_{ij} , of anisotropic axes of Oshima granite.

C_{ij} , Pa					
62.2e9	12.2e9	12.8e9	0	0	0
12.2e9	55.6e9	91.7e8	0	0	0
12.8e9	91.7e8	37.5e9	0	0	0
0	0	0	19.6e9	0	0
0	0	0	0	20.3e9	0
0	0	0	0	0	23.9e9

S_{ij} , Pa^{-1}					
17.8e-12	-30.2e-13	-53.3e-13	0	0	0
-30.2e-13	19.3e-12	-36.8e-13	0	0	0
-53.3e-13	-36.8e-13	29.4e-12	0	0	0
0	0	0	51.1e-12	0	0
0	0	0	0	49.3e-12	0
0	0	0	0	0	41.9e-12

速度を Table I に示す. 直交異方性体では主軸方向に伝ばする V_{xy} は原理的に V_{yz} と等しいが、測定結果もほぼ等しい結果が得られており、主軸の鑑定結果がほぼ正しいことを示している.

速度測定結果をもとに式 (15) を用いて c_{ij} , s_{ij} を求めた結果を Table II に示す. この値を式 (8) に代入し K_I 値を求め、式 (12)~(14) によりクラック速度を求めた. その結果を等方性仮定による結果と共に Fig. 5 に示す. 異方性解析の効果が最も大きい GH 供試体では、等方性仮定による誤差がクラック速度で約 10 倍の差に相当している. これらを同時に Fig. 6 に示す. 異方性を考慮した解析の結果、異方性の程度は等方性仮定による解析結果より拡大した. したがって花崗岩で見られたクラック速度の異方性は等方性仮定による誤差ではなく、物質固有の性質である.

5 考 察

大島花崗岩の内部を応力腐食により伝ばするクラック速度は大きな方向依存性を示した. 最も速い HR 方向と最も遅い GH 方向では同一応力レベルで $10^6 \sim 10^8$ 倍もの差があるので、き裂の進展現象が直接係わる場合にはき裂密度に大きな差が生じると考えられる. しかしこの差は引張応力場で生じたものであり、圧縮応力場のき裂の成長にどのように係わるかを検討する必要がある. 圧縮応力下のき裂の成長は最小主応力 (引張りを正) に平行なものが卓越している²⁰⁾、最小主応力が R, G および H 軸と一致する場合を検討することにする.

DT 試験と同じブロックより作成した立方体供試体を用いて行った、静水圧試験時に観察された各主軸方向のひずみを Fig. 7 に示す. 低封圧下では圧力~ひずみ曲線は非線形であり、異方性も大きい. しかし静水圧が増加し、100 MPa を越えるあたりで、ほぼ直線関係を示ようになり、ほぼ等方性となる. これは圧力下でクラックが閉塞するためであり、Table II に示された花崗岩の異方性がクラックの選択的配向性によることを示す証拠である. 100 MPa の静水圧は深さ 4000 m の圧力に相当するので、この深さまでクラックが存在するなら、異方性が残ることになる. 弾性波速度の原位置計測によって、数 100 m の深さまでク

ラックが存在することが推定されているが、4000 m まで存在するか否かについてはクラックの成因とも関係しており、現時点では不明である.

DT 試験に用いられたものとブロックは異なるが、R, G および H 軸方向に

Fig. 5. K-V relations for different directions of Oshima granite calculated by isotropic and anisotropic analyses. HR, GR, HG and GH are the same as in Fig. 1.

コアリングされた大島花崗岩の円柱形供試体を用いて行った一軸圧縮試験で観測された、主軸方向のひずみと応力差（最大主応力 - 最小主応力）の関係を Fig. 8 に示す。図中、例えば GH とは、G 方向に載荷された供試体の H 方向のひずみを意味している。載荷時の縦ひずみ曲線の直線部分から得られたヤング率はそれぞれ $E_H = E_G = 64$ および $E_R = 61$ GPa である。これらはいずれも Table II に示された動的ヤング率よ

Fig. 6. A summary of K-V relations by anisotropic analysis for Oshima granite. HR, GR, HG and GH are the same as in Fig. 1.

Fig. 7. Three linear strains of Oshima granite under hydrostatic pressure. R, G and H are the same as in Fig. 1.

り大きく、またその異方性も小さい。載荷初期段階の縦ひずみは非線形で、その程度は R 供試体が最も大きく、以下順に G, H 供試体と続く。これは載荷軸に垂直なクラックの閉塞によるものであり、十分高い応力状態で定義されたヤング率が無載荷状態で計測された動的ヤング率より大きいことは十分あり得る。また図には示されていないが、除荷時のヤング率は 75 GPa と載荷時の直線部分より得られた値より大きい。これはクラックの閉塞が Fig. 7 に示されているように、かなり高い応力状態でも継続しており、縦ひずみに見られる線形部分はクラックの開口や閉塞を含ま

Fig. 8. Three linear strains and the volumetric strain of Oshima granite under uniaxial compression. GH, for example, indicates the strain in the H-axis loaded to G-axis.

ない完全に弾性的な挙動を示す領域とは言えないこと²³⁾を示している。また $\nu_{xy}/E_x = \nu_{yx}/E_y$ であるから、横ひずみは原理的に $\varepsilon_{xy} = \varepsilon_{yx}$ となるはずである。比較的低応力下の横ひずみの挙動にはこの関係が成立つが、線形弾性領域では必ずしもこの関係は成立たない。これは R, G, H 供試体でそれぞれ載荷軸に垂直なクラックの分布が異なり、載荷に伴うクラックの閉塞量も異なるためと考えられる。

円柱軸に垂直な主軸方向のひずみを拡大して Fig. 9 に示す。直線は静水圧試験より得られた、クラックの影響のないこの花崗岩本来の横ひずみを示している。前節で述べたように、クラックの閉塞および開口が連続して生じているので若干の誤差を含むものの、図中に示された矢印がクラックの伸長に伴う非弾性量を表していると考えられる。この値には異方性があり、 $\delta\varepsilon_{HR}/\delta\varepsilon_{GH} = 2.9$, $\delta\varepsilon_{GR}/\delta\varepsilon_{GH} = 2.4$, $\delta\varepsilon_{HR}/\delta\varepsilon_{HG} = 2.2$, $\delta\varepsilon_{HG}/\delta\varepsilon_{GH} = 1.5$, $\delta\varepsilon_{RG}/\delta\varepsilon_{RH} = 1.2$ である。

Fig. 9. Two lateral strains under uniaxial compression. A straight line indicates the elastic behavior of Oshima granite without cracks. Arrows, therefore, indicate the nonelastic strain.

Sano *et al.*²⁴⁾は応力腐食によるクラックの成長を考慮に入れ、一軸圧縮応力下の岩石の変形～破壊挙動の時間および水蒸気圧依存性を導いた。そこでは岩石の変形～破壊過程は次の6段階に分類されている。(1) クラック閉塞領域、(2) 弾性領域、(3) 応力腐食によるクラックの成長、(4) 臨界クラック長さに達したクラックの微小破壊、(5) 臨界クラック密度に伴う最終破断面の形成、(6) 最終破壊である。岩石内部には、様々な長さのクラックが様々な方向に分布しているので、(3)と(4)は排他的に生じるのではなく、同一段階に属するものと考えられている。またクラック長さを a とすると、クラックの先端近傍に生じる局所引張応力 σ_i および応力腐食によるクラックの伸長速度 da/dt は

$$\sigma_i = A(a)^{1/2} \sigma \quad (17)$$

$$da/dt = A_1 \sigma_i^n \quad (18)$$

と仮定されている。ただし n は応力腐食指数である。岩石に力が加わると、内部に存在するクラック先端近傍に式(17)に示されるような応力集中が生じる。この引張応力により式(18)に従ってクラックは成長する。クラックの成長に伴いクラックの長さの分布が変化するので、単位時間あたりに臨界クラック長に達し、微小破壊に至るクラックの数は時間に依存することになる。このモデルでは微小破壊の発生頻度 dN/dt は

$$dN/dt = K(2(n+1)/(n-2))^{n-2m/(n-2)} (A_1 A)^{2(m-1)/(n-2)} (d\sigma/dt)^{(n-2m)/(n-2)} \sigma^{2m-3(n-2m)/(n-2)} \quad (19)$$

と表される²⁴⁾。ただし K および m は先在クラックの分布関数を決める定数であり、 σ は応力差である。

Scholz²⁵⁾に従い、一個あたりの微小破壊が体積ひずみに及ぼす量を η とすると、 $\eta dN/dt$ により dilatant strain rate が求まる。応力差 σ に達するまでに生じる dilatant strain, Δ は時間で積分することにより、

$$\Delta = \eta K / (m-1) ((n-2) A_1 A^n / (2(n+1)))^{2(m-1)/(n-2)} (d\sigma/dt)^{2(1-m)/(n-2)} \sigma^{2(m-1)(n+1)/(n-2)} \quad (20)$$

が得られる。Fig. 6に見られるように、応力腐食指数が方向に無関係とすると、クラック速度の異方性は式(18)中の A_1 の異方性と見ることがができる。したがって Δ の方向による差は

$$\Delta \propto 2(m-1)/(n-2) \log(A_i) \quad (21)$$

となる。応力差の増加に伴い Δ が増大し、臨界ダイラタンシー Δ^* ²⁶⁾に達すると、最終破断面の形成が始まり、最終破壊に至るものとする、 $\Delta = \Delta^*$ により、最大応力差が決る。すなわち

$$\log(\sigma_{\max}) \propto -\log(A_1)/(n+1) \quad (22)$$

が得られる。上式中の指数の値はすでに決定されている²⁴⁾。大島花崗岩を用いて(本研究のブロックとは異なる)体積ひずみから決定された指数、 $2(m-1)/(n-2)$

は 0.22 ± 0.06 であり, AE から決定された値は 0.09 ± 0.07 である. ここではこれらの平均値 0.15 ± 0.1 を採用することにする. また応力腐食指数 n 値は $n = 32$ が得られており, DT 試験で得た値と等しい.

Fig. 6 のデータと佐野⁷⁾が示した全データより, 同一応力レベルのクラック速度の比を求めると, $V_{HR}/V_{GH} = 10^{7.1}$, $V_{GR}/V_{GH} = V_{HR}/V_{HG} = 10^{6.6}$, $V_{RG}/V_{GH} = 10^{0.5}$ となる. 式 (18) の A_1 が方向に依存するものとし, dilatant crack がすべて縦割れによるものと仮定し, 式 (21) を用いて dilatant strain の比を計算すると, $\Delta\epsilon_{HR}/\Delta\epsilon_{GH} = 2.3 \sim 59$ (平均 12), $\Delta\epsilon_{GR}/\Delta\epsilon_{GH} = 2.1 \sim 45$ (平均 9.8), $\Delta\epsilon_{HG}/\Delta\epsilon_{GH} = 1.1 \sim 1.3$ (平均 1.2) となる. 横ひずみから得られた非弾性量の比と調和的である. 数千万倍にも達するクラック速度差が, dilatant strain には数倍程度の異方性をもたらす.

Fig. 1 には用いられたブロックの寸法による制限のため V_{RH} および V_{RG} が示されていない. しかし $\delta\epsilon_{RG}$ および $\delta\epsilon_{RH}$ の大小関係や, その他の非弾性量との大小関係を比較すると, クラック速度の異方性の程度は $V_{HR} > V_{GR} > V_{RG} > V_{RH} > V_{HG} > V_{GH}$ となるものと推測される.

H, G および R 供試体のダイラタンシーは, よりクラック速度の速い方向によって支配されるものと考えられる. すなわち H 供試体では V_{HR} , G 供試体では V_{GR} , そして R 供試体では V_{RG} となる. したがってダイラタンシー異方性だけでなく, 強度もまたこれらの速度比が決定するものと考えられることができる. 観測された速度比をもとに, 式 (22) を用いて強度差を推定すると, 最も強度の高い順に R 供試体, G 供試体そして H 供試体となり, その強度差は数 % 程度となる. 花崗岩の一軸圧縮強度の方向性に関しては古くから多数の論文があり, 例えば Osborne²⁷⁾は, R 供試体が最も強度が高く, H 供試体が最も強度が低いと述べており, 上記の推定と一致する. またその差は数 % 程度であり, ここで展開されたモデルが花崗岩の変形-破壊挙動の異方性をよく表していることを示している.

水の影響もまた式 (18) 中の A_1 に含まれる¹⁷⁾. したがって水蒸気圧が異なる場合, あるいは水中では, 式 (21) によりダイラタンシーを, 式 (22) により圧縮強度の変化を推定することができる.

重力下で生成した岩石には堆積面や流理構造などによる異方性が存在する. また花崗岩のようにクラックの配向性による異方性もある. しかし花崗岩のようにクラック速度に大きな異方性が認められた場合でも, 等方性解析による誤差は小さい. 異方性体の弾性率測定²⁸⁾の煩雑さを考えれば, これは歓迎するべきである. ただし花崗岩の $s_{44} \sim s_{66}$ が $2(s_{44} - s_{55})$ と大きく違わないためにこのような結果が得られたものであり, 異方

性解析が常に不必要であるとは言えない.

6 結 論

花崗岩の内部を伝ばする応力腐食によるクラックの伸長速度には大きな異方性が存在する. この異方性は, ダブルトーション法で用いられてきた等方性仮定に基づく解析方法を, 異方性を考慮した解析に置き換えても, その程度が拡大するだけであり, 等方性仮定による誤差は小さい. また花崗岩はほぼ直交異方性と見ることができ. 主軸に関するすべての弾性率は主軸方向に伝ばする弾性波 (縦波および横波) の速度, および主軸に垂直な面内を伝ばし, その軸に垂直に振動する横波 (SH 波) の速度により, 容易に求めることができる. また応力腐食によるクラックの伸長現象を考慮したモデルをさらに発展させた結果は, クラック速度の異方性が岩石の変形-破壊挙動に及ぼす影響を理論的に説明しており, 実験で認められたダイラタンシーの異方性や花崗岩の強度の方向依存性とよく調和している.

参 考 文 献

- 1) O. L. Anderson and P. C. Grew, Rev. Geophys. Space Phys., **15**, 77 (1977).
- 2) 曾我直弘, "初級セラミックス学" (1981) アグネ.
- 3) B. K. Atkinson, Pageoph, **117**, 1011 (1979).
- 4) T. Waza, K. Kurita and H. Mizutani, Tectonophysics, **67**, 25 (1980).
- 5) P. L. Swanson, J. Geophys. Res., **89**, 4137 (1984).
- 6) C. H. Scholz and T. A. Kocynski, J. Geophys. Res., **84**, 5525 (1979).
- 7) 佐野 修, 材料, **37**, 152 (1988).
- 8) G. Simmons, T. Todd and W. S. Baldrige, Amer. J. Sci., **275**, 318 (1975).
- 9) 工藤洋三, 橋本堅一, 佐野 修, 中川浩二, 土と基礎, **34**, 47 (1986).
- 10) R. Balk, "Structural Behavior of Igneous Rocks" (1937) Geol. Soc. Amer.
- 11) P. Isnard and P. Leymarie, Sci. Terre, **9**, 423 (1964).
- 12) D. P. Williams and A. G. Evans, J. Test. Eval., **1**, 264 (1972).
- 13) S. G. Lekhnitskii, "Anisotropic Plates" (1968) Gordon Breach Sci. Publ., NYC.
- 14) P. C. Paris and G. C. Sih, STP 381, 30 (1965).
- 15) A. G. Evans, J. Mater. Sci., **7**, 1137 (1972).
- 16) J. F. Nye, "Physical Properties of Crystals" (1957) Clarendon Press, Oxford.
- 17) R. F. S. Hearmon, "An Introduction to Applied Anisotropic Elasticity" (1961) Oxford Univ. Press, Oxford.
- 18) H. J. McSkimin, "Physical Acoustics", p. 271 (1965) Academic Press, NYC.
- 19) T. W. Lo, K. B. Coyner and M. N. Toksöz, Geophysics, **51**, 164 (1986).
- 20) M. S. Paterson, "Experimental Rock Deformation" (1978) Springer-Verlag, Berlin.
- 21) W. F. Brace, "State of Stress in the Earth's Crust", p. 111 (1964) Elsevier, NYC.
- 22) P. Reasenber and K. Aki, J. Geophys. Res., **79**, 399 (1974).
- 23) J. B. Walsh, J. Geophys. Res., **70**, 399 (1965).
- 24) O. Sano, I. Ito and M. Terada, J. Geophys. Res., **86**, 9299 (1981).
- 25) C. H. Scholz, J. Geophys. Res., **73**, 1447 (1968).
- 26) R. L. Kranz and C. H. Scholz, J. Geophys. Res., **82**, 4893 (1977).
- 27) F. F. Osborne, Econ. Geol., **30**, 540 (1935).
- 28) P. M. Douglass and B. Voight, Geotéchnique, **19**, 376 (1969).