



熊本安山岩の応力腐食指数*

尾原 祐三¹ 鄭海植² 松山友彦³
奈良禎太⁴ 金子勝比古⁵

Stress Corrosion Index of Kumamoto Andesite

by Yuzo OBARA^a, Hae-Sik JEONG^b, Tomohiko MATSUYAMA^c,
Yoshitaka NARA^d and Katsuhiko KANEKO^d

- a. Department of Civil Engineering, Kumamoto University, 2-39-1 Kurokami, Kumamoto 860-8555, Japan (Corresponding author: E-mail obara@kumamoto-u.ac.jp)
- b. School of Civil, Urban & Geosystem Engineering, Seoul National University, Korea
- c. Graduate school of Engineering, Kumamoto University, Japan
- d. Division of Environment and Resources Engineering, Graduate School of Engineering, Hokkaido University, Japan

Stress corrosion index is one of the important parameters to express subcritical crack growth within the rock. The mechanism of stress corrosion is influenced by the chemical effect of water in the rock and the surrounding environment. There are some laboratory tests to estimate stress corrosion index such as the double torsion test, the uniaxial compression test under various strain/stress loading rates, the uniaxial compression test and disc test under various water vapor pressures. However, since the conditions such as geometry and state of stress of the specimen and the surrounding environment are different in each test, it is likely that the stress corrosion indexes from these tests could be different.

In this paper, we compared stress corrosion indexes of Kumamoto andesite obtained by three types of laboratory test. The tests included the uniaxial compression test and the disc test under various water vapor pressures, and double torsion test under a constant surrounding environment. The stress corrosion indexes were estimated to be 44 in the uniaxial compression test, 43 in the disc test and 37 in the double torsion test. These values were considered to be similar, though the value in the double torsion test was slightly smaller than the others. Furthermore, both stress corrosion indexes of another Kumamoto andesite obtained by the uniaxial compression tests under various water vapor pressures and various strain loading rates were the same values. Therefore, it is considered that a stress corrosion index is not affected by the experimental method and experimental environment very much and could be one of the material constants of the rock.

KEY WORDS : Rock Strength, Stress Corrosion, Water Vapor, Uniaxial Compression Test, Disk Test, Double Torsion Test

1. 緒 言

近年、地下深部における高レベル放射性廃棄物の地層処分施設の建設・操作が計画されており、完成後の施設は数千年から数万年の長期使用となる。したがって、地層処分施設の設計や長期安定性を検討するためには周辺岩盤の長期強度の評価が重要な課題である。

鄭ら¹⁾は、施設周辺岩盤の応力状態は2次応力状態であり、この状態が長期間変化せずに周辺岩盤にはクリープ载荷が行われ、この間に応力腐食によってき裂はゆっくりと進展する (Subcritical

crack growth) と仮定し、き裂の緩進展現象を基に Sano²⁾が提案している関係式:

$$\log t = -n \log \sigma + B \dots\dots\dots (1)$$

を用いて応力腐食による長期強度について検討している。ここに、 t は岩石が破壊に至るまでの時間、 σ は作用している応力、 n は応力腐食指数、 B は定数である。

応力腐食指数 n は種々の実験法によって評価することができる。たとえば、ダブルトーション試験³⁻⁵⁾、荷重速度あるいはひずみ速度を変化させた一軸圧縮試験⁶⁻⁸⁾、周辺環境の水蒸気圧を変化させた一軸圧縮試験や圧裂試験⁹⁾などである。これらの実験から評価される n はそれぞれの実験における周辺の環境や供試体内の応力状態など、様々な実験条件が異なっているため、それぞれの実験から同じ n の値が評価されるとは言いがたい。しかし、同種の供試体を用いて異なる実験法で評価された n について比較・検討した例は見られない。

そこで本論文では、熊本安山岩の供試体を用い、種々の水蒸気環境下での一軸圧縮試験および圧裂試験、一定水蒸気圧環境下で

* 2004年11月15日受付 2005年3月14日受理 平成16年度資源・素材学会春季大会において一部発表

1. 普通会员 工博 熊本大学教授 工学部 環境システム工学科
2. 博(学) ソウル大学研究員 工学部
3. 熊本大学学生 大学院 自然科学研究科
4. 普通会员 博(工) 北海道大学研究員 大学院 工学研究科
5. 普通会员 工博 北海道大学教授 大学院 工学研究科

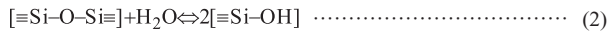
[著者連絡先] TEL & FAX: 096-342-3686 (熊本大・尾原)
E-mail: obara@kumamoto-u.ac.jp
キーワード: 岩石強度, 応力腐食, 水蒸気, 一軸圧縮試験, 圧裂試験, ダブルトーション試験

のダブルトーション試験の3種類の試験を行い、それぞれの試験において応力腐食指数 n を評価するとともに、各実験から得られた熊本安山岩の応力腐食指数について比較・検討する。最後に、得られた実験結果に基づいて岩石の応力腐食指数について考察する。

2. 岩石における応力腐食によるき裂の緩進展現象

岩石内のき裂先端の応力レベルが破壊靱性以下で発生するき裂の進展は緩進展現象 (subcritical crack growth) として知られており、その原因の1つに応力腐食が挙げられる。

岩石の応力腐食は次式に示すように、き裂先端での水 (H₂O) と二酸化ケイ素 [≡Si-O-Si≡] の化学反応によって分子結合が劣化・分断される現象である¹⁰⁾。



この現象が岩石内で起こっているときのき裂進展速度 da/dt を多くの研究者が評価しているが、その1つに次式のような評価式がある⁶⁾。

$$\frac{da}{dt} \propto p^{n_w} \exp(-E^*/kT) \sigma_I^n \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 p は水蒸気圧、 E^* は活性化エネルギー、 n_w は反応次数、 n は応力腐食指数であり、 σ_I はき裂先端付近での最大引張応力である。佐野は、式 (3) に相当する式に基づいて一定のひずみ速度下での岩石の一軸圧縮強度 S_c および引張強度 S_t と供試体周辺の水蒸気圧 p との関係を次式で表している¹¹⁾。

$$\log S_c \propto -\frac{n_w}{n+1} \log p \dots\dots\dots (4)$$

$$\log S_t \propto -\frac{n_w}{n+1} \log p \dots\dots\dots (5)$$

上式において、 $n_w=1$ となると、 n はダブルトーション試験によって求められる応力腐食指数とほぼ一致し、次式の関係が成立する。

$$\log S_c \propto -\frac{1}{n+1} \log p \dots\dots\dots (6)$$

$$\log S_t \propto -\frac{1}{n+1} \log p \dots\dots\dots (7)$$

一方、周辺環境が一定のダブルトーション試験では、き裂先端の応力拡大係数 K_I とき裂進展速度 da/dt の関係を得ることができ

る。それらの関係は一般に両対数グラフ上で直線として表され、その関係式はつぎのように書かれる¹⁰⁾。

$$\frac{da}{dt} \propto AK_I^n \dots\dots\dots (8)$$

ここで、 A は定数である。

したがって、同じ種類の岩石供試体を用い、上記の3つのタイプの実験を実施することにより関係式 (6) ~ (8) を用いて1種類の岩石の応力腐食指数を評価することができることになる。

3. 供試体

実験に用いた供試体は熊本安山岩であり、造岩鉱物は斜長石が50~60%、輝石および角閃石が2~3%、その他の石基で構成され、空隙率は約7%である。熊本安山岩はほぼ等方均質であるので¹²⁾、岩石ブロックからのコアボーリングは任意の方向に行って一軸圧縮試験および圧裂試験用の供試体を作成した。一方、ダブルトーション試験用の供試体は任意の一つの面に平行な方向で作成した。

実験では岩石の周辺環境の水蒸気圧を制御するために、供試体内の水分を完全に除去する必要がある。そこで、成形後の供試体を197℃の炉の中で約80日間強制乾燥させて完全に水分を除去した後、試験直前までデシケータ内で保管した。このように高い温度中に長期置くことで、供試体中の水分は完全に除去することができるが、一方では供試体中にマイクロクラックが発生するなどの損傷も考えられる。しかし、供試体形状は異なるものすべての供試体中に同様な損傷が発生して一様な損傷状態になったと考えられる。以下に、各実験で用いた供試体について簡単に述べる。

(a) 一軸圧縮試験 供試体は、端面精度1/100mm以下で、直径35mm、長さ70mmに成形された。また、供試体中央の位置に、ゲージ長5mmのクロスゲージを2枚、互いに向かい合うように円周表面に貼付して試験中のひずみを測定した。

(b) 圧裂試験 一軸圧縮試験用の供試体と同様に成形し、長さを17~19mmとした。ひずみゲージは貼付されていない。

(c) ダブルトーション試験 供試体をFig.1(a)に示す。寸法は幅45mm、長さ140mm、厚さ3mmである。供試体の中央部には、き裂を直線的に進展させるためにガイド溝を設けてあり、一方の端には長さ25mm、幅0.5mmの人工き裂を設けている。また、供試体のガイド溝の形状を四角(R)、半楕円(C)および三角(T)の3種類とし、幅2mm、深さ1mmとした。

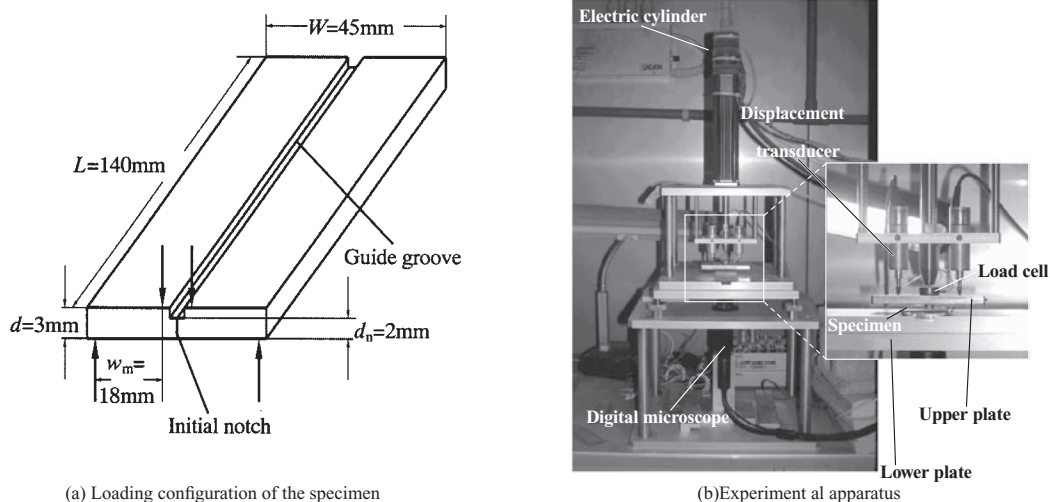


Fig.1 Experimental method for double torsion test

4. 実験方法

一軸圧縮試験および圧裂試験については参考文献 1), 9) に詳しく述べているので、ここでは定変位法のダブルトーション試験⁴⁾についてのみ簡単に説明する。なお、これらの試験での水蒸気圧はチェンバーを用いて制御しており、チェンバー内の空気を真空ポンプで排気し、圧力が 10^3Pa になったことを確認して蒸留水を注入した後、水蒸気圧を所定の圧力に設定する。したがって、真空計で測定される圧力は水蒸気圧であり、全圧と考えられる。

まず、供試体および試験装置を Fig.1 に示す。ガイド溝を上向きにした供試体には、(a) に示すように上面プレートの 2 箇所配置された直径 4mm のボールベアリングと下面プレートの 2 箇所配置された直径 4mm のボールベアリングの計 4 点で曲げ荷重が行われる。荷重は鉛直方向の変位を制御できる電動シリンダによって行われる。試験装置本体は、レベル調整台の上に設置され、装置本体の下面プレートおよびレベル調整台の中央部の隙間を通して供試体の下側から供試体のき裂を観察できるようにデジタルマイクロスコブ (キーエンス製・VH7000) および CRT が設置されている。供試体に加えらるる荷重は、上面プレートとシリンダの間に置かれたロードセルによって測定される。また、荷重点の変位 (上面プレートの変位) は、き裂の進行方向に関して対称な位置に上面プレートへ接地された 2 台の変位計によって計測される。荷重と変位のデータはデータロガーを介して、パソコンに取り込まれる。なお、荷重および変位の測定精度は 0.04 N および 0.001mm である。

試験中の荷重 P の時間変化を Fig.2 に示す。まず、供試体を試験装置に設置し、変位制御により荷重点の変位を 0.04mm ずつ増加させた後、変位を一定に保ち、き裂を進展させた。このときマイクロスコブによりき裂の長さを観察し、約 25mm になるまでこの操作を繰り返した (図中①)。このとき加えた荷重は最大約 30N であった。つぎに、一旦除荷した後、変位を与えて荷重を 15N 程度まで荷重させ、このときの変位・荷重関係より初期コンプライアンスを評価した (図中②)。つぎに、除荷後、15N 程度荷重した後 (図中③)、荷重が破壊靱性の約 90% になるように瞬時に変位を与え (図中④)、その変位を一定に保持した。このときき裂が進展することにより荷重緩和が発生する (図中⑤)。なお、試験装置は恒温室内に置かれており、周辺環境は温度 11°C 、水蒸気圧 (分圧) $550\text{-}575\text{Pa}$ である。

図中⑤の荷重緩和曲線において、荷重が P の時の応力拡大係数 K_I および亀裂進展速度 da/dt はそれぞれ式 (9), (10) により評価される。

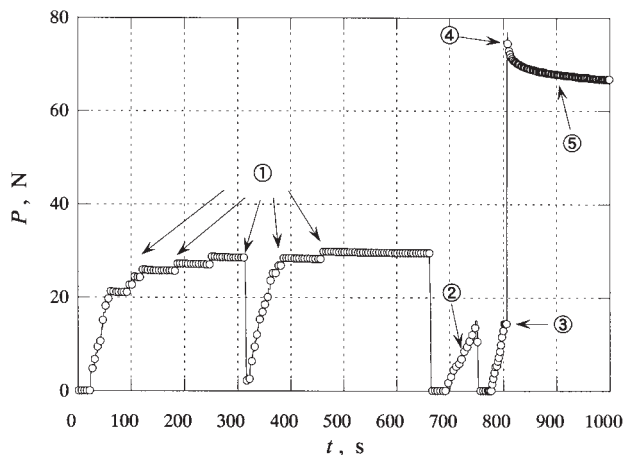


Fig.2 An example of load with time during double torsion test

$$K_I = P W_m \sqrt{\frac{3(1+\nu)}{W d^3 d_n}} \dots\dots\dots (9)$$

$$\left(\frac{da}{dt}\right)_{u=\text{const}} = -\frac{P_i \lambda_i}{B P^2} \frac{dP}{dt} \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 $\lambda_i = u/P$ は初期コンプライアンスであり、図中②の曲線より求めることができる。また、 P は荷重荷重、 u は荷重点の変位、 ν はポアソン比、 P_i は初期荷重、 dP/dt は荷重緩和速度であり、荷重の 0.2N 減少ごとの接線の傾きの平均より評価した。

5. 実験結果と考察

(a) 一軸圧縮試験 一軸圧縮試験の条件と結果を Table 1 に示す。10 個の供試体を用い、チェンバー内の水蒸気圧を $4.2 \times 10^3 \sim 1.2 \times 10^3\text{Pa}$ の範囲に設定して試験を行った。なお、ひずみ速度はすべての実験で約 $2 \times 10^{-6}\text{s}^{-1}$ とした。

4 つの供試体についての応力-ひずみ曲線を Fig.3 に示す。圧縮応力および圧縮ひずみを正としている。低い応力レベルでは縦ひずみ、横ひずみ、体積ひずみともにほぼ線形であり、破壊に近づくに伴って非線形となっている。さらに、チェンバー内の水蒸気圧が低くなるとともに一軸圧縮強度は大きくなっている。

一軸圧縮強度 S_c と水蒸気圧 p との関係を両対数グラフで示すと Fig.4 のようである。実験値を白丸でプロットし、回帰直線を

Table 1 Results of uniaxial compression test

Specimen No.	Water vapor pressure p (Pa)	Uniaxial compressive strength S_c (MPa)
1	1.2×10^3	128.3
2	2.0×10^2	153.0
3	9.0×10^1	160.4
4	3.6×10^0	174.6
5	9.0×10^{-1}	177.2
6	6.0×10^{-1}	174.2
7	1.0×10^{-1}	180.0
8	1.5×10^{-2}	179.5
9	1.0×10^{-2}	175.1
10	4.2×10^{-3}	190.2

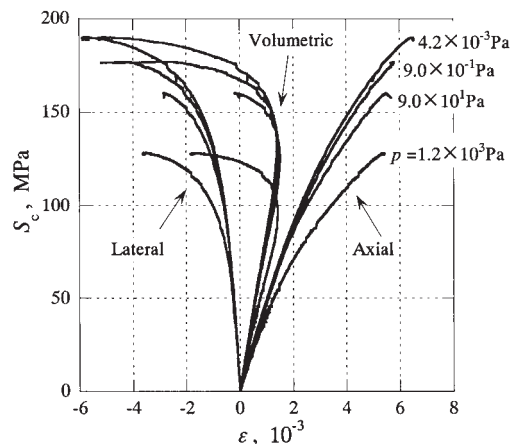


Fig.3 Stress-Strain curves in uniaxial compression test under various water vapor pressures.

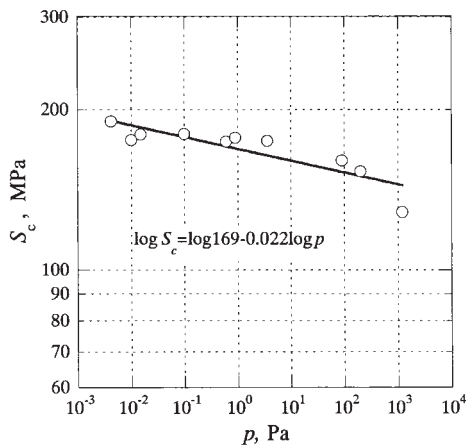


Fig. 4 Relation between water vapor pressure and uniaxial compressive strength

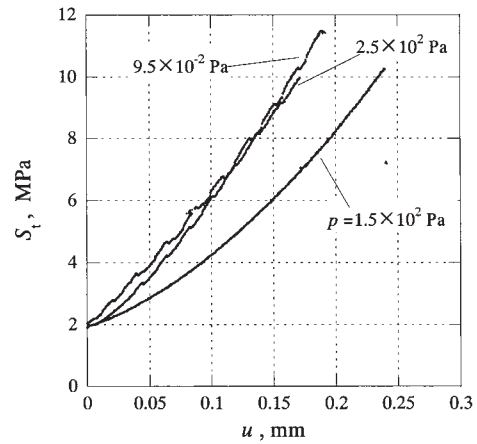


Fig. 5 Tensile stress-displacement curves for disc test

Table 2 Results of disk test

Specimen No.	Water vapor pressure p (Pa)	Tensile strength St (MPa)
1	1.0 × 10 ³	9.32
2	2.5 × 10 ²	9.96
3	1.5 × 10 ²	10.27
4	1.0 × 10 ¹	9.43
5	3.0 × 10 ⁰	11.03
6	1.5 × 10 ⁰	12.75
7	6.0 × 10 ⁻¹	12.63
8	9.5 × 10 ⁻²	11.16
9	2.2 × 10 ⁻²	11.46
10	1.2 × 10 ⁻²	12.59

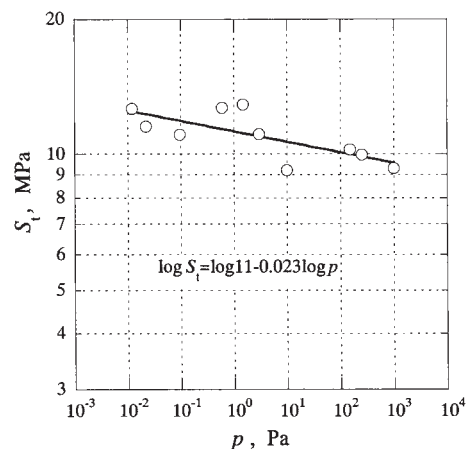


Fig. 6 Relation between water vapor pressure and tensile strength

実線で示している。チェンバー内の p が低くなるとともに S_c は大きくなる。さらに p が減少すると S_c は限りなく増加することになるが、実際には、無水環境のインタクトな岩石の強度に漸近すると考えられる。 S_c の回帰直線は次式で表される。

$$\log S_c = -N_c \log p + \log S_{c0} \quad \dots \dots \dots (11)$$

ここで、 S_{c0} は $p=1\text{Pa}$ における岩石の一軸圧縮強度、 N_c は直線の傾きである。回帰直線の相関係数は 0.87 であり、 N_c は 0.022 となった。そこで、 N_c と式 (6) との比較により応力腐食指数 n を求めると、 $n = 44$ となる。

(b) 圧裂試験 圧裂試験の結果を Table 2 にまとめた。試験は 10 個の供試体を用い、チェンバー内の水蒸気圧は $1.2 \times 10^{-2} \sim 1.0 \times 10^3 \text{Pa}$ 、ひずみ速度は約 $2 \times 10^{-4} \text{s}^{-1}$ である。

3 つの供試体の応力-変位曲線を Fig.5 に示す。この図では引張応力および圧縮変位を正としている。曲線は下に凸であり、水蒸気圧が低下すると引張強度は高くなる傾向がある。なお、変位が零の時に応力が発生しているが、これはチェンバーの構造が原因で大気圧と水蒸気圧の圧力差に相当する荷重が供試体に作用するためである。すなわち、チェンバーのベローズ付フランジにチェンバーの内部と外部の圧力差約 10^5Pa が作用し、ベローズがあるためにこの値に相当する荷重が実験前に供試体に作用する。

試験により求められた引張強度 S_t と水蒸気圧 p との関係を両対数グラフに示すと Fig.6 のようである。実験値を白丸でプロッ

トし、回帰直線を実線で示す。一軸圧縮試験と同様に p が低くなると S_t は増加している。 S_t の回帰直線は次式で表される。

$$\log S_t = -N_t \log p + \log S_{t0} \quad \dots \dots \dots (12)$$

ここで、 S_{t0} は $p=1\text{Pa}$ のときの岩石の引張強度であり、 N_t は直線の傾きである。回帰直線の相関係数は 0.72 であり、 N_t は 0.023 となった。上式と式 (7) を比較することにより応力腐食指数 n を求めると、 $n = 43$ であった。

(c) ダブルトーション試験 定変位法によるダブルトーション試験の条件と結果を Table 3 に示す。表中の供試体番号の頭文字はガイド溝の断面形状を示し、R は四角、C は楕円、T は三角を表している。

まず、破壊靱性を求めるために、ガイド溝の断面形状が四角の供試体を用いて、温度 24°C 、湿度 37% ($p \approx 1090\text{Pa}$) において 2 種類の変位速度 $0.10, 0.23\text{mm/s}$ で 3 回ずつ計 6 回行った。この結果、変位速度はき裂進展速度に影響を与えるが、破壊靱性はほぼ一定でその平均は $2.07 \text{MN/m}^{3/2}$ であった。

つぎに、温度 11°C 、湿度 43% ($p \approx 560\text{Pa}$) の環境下で定変位法の試験を行った。代表的な荷重緩和曲線を Fig.7 に示す。初期荷重が異なるが、その後の曲線は同様な形を示しており、ガイド溝の断面形状の違いの影響は見られない。

各供試体で得られた荷重緩和曲線より式 (9) および (10) を用いて、応力拡大係数 K_I およびき裂進展速度 da/dt を算定した。な

Table 3 Results of double torsion test

Specimen No.	Water vapor pressure p (10^2 Pa)	Initial compliance λ_1 (10^{-6} m/N)	Stress corrosion index n
R-1	5.6	2.08	38
R-2	5.7	2.07	39
R-3	5.7	2.13	36
R-4	5.6	2.13	33
C-1	5.6	2.19	31
C-2	5.7	2.21	32
C-3	5.5	2.40	40
C-4	5.7	2.25	40
C-5	5.7	2.30	36
T-1	5.7	2.01	40

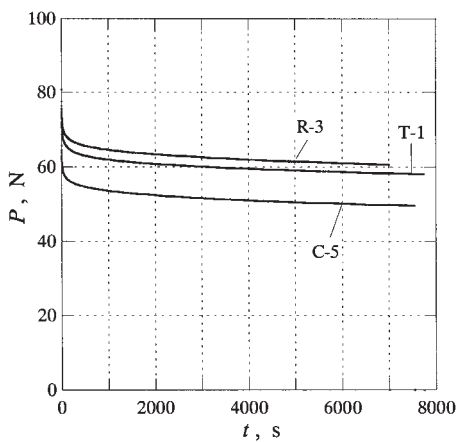


Fig.7 Relaxation curves of specimen with different cross sectional shape of guide groove

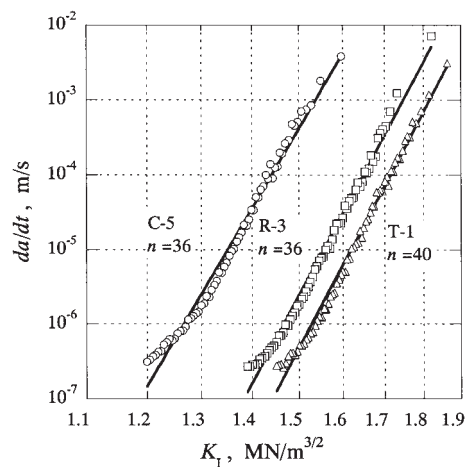


Fig.8 Relation between stress intensity factor and crack velocity for the specimens in Fig.7

お、初期コンプライアンスはこの変位を一定に保つ前に Fig.2 の ②の手順によって得られている。ガイド溝断面形状の異なる3種類の供試体における K_I と da/dt の関係を両対数グラフで例示すると Fig.8 のようである。 K_I と da/dt の関係は滑らかな曲線となっており、図中の実直線で近似することができ、次式で表される。

$$\frac{da}{dt} = AK_1^N + B \dots\dots\dots (13)$$

ここに、 N は直線の傾きであり、 B は定数である。上式は式 (8) と同形であり、これらと比較して応力腐食指数 n を評価することができる。図中には評価した n が示されている。また、各供試体で評価した n は Table 3 にまとめられている。これによるとガイド溝断面形状が n に及ぼす影響はほとんど見られず、 n の平均値は 37 となった。

6. 岩石の応力腐食指数に関する考察

き裂の緩進現象におけるき裂進展速度に影響を与える因子は式 (3) をみると、水蒸気圧、温度、応力状態であるが、他にも応力拡大係数、pH などの周辺の化学的環境、き裂の微視的構造、間隙水圧、残留ひずみなどが挙げられる¹⁰⁾。本論文で行った室内試験では水蒸気と応力状態を変化させた3種類の試験での供試体内の応力状態はそれぞれの実験で異なっている。すなわち、供試体内の応力状態は巨視的には一軸圧縮状態、圧縮・引張状態および曲げ(下面付近で引張、上面付近で圧縮)状態である。一般に、

上記のように供試体内の応力状態などの様々な実験条件が異なっている場合、それぞれの試験から同じ n の値が評価されるとはいえない。とくに、ダブルトーション試験で発生するき裂は水蒸気環境に直接さらされているため、他の実験に比較して水蒸気の影響を受けやすく、他の実験から評価される値と比較して小さいと考えられる。しかし、本論文で行った3種類の試験により評価された応力腐食指数は一軸圧縮試験で $n=44$ 、圧裂試験で $n=43$ 、ダブルトーション試験で $n=37$ であった。ダブルトーション試験での値はわずかに小さいが、ほぼ同様な値が評価されていると考えられる。このように試験方法の違いが応力腐食指数の評価に与える影響はほとんど見られず、応力腐食指数は岩石の固有の材料定数と考えられる。

さて、Sano¹¹⁾によると、一軸圧縮強度は水蒸気圧 p だけでなく載荷のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ にも関係しているとして、次式を提案している。

$$\log S_c \propto \frac{1}{n+1} \log \frac{\dot{\epsilon}}{p} \dots\dots\dots (14)$$

そこで、これまで述べてきた熊本安山岩の岩石ブロックとは異なる他の岩石ブロックから作成した安山岩供試体を用いて、水蒸気圧とともにひずみ速度を変化させた一連の一軸圧縮試験を実施した。

ひずみ速度ごとに水蒸気圧 p と一軸圧縮強度 S_c の関係を両対数グラフで示すと Fig.9 のようである。それぞれのひずみ速度ご

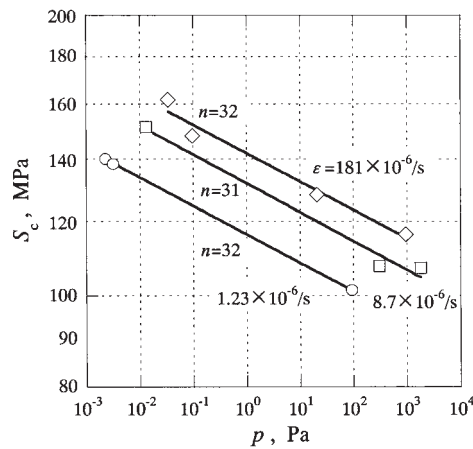


Fig.9 Relation between water vapor pressure and uniaxial compressive strength under various strain rate of loading

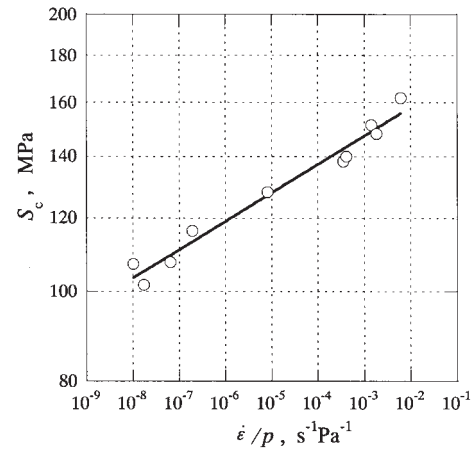


Fig.10 Relation between ratio of strain rate to water vapor pressure and uniaxial compressive strength

との結果にはほぼ直線関係が見られ、その近似式の傾きから評価した応力腐食指数は、ひずみ速度に関係なくほぼ一定で、31 あるいは 32 であった。

つぎに、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ を変化させた場合の S_c は式 (14) で表される。同じ結果に対して横軸を $\dot{\epsilon}/p$ としてまとめると Fig.10 のようである。試験結果は 1 本の直線で近似され、その傾きから評価された応力腐食指数は 31 であった。このように、ここでも実験条件の違いによる応力腐食指数の評価に差は見られなかった。なお、これらの値は前章まで述べてきた値とは異なるが、これは岩石ブロックの採取場所が異なっていたためと考えられる。

以上の結果を総合すると、岩石の応力腐食指数は岩石固有の材料定数であると結論される。

6. 結 言

本論文では熊本安山岩の応力腐食指数を評価するために、3 種類の試験、すなわち、種々の水蒸気圧環境下における一軸圧縮試験および圧裂試験、一定の水蒸気圧環境下におけるダブルトーション試験を行った。

この結果、ダブルトーション試験で発生するき裂は水蒸気環境に直接さらされているため、他の実験と比較して水蒸気の影響を受けやすく、他の実験から評価される値と比較して小さいと推察した。しかし、それぞれの試験により評価された応力腐食指数は、一軸圧縮試験： $n=44$ 、圧裂試験： $n=43$ 、ダブルトーション試験：

$n=37$ となり、ダブルトーション試験での値は他のそれに比較してわずかに小さいが、ほぼ同様な値とみなした。さらに、水蒸気圧を変化させた一軸圧縮試験と、ひずみ速度を変化させた一軸圧縮試験結果から評価された応力腐食指数は同様な値を示した。これらの結果を総合し、試験方法や試験環境の違いは岩石の応力腐食指数の評価に大きな影響を及ぼさないと考えられ、応力腐食指数は材料定数の 1 つであると論じた。

References

- 1) H. K. Jeong, Y. Obara and K. Sugawara: Shigen-to-Sozai(Journal of MMIJ), **119**(2003), 9-16.
- 2) O. Sano, I. Ito and M. Terada: J. Geophys. Res., **86**(1981), 9299-9311.
- 3) B. J. Pletka, E. R. Fuller Jr. and B. G. Koepke: ASTM STP, **678**(1979), 19-37.
- 4) A. G. Evans: J. Mater. Sci., **7**(1972), 1137-1146.
- 5) Y. Nara, Y. Ohno, Y. Imai and K. Kaneko: Shigen-to-Sozai(Journal of MMIJ), **120**(2004), 25-31.
- 6) R. J. Martin III: J. Geophys. Res., (1972), 1406-1419.
- 7) M. John: CSIR Rep.ME (1972), 1115
- 8) S. S. Peng: Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr., **10**(1973), 235-246
- 9) H. K. Jeong and Y. Obara: Shigen-to-Sozai(Journal of MMIJ), **118**(2002), 599-604.
- 10) B. K. Atkinson and P. G. Meredith: *Fracture Mechanics of Rock*, edited by B. K. Atkinson, Academic press, London (1987), pp.111-166.
- 11) O. Sano: D Thesis, Kyoto University (1978).
- 12) Y. Obara, K. Sakaguchi, T. Nakayama and K. Sugawara: Proc. ISRM Symposium EUROCK'92 (1992), pp.7-12.