来待砂岩の破壊靱性に及ぼす温度の影響*

船津 貴弘¹ 瀬戸 政宏²
島田 英樹³ 松井 紀久男⁴

Effect of Elevated Temperature on Fracture Toughness of Kimachi Sandstone

by Takahiro FUNATSU^a, Masahiro SETO^b, Hideki SHIMADA^c and Kikuo MATSUI^d

a. Ph.D. student, Department of Earth Resources and Mining Engineering, Graduate School of Engineering, Kyushu University

b. Senior Planning officer, Planning Headquarters, National Institute of Advanced Industrial Science and Technology, Tsukuba 305-8567, Japan

c. Associate Professor, Department of Earth Resources and Mining Engineering, Graduate School of Engineering, Kyushu University

d. Professor, Department of Earth Resources and Mining Engineering, Graduate School of Engineering, Kyushu University

In order to understand the effect of elevated temperature on fracture toughness, fracture toughness experiments were carried out at increasing temperatures from room temperature to 200 °C using the single edge-notched round bar in bending (SENRBB) specimen and the semi-circular bend (SCB) specimen of Kimachi sandstone. The paper firstly describes the methodology for the evaluation of level I fracture toughness and crack growth resistance curve. Crack growth resistance curve is also shown to consider the increase of the crack growth resistance with crack growth. The experimental results showed that fracture toughness of Kimachi sandstone did not vary significantly at temperature up to 125 °C and increased with elevated temperature beyond 125 °C. The level I fracture toughness from the SENRBB testing increased by approximately 40 % at 200 °C when compared to the value at room temperature. The variation of fracture toughness can be explained in terms of thermally-induced microcracks and dehydration of interlayer water and adsorptive water included in clay material such as montmorillonite. The thermally induced microcracks, which were confirmed under microscope, lower the fracture toughness due to decrease in crack growth resistance, while the dehydration of interlayer water and adsorptive water in the rock specimen, which were confirmed by measuring weight under several temperatures, raises the fracture toughness because of increase in bonding strength between the mineral particles. Based on the strain and Young's modulus measurements under elevated temperature, it was concluded that the dehydration of interlayer and adsorptive water and the thermally induced microcracks influenced on the fracture toughness of Kimachi sandstone.

KEY WORDS : Sandstone, Fracture Toughness, Elevated Temperature, Microcrack, Clay Material

1. 緒 言

近年、高レベル放射性廃棄物の地層処分や LPG, LNG の地下貯蔵等の長期的な地下の利用に対する関心が高まっている。このような地下岩盤の長期的な利用に関しては、その設計や健全性の評価が改めて課題となっている。しかしながら、岩盤構造物の長期的な利用を考える上では、従来、設計や健全性の評価に用いられてきた岩石の圧縮強度や引張強度等の強度特性のみならず、長期的な安全性評価を行う必要性から岩石のクリープ特性や対象となる地下の外力条件や環境条件により生じる応力腐食割れ等を総合的に検討する必要があると考えられる。さらに、通常、岩石内部には潜在き裂が含まれており、地下の環境条件や外力条件によって、長期的に潜在き裂の様相が変化し、岩盤構造物の安定性に影

響を及ぼすものと考えられる。したがって、岩石のき裂の進展抵抗を示す破壊靱性に関する検討も重要であると考えられる。

例えば、高レベル放射性廃棄物の地層処分では、地下 300m 以上の深の地下に岩盤構造物を建設することが想定されている（原子力委員会, 2000）ことから、外力条件として高い地殻応力を考慮する必要がある。さらに環境条件としては、地下水質や廃棄体から放出される熱等について考慮する必要がある。したがって、地下岩盤の長期的な安定性を検討する上では、これらの外力条件や環境条件が岩石の力学特性に及ぼす影響について実験的に明らかにする必要がある。本研究では、これらの外力条件と環境条件の中から、環境条件の 1 つとして挙げた温度の影響に着目して実験的に検討を行った。

ところで、温度が岩石の破壊靱性や破壊強度に及ぼす影響については、以下のような研究が行われてきている。

高温下の岩石の破壊靱性については、Meredith et al. は、花崗岩および斑レイ岩を用いて 20 °C から 400 °C の範囲でダブルトーション試験による検討を行っている (Meredith et al., 1985)。その結果、斑レイ岩の場合、破壊靱性は 20 °C から 100 °C の範囲で温度の上昇に伴い増加するが、100 °C 以上では温度の上昇に伴い低下するこ

* 2001 年 12 月 5 日受付 2002 年 8 月 8 日受理

1. 学生会員 九州大学大学院生 工学府地球資源システム工学専攻 博士後期課程

2. 普通会員 産業技術総合研究所 企画本部

3. 普通会員 九州大学助教授 大学院工学研究院

4. 普通会員 九州大学教授 大学院工学研究院

[著者連絡先] FAX 0298-61-8766 (産総研)

キーワード: 砂岩, 破壊靱性, 温度, マイクロクラック, 粘土鉱物

(a) SENRBB specimen (D: specimen diameter, a: notch length, L: specimen length, S: support span, F: loading force)

(b) SCB specimen (R: specimen radius, a: notch length, t: specimen thickness, 2S: support span, F: loading force)

Fig.1 Schematic diagrams of (a) SENRBB specimen and (b) SCB specimen.

とを、400℃における破壊靱性は室温条件における破壊靱性の60%から65%となることを示した。また、花崗岩の場合も同様に、100℃以上の温度では、温度の上昇に伴い破壊靱性が低下すること、400℃においては破壊靱性が室温条件における破壊靱性の約40%に低下することを示した。Al-Shayea et al. は、石灰岩について室温から116℃の範囲でSNBD(Straight Notched Brazilian Disk)試験片を用いた圧縮試験(Al-Shayea et al., 2000)を実施し破壊靱性に及ぼす温度の影響について検討している。その結果、石灰岩の破壊靱性は室温から116℃の範囲では温度の上昇に伴い増加し、116℃における破壊靱性は室温条件における破壊靱性に比べて約25%大きいことを示した。木下らは、花崗岩、安山岩、凝灰岩の3種類の岩石を用いて、室温から200℃までの範囲で一軸圧縮試験を実施し(木下, 1997)、花崗岩および凝灰岩では、一軸圧縮強度、静弾性係数およびポアソン比は温度上昇に伴って低下することを示した。一方、安山岩では、一軸圧縮強度と静弾性係数は室温から200℃の範囲では温度の上昇に伴い増加するが、ポアソン比については温度依存性が明確に現れないことを示した。また、酒井は大理石、花崗岩、凝灰岩、溶結凝灰岩の4種類の岩石を用い、室温から600℃までの範囲で一軸圧縮試験を行ない(酒井, 1987)、凝灰岩の圧縮強度と割線ヤング率は、室温から300℃の範囲では温度の上昇に伴い低下するが、300℃以上では温度の上昇に伴い増加することを、溶結凝灰岩では室温から600℃の範囲で温度の上昇に伴い圧縮強度と割線ヤング率が増加すること、大理石および花崗岩の圧縮強度と割線ヤング率は温度の上昇に伴い低下することを示した。

岩石の力学特性に及ぼす温度の影響に関しては以上に述べたような研究が行われてきているが、岩石の破壊靱性に及ぼす温度の影響については花崗岩に代表される結晶質岩についての研究が主で、堆積岩についてはほとんど研究事例がないのが現状である。

そこで本研究では、従来の研究においてはほとんど対象とならなかった堆積岩について、来待砂岩を用いて破壊靱性に及ぼす温度の影響について検討を行った。

Fig.2 Typical load against load-line displacement curve for the SENRBB tests. (arrestor orientation)

Fig.3 Typical load against load-line displacement curve for the SCB tests. (arrestor orientation)

2. 破壊靱性評価法

本研究においては、以下に述べる SENRBB(Single Edge-Notched Round Bar in Bending) 試験法および SCB (Semi-Circular Bend) 試験法によって、レベル I 破壊靱性と R 曲線法による破壊靱性の評価を行い、それに対する温度の影響を実験的に調べた。

2・1 レベル I 破壊靱性の評価

2・1・1 SENRBB 試験法による破壊靱性の算出 SENRBB 試験法は、円柱形の試料に、人工き裂として前縁が直線のストレートノッチを有する試験片を用いる試験法である。SENRBB 試験片の形状を Fig.1(a) に示す。試験では、試験片を下部の2点の支点ローラで支え、上部を1点のローラで載荷することにより曲げ荷重を負荷した。破壊靱性の評価は、試験時に記録した最大荷重および試験片寸法、下部の支点ローラ間の長さを用いて行った。

Fig.2 に SENRBB 試験により得られた荷重-変位曲線の一例を示すが、同図の最大荷重 F を用いて次式によりレベル I 破壊靱性値 K_{IC} を求めた (Ouchterlony, 1981)。

$$K_{IC} = 0.25(S/D)Y_I' F / D^{1.5} \dots\dots\dots (1)$$

ここで、式中の S は支点ローラ間の長さ、 D は試験片の直径、 Y_I' は無次元化された応力拡大係数であり次式で与えられる。

$$Y_I' = 2(D/S) \left[450.8531 \rho^2 (a/D)^{1.5} \right] / \left[(a/D) - (a/D)^2 \right]^{0.25} \dots\dots (2)$$

ここで、 $\rho = (S/D)/3.33$ で、 a はノッチ長さである。

2・1・2 SCB 試験法による破壊靱性の算出 SCB 試験法は、半円形の試料に人工き裂として前縁が直線のストレートノッチを作製した試験片を用いる試験法である。SCB 試験片の形状を Fig.1(b) に示す。試験では、試験片に対し下部を2点で支え、上部を1点のローラで載荷することにより曲げ荷重を負荷し、試験時に記録した荷重および変位のデータから破壊靱性を評価した。

Fig.3 に SCB 試験により得られた荷重-変位曲線の一例を示すが、同図の最大荷重 F を用いて次式によりレベル I 破壊靱性値 K_{IC}

を求めた (Chong and Kuruppu, 1984)。

$$K_{IC} = YF(\sqrt{\pi a})/2Rt \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 R は試験片半径、 t は試験片の厚さであり、式中の Y は無次元化された応力拡大係数でノッチ長さ (a) と試験片半径 (R) 比 $\alpha (\alpha = a/R)$ の関数であり次式で与えられる。

$$Y = 5.6 - 22.2\alpha + 167\alpha^2 - 576\alpha^3 + 929\alpha^4 - 506\alpha^5 \quad \dots\dots\dots (4)$$

2・2 R 曲線法による破壊靱性の評価

本研究では、2・1 に述べた方法によって主にレベル I 破壊靱性の評価を行った。しかしながら、レベル I 破壊靱性においては、き裂の成長に伴うき裂進展抵抗が増加する (松木ら, 1989) 点について考慮されていない。そこで本研究では、き裂進展量とき裂進展抵抗との関係であるき裂進展抵抗曲線 (R 曲線) による破壊靱性の評価についても併せて実施し、一部の結果についてレベル I 破壊靱性との比較検討を行った。以下に、その R 曲線法による破壊靱性の評価方法を述べる。

R 曲線法による破壊靱性の評価では、荷重-除荷-再荷重の繰り返し荷重を行なうことにより得られる、荷重-荷重線変位曲線を用いる。Fig.4 に繰り返し荷重で得られた荷重-荷重線変位曲線の一例を示すが、R 曲線法による破壊靱性の評価は次の (i) ~ (vi) の手順で行なった。

- (i) 荷重-荷重線変位曲線の各サイクルの傾きから、各サイクルの弾性コンプライアンス ($C = \Delta D / \Delta F$) を算出する。
- (ii) 求めた弾性コンプライアンスを、平面ひずみヤング率 ($E' = E / (1 - \nu^2)$) と試験片直径 (D) を用いて無次元化し、無次元コンプライアンス ($C' = CED$) を算出する。
- (iii) あらかじめ実験的に算出しておいた無次元コンプライアンス C' と a/D との関係曲線と (ii) で算出した無次元コンプライアンスとを比較して、各サイクルにおける a/D 比を算出する。
- (iv) i 番目のサイクルに対応する (a_i/D) とそのサイクルに対応する除荷荷重 (F_i) を SENRBB 試験では式 (1)、式 (2) 中の a/D と F に代入することにより、i 番目のき裂進展抵抗 (K_i) を求める。

Fig.4 Typical load against load-line displacement curve in cyclic loading. (SENRBB tests, arrester orientation)

Fig.5 K-resistance curve using SENRBB specimen. (arrester orientation)

(v) i 番目のサイクルにおけるき裂進展量 ($a_i - a_0$) を横軸にき裂進展抵抗を縦軸にプロットし、Fig.5 に示すようなき裂進展抵抗曲線を描く。

(vi) このき裂進展抵抗曲線から、き裂進展抵抗がほぼ一定となる値を破壊靱性として評価する。

3. 実験の概要

3・1 岩石試料

試験に用いた岩石は島根県産の来待砂岩である。本研究において用いた岩石の基礎的な力学物性値を調べるために、一軸圧縮試験、圧裂引張試験、弾性波速度測定を行った。一軸圧縮試験で用いた試験片は、寸法が 300 mm × 300 mm × 300 mm の岩石ブロックに層理面に対して平行な方向および垂直な方向の 2 方向から内径 30 mm のダイヤモンドビットドリルを用いてコアボーリングを行った後、75 mm の長さで切断し、さらに両端面の平行度が ± 1 / 50 mm 以内になるようにグラインダーで整形した円柱形のものである。この試験片を 60 °C で 120 時間強制乾燥した後、脱気を行い試験に備えた。なお、一軸圧縮試験時に軸ひずみおよび横ひずみを計測するために、ゲージ長 5 mm の二軸型のひずみゲージを試験片の相対する表面上の中心に 2 枚貼り付けた。Fig.6 に一軸圧縮試験から得られた応力-ひずみ線図の一例を示す。同図に示すように、本研究では最大応力の 50 % における応力-軸ひずみ曲線の接線の傾きをヤング率 $E_{50} = (\sigma_a - \sigma_b) / (\epsilon_a - \epsilon_b)$ として算出し、同様に最大応力の 50 % における軸ひずみと横ひずみからポアソン比 $\nu = -\epsilon_L / \epsilon_A$ を算出した。

引張強度を求めるための圧裂試験で用いた試験片は、寸法が 300 mm × 300 mm × 300 mm の岩石ブロックに層理面に対して平行な方向および垂直な方向の 2 方向から内径 60 mm のダイヤモンドビットドリルを用いてコアボーリングを行なった後、30 mm 程度の長さで切断したものを用いた。この試験片を 60 °C で 120 時間強制乾燥し脱気を行った後、荷重試験を行った。弾性波速度測定に用いた試験片は、一軸圧縮試験に用いた試験片と同一のものを用いた。Table 1 にこれらの物性試験の結果を示す。同表によると、

Fig.6 Typical stress-strain curve. (perpendicular to bedding plane)

Table 1 Mechanical properties of Kimachi sandstone.

	Relationship between bedding plane and loading direction	σ_c (MPa)	σ_t (MPa)	E_{50} (GPa)	ν	V_p (km/sec)
Kimachi sandstone	⊥	59.0 ± 2.5	4.82 ± 0.12	8.23 ± 1.43	0.22 ± 0.10	2.91 ± 0.02
	//	68.6 ± 1.1	4.89 ± 0.40	8.24 ± 0.22	0.16 ± 0.01	2.91 ± 0.03

σ_c : Uniaxial compressive strength, σ_t : Tensile strength, E_{50} : Tangential Young's modulus at a half of compressive strength, ν : Poisson's ratio, V_p : Velocity of P-wave

Fig.7 Schematic illustrations of the principal crack orientations with respect to bedding planes. (a) Arresters, (b) Short transverse

本研究において使用した来待砂岩には異方性が存在した。例えば、一軸圧縮強度においては、層理面に平行に載荷したときの強度が、垂直に載荷したときの強度と比較して約 16% 高い値を示した。そこで、SCB 試験片ではこの異方性を考慮して、

Fig.7 に示す arresters と short transverse の 2 種類の試験片を準備した。試験片の準備においては、同一の岩石ブロックから SENRBB 試験片では層理面に対して平行な方向から、SCB 試験片では層理面に対し平行な方向と垂直な方向の 2 方向からコアボーリングを行った。採取した岩石コアを、Fig.1(a), (b) に示す形状に整形した後、ダイヤモンドブレードにより厚さ 0.3 mm のノッチを作製した。なお Fig.1(a) に示す SENRBB 試験片の寸法は $D=30$ mm, $L=110$ mm, $S=83.3$ mm, $a=12$ mm である。また、Fig.1(b) に示す SCB 試験片の寸法は、 $2R=60$ mm, $t=25$ mm, $2S=48$ mm, $a=15$ mm である。この試験片を 60℃ で 120 時間乾燥させた後、試験時の加熱により試験片内部の空気が膨張し被覆したシリコン樹脂を破るのを防ぐために真空デシケータの中で脱気を行った。この脱気に関しては、脱気を行わなかった試験片を加熱したときシリコン樹脂が破断したのに対して、脱気を行った場合にはシリコン樹脂の破断の減少が認められたことから、効果があったものと考えられる。

3・2 試験装置および試験手順

試験装置の概要を Fig.8 に示す。試験装置の最大荷重容量は 19.6 kN である。本試験では、試験片をシリコンオイルで満たした試験槽に入れ、一定温度条件で試験を実施したが、本研究において設定可能な最高温度は 200℃ である。シリコンオイルがノッチや試験片内部の空隙に浸入することを防ぐために、ノッチおよび試験片をシールした。シールの方法としては試験片にシリコン樹脂を塗布したが、塗布するシリコン樹脂がノッチ内部に浸入することを防ぐために、ノッチの周りに紙製またはセロハン製のテープを巻いた後、その上から試験片全体にシリコン樹脂を均一に塗布した。

まず、試験片を試験用治具にセットし、固定のため約 0.5 N の荷重を負荷した。次に、荷重および変位のゼロ点調整を行った後、試験槽内に試験片および試験用治具を納め試験槽を密閉した。その後、試験槽をシリコンオイルによって満たし、試験槽中のシリコンオイルを加熱して所定の試験温度条件を設定した。試験温度条件を設定する際、昇温速度が 200℃/h(3.3℃/min) 以下では熱衝撃による破壊が起こらないことが報告されていることから（山口

Fig.8 Schematic diagram of testing apparatus.

ら, 1970), 本研究では熱衝撃による試験片の損傷を防ぐために昇温速度を約 1℃/min として加熱した。所定の温度に到達した後、試験片内部の温度を均一にするために、その状態で 2 時間放置し、その後試験を開始した。試験片への載荷は、荷重線変位速度を一定 (0.075 mm/min) とした条件で行い、荷重が最大荷重に到達した後残留強度状態になるまで載荷を行った。

また、本研究での温度条件は、50℃, 75℃, 100℃, 125℃, 150℃, 175℃, および 200℃ の 7 条件を設定した。なお、荷重、変位および温度のデータは試験機からコンピュータに送り、ディスクに保存した。

4. 結 果

本章では、まず、4・1 および 4・2 において来待砂岩の破壊靱性に及ぼすノッチ長さの影響と荷重線変位速度の影響について、常温下で SENRBB 試験によって行った検討結果について述べる。次に 4・3 では、7 種類の温度条件の下で行った SENRBB 試験と SCB 試験の結果について述べる。すべての試験において同一条件で最低 3 回試験を行い、値を平均し標準偏差を評価した。

4・1 破壊靱性に及ぼすノッチ長さの影響

来待砂岩の破壊靱性に及ぼすノッチ長さの影響について実験的に検討するために、SENRBB 試験片のノッチ長さ (a) と試験片寸法 (D) の比 (a/D) を、 $a/D=0.2, 0.4, 0.5$, および 0.6 とした条件で SENRBB 試験を行なった。Fig.9 は a/D と破壊靱性との関係を示す。同図に示すように、来待砂岩の破壊靱性は、 $a/D=0.2$ から 0.4 の範囲でほぼ一定の値を示したが、 $a/D=0.5$ では、来待砂岩の破壊靱性は $a/D=0.4$ のときの破壊靱性と比べて約 21% 低下した。さらに、 $a/D=0.6$ では、 $a/D=0.4$ のときと比べて来待砂岩の破壊靱性は約 38% 低下しており、破壊靱性は $a/D>0.4$ の条件においては、 a/D の増加に伴って低下することが分かった。なお、この結果は、過去に行われた破壊靱性に及ぼすノッチ長さの影響に関する検討 (Sun et al., 1986) と同様な傾向であった。

4・2 破壊靱性に及ぼす荷重線変位速度の影響

来待砂岩の破壊靱性に及ぼす荷重線変位速度の影響について実験的に検討を行なうために、荷重線変位速度として 0.01 mm/min,

Fig.9 Variation of fracture toughness of Kimachi sandstone for SENRBB tests with notch length (a/D).

Fig.11 Variation of fracture toughness of Kimachi sandstone for SENRBB tests with temperature. ($a/D=0.4$, arrester orientation)

Fig.10 Variation of fracture toughness of Kimachi sandstone for SENRBB tests with loading rate.

Fig.12 Variation of fracture toughness of Kimachi sandstone for SCB tests with temperature. ($a/R=0.5$)

0.05 mm/min, および 0.09 mm/min の 3 種類の条件を与えて、SENRBB 試験を行なった。Fig.10 は、荷重線変位速度と破壊靱性との関係を示す。同図において示すように、来待砂岩の破壊靱性は、荷重線変位速度が 0.01 mm/min, 0.05 mm/min, 0.09 mm/min のいずれの条件においてもほぼ一定の値をとっており、0.01 mm/min から 0.09 mm/min の範囲では破壊靱性は荷重線変位速度に依存していないことが分かった。

4・3 来待砂岩の破壊靱性試験に及ぼす温度の影響

4・1 および 4・2 に述べたように SENRBB 試験で得られた破壊靱性は、 $a/D=0.2$ から 0.4 の範囲ではノッチ長さの影響を受けず、また、0.01 mm/min から 0.09 mm/min の範囲では荷重線変位速度の影響を受けない。そこで、温度条件下で実施した破壊靱性試験において、SENRBB 試験片のノッチ長さを $a/D=0.4$ 、荷重線変位速度を 0.075 mm/min とした。なお、SCB 試験片から得られる破壊靱性に及ぼすノッチ長さの影響に関しては Lim et al.(1994) により検討されており、その結果として、破壊靱性は $a/R=0.5$ 程度ではノッチ長さの影響を受けないことが示されている。したがって、本研究で用いた SCB 試験片のノッチ長さを $a/R=0.5$ とした。

Fig.11 は、SENRBB 試験により得られた来待砂岩の破壊靱性と試験温度との関係を示す。同図に示すように、来待砂岩の破壊靱性は、温度が室温から 125 °C の範囲で有意水準 5 % 検定の結果では有意な変化は認められない。しかしながら、温度 125 °C 以上になると有意な変化を示しており温度の上昇とともに破壊靱性が増加している。例えば、150 °C のときの破壊靱性は室温のときの破壊靱性と比べて約 30 % 増加しており、200 °C のときの破壊靱性は室温のときの破壊靱性と比べて約 40 % 増加している。

Fig.12 は、SCB 試験により得られた来待砂岩の破壊靱性と温度との関係を示す。同図に示すように、arrester の場合と short transverse の場合ともに、SCB 試験により得られた来待砂岩の破壊靱性は、室温から 125 °C の範囲ではほぼ一定の値をとっている。一方、温度が 125 °C 以上になると、温度の上昇とともに破壊靱性は増加しており、例えば、200 °C のときの破壊靱性は室温のとき

の破壊靱性と比べて、arrester の場合約 35 % 増加しており、short transverse の場合約 65 % 増加している。この結果は、 $a/D=0.4$ の試験片を用いた SENRBB 試験により得られた破壊靱性とよく一致しており、温度の上昇にともなう破壊靱性の増加の傾向が示されている。また、SENRBB 試験により得られた破壊靱性と SCB 試験により得られた破壊靱性とを比較すると、それぞれ室温では 0.47 MPa^{0.5} と 0.48 MPa^{0.5}、100 °C では 0.49 MPa^{0.5} と 0.50 MPa^{0.5}、さらに 200 °C では 0.65 MPa^{0.5} と 0.66 MPa^{0.5} であり、両者の値はほぼ等しい。一般に、岩石の破壊靱性は試験片の寸法や形状の影響を強く受けるとされており（日本機械学会編集，1989），異なる形状の試験片を用いた破壊靱性試験から、同程度の値の破壊靱性を得ることは多くの場合難しい。しかし、本研究で行った SCB 試験と SENRBB 試験では、異なる形状の試験片から同程度の値の破壊靱性を得ることができた。

5. 考 察

5・1 試験片寸法と破壊靱性との関係

本研究では、試験を温度条件下で行なうために試験槽の中で実施したが、この試験槽の容量の関係から試験片の寸法を小さくする必要があった。しかしながら、岩石の破壊靱性は試験片寸法の増大とともに増加することが知られている（高橋，1987）。そこで、本節では来待砂岩の破壊靱性に及ぼす寸法の影響を実験的に確認するために、試験片の直径を 30 mm, 40 mm, 50 mm, および 60 mm と 4 種類設定して常温で行った SENRBB 試験結果ならびに ISRM(International Society for Rock Mechanics) により岩石の標準的な破壊靱性試験法として提案されている CB(Chevron Bend) 試験法 (ISRM,1988) により評価したレベル II 破壊靱性と比較した結果について述べる。

Fig.13 は、試験片寸法と破壊靱性との関係を示す。同図が示すように、試験片直径の増大に伴う破壊靱性の変化は、10 % 以内の範囲に収まっており、顕著な変化は認められなかった。また、ISRM 推奨案である CB 試験の結果は、レベル II 破壊靱性で 0.992 MPa^{0.5}

Fig. 13 Variation of fracture toughness of Kimachi sandstone for SENRBB tests with specimen diameter.

Fig. 14 Comparison between level I fracture toughness and fracture toughness by R-curve method. (SENRBB tests, arrester orientation)

であり、SENRBB 試験から得られた破壊靱性と比較して約 45 ～ 50% 高い。

5・2 レベル I 破壊靱性と R 曲線法による破壊靱性との比較

4・3 で述べたように、本研究では来待砂岩の破壊靱性に及ぼす温度の影響についてレベル I 破壊靱性に着目して試験を行ったが、本節においては、き裂の進展を考慮した R 曲線による破壊靱性とレベル I 破壊靱性との比較結果について述べる。

前述した Fig. 11 の破壊靱性は各温度条件で 3 回実施した試験結果の平均値であるが、3 回実施した試験の中の 1 回については、試験中に何回かの除荷―再載荷を行い、R 曲線法による破壊靱性の評価を行った。Fig. 14 は、R 曲線法を適用した試験から得られた破壊靱性およびレベル I 破壊靱性と温度との関係を示す。同図が示すように、すべての温度条件で R 曲線法によって評価した破壊靱性がレベル I 破壊靱性と比較して高い値をとっているが、両者の差は 3% から 7% 程度であった。ただし、温度 150℃ のときの両者の差は 12% である。

以上のことから、本試験で用いた来待砂岩の試験片の寸法および形状条件においては、レベル I 破壊靱性と R 曲線法による破壊靱性の間に顕著な差は認められず、試験時におけるき裂の進展に伴うき裂進展抵抗の増加は小さいものと考えられる。

5・3 温度の上昇による来待砂岩の破壊靱性の増加

4. で述べたように、来待砂岩の破壊靱性は $a/D=0.4$ の試験片を用いた SENRBB 試験および SCB 試験の結果では、室温から 125℃ 以下では有意な変化は認められないが、それ以上の温度では、温度の上昇とともに破壊靱性が増加する傾向を示している。この結果は、例えば Meredith et al. による花崗岩と斑レイ岩の破壊靱性が 100℃ 以上で温度の上昇とともに低下することを示した研究結果とは異なるものである。100℃ 以上における温度の上昇にともなう花崗岩と斑レイ岩の破壊靱性低下の理由として、Meredith et al. は温度の上昇により生じる構成鉱物間の熱膨張の異方性が鉱物粒子間にマイクロクラックを誘発し、それによってき裂の進展抵抗が低下するためと考察している。この破壊靱性の低下につな

Fig. 15 Variation of Young's modulus of Kimachi sandstone with temperature. (perpendicular to bedding plane)

る粒界き裂の発生は、主として石英/長石間もしくは石英/石英間で生じると述べている (Meredith et al., 1985)。

そこで、本研究で用いた来待砂岩における温度上昇のマイクロクラックの発生について検討するために、まず、75℃、100℃、125℃、および 150℃ の 4 種類の異なる温度条件下で一軸圧縮試験を行い、温度によるヤング率の変化について調べた。試験片は直径 20 mm、長さ 45 mm の円柱形のもので、40℃ に設定された乾燥器内で試験片の重量の変化がなくなるまで乾燥させた後脱気を行った。なお、一軸圧縮試験時の軸ひずみを計測するために、ゲージ長 5 mm の高温用ひずみゲージを試験片の相対する表面上の中心に 2 枚貼り付けた。また、一軸圧縮試験では温度を熱風によって調節したのでシリコン樹脂による被覆は行っていない。試験では、まず、破壊靱性試験と同一の昇温速度 (1℃/min) で加熱し、その後 2 時間放置した後に試験を行った。一軸圧縮試験により得られた初期接線ヤング率と温度との関係を Fig. 15 に示す。来待砂岩の初期接線ヤング率は室温から温度 100℃ の範囲ではほぼ一定の値をとっているが、温度 100℃ 以上では初期接線ヤング率は温度の上昇にともなって低下することが分かる。初期接線ヤング率はクラック密度に依存するので (Lama and Vutukuri, 1992)、ここで示した温度 100℃ 以上におけるヤング率の低下は試験片内部でのマイクロクラックの発生と密接に関係していると考えられる。また、本研究では、温度上昇に起因するマイクロクラックの発生を確認するために、試験片を昇温速度 1℃/min で温度 200℃ まで加熱した後、その状態で 2 時間放置した試験片の表面を冷却後、顕微鏡によって加熱前の状態と観察比較した。Fig. 16 は、加熱前 (a) と加熱後 (b) の試験片表面の写真を示す。同図が示すように、加熱前後の試験片表面を比較すると、加熱後の試験片にはマイクロクラックの発生 (矢印で示した箇所) を確認することができる。以上のように、来待砂岩の場合も加熱することによりマイクロクラックが発生している。

次に、温度の上昇にともなう試験片のひずみの変化について検討するために、50℃、100℃、200℃ の 3 種類の温度条件を設定し、ひずみの計測を行った。なお、温度の設定条件は破壊靱性試験と同一の昇温速度 (1℃/min) で加熱し、その後 2 時間放置した。ここで計測されたひずみは、温度の変化による見かけひずみを含んでいるので、次式により温度補償を行った。

$$\varepsilon_m(\Delta T) = \{\varepsilon_i(\Delta T) - \varepsilon_t(\Delta T)\} \cdot K_0 / K_t \dots\dots\dots (6)$$

ただし、 ΔT は被測定物のひずみゲージ接着点の温度変化、 $\varepsilon_m(\Delta T)$ は温度の変化によって生じたひずみ、 $\varepsilon_t(\Delta T)$ はひずみ測定器に指示されるひずみ、 $\varepsilon_i(\Delta T)$ は温度による見かけひずみ、 K_0 は常温 (24℃) によるゲージ率、 K_t は温度 t におけるゲージ率である。なお、本研究で用いたひずみゲージのデータシートによると、測定温度 50℃ では $\varepsilon_t(26) = -30 \times 10^{-6}$ 、 $K_{50}/K_{24} = 99.6$ 、測定温度 100℃ では $\varepsilon_t(76) = -40 \times 10^{-6}$ 、 $K_{100}/K_{24} = 99.0$ 、測定温度 200℃

(a) Virgin state

(b) After heating

Fig.16 Microphotographs of specimen surface in (a) virgin state and (b) after heating at 200 °C for 2 hours.

では $\varepsilon_t(176)=70 \times 10^{-6}$, $K_{200}/K_{24}=97.1$ である。

Fig.17 に、設定温度で 2 時間経過した後の軸ひずみと温度との関係を示す。同図が示すように、稲田花崗岩の場合には、室温から 50 °C の範囲でひずみはほとんど変化していない。しかしながら、温度 50 °C 以上では温度の上昇とともに試験片が膨張している。この結果は、花崗岩では温度 60 ~ 70 °C 前後からマイクロクラックが発生するとした研究結果（木下ら，1997）と調和的である。一方、砂岩の場合には、温度 50 °C および 100 °C では室温時の状態から試験片は膨張しているが、温度が 200 °C まで上昇すると試験片は収縮している。来待砂岩は、粘土鉱物、主としてモンモリロナイトを含んでいるが（松木ら，1998）、モンモリロナイトは温度が 100 °C から 250 °C になると、層間水や吸着水の脱水を起こすことが知られている（図解応用地質用語編集委員会，1985）。つまり、温度の上昇によって試験片が収縮する理由として、100 °C 以上の試験温度条件下では粘土鉱物からの層間水や吸着水の脱水が発生していることが挙げられる。Fig.17 で示したひずみの計測に用いた試験片の重量変化を調べた結果、温度 100 °C での試験後には 2.3 %，200 °C の試験後には 3.6 % の重量低下が生じており層間水や吸着水の脱水が確認できる。また、破壊靱性に及ぼす温度の影響という点では、この粘土鉱物からの層間水や吸着水の脱水によって粘土鉱物の状態変化（粘土鉱物の乾燥・収縮による固結化）が発生し、これによって砂岩の構成粒子間の結合強度が上昇し、破壊靱性が増加するものと考えられる。

以上のように、来待砂岩では破壊靱性の低下の要因となるマイクロクラックの発生と、破壊靱性の増加の要因となる粘土鉱物の状態変化の両方が生じている。ただし、来待砂岩の破壊靱性が温度 125 °C 以上で温度の上昇とともに増加したことを考慮すると、来待砂岩の破壊靱性に及ぼす温度の影響としてはマイクロクラックの発生よりも粘土鉱物の状態変化のほうがより支配的な要因であると考えられる。

Fig.17 Variation of axial strain of Kimachi sandstone and Inada granite with temperature.

6. 結 論

本研究では、来待砂岩の破壊靱性に及ぼす温度の影響について明らかにするために、SENBB 試験と SCB 試験の 2 種類の試験による検討を行った。その結果、以下の事項が明らかになった。

(1) SCB 試験により得られた破壊靱性は、 $a/D=0.4$ の試験片を用いた SENBB 試験により得られた破壊靱性と同程度の値をとる。温度の上昇にともなう破壊靱性の増加の傾向も類似したものであった。

(2) 試験片の直径を 30 mm から 60 mm まで変化させて行った SENBB 試験の結果、試験片直径の増大に伴う破壊靱性の変化は 10% 以内に収まっているが、レベル II 破壊靱性と比較すると約 45 ~ 50% 低い値となっている。

(3) レベル I 破壊靱性と R 曲線による破壊靱性を比較した結果、両者に顕著な差は認められず、本試験で用いた来待砂岩における試験片の寸法および形状条件においては、試験時におけるき裂の進展にともなうき裂進展抵抗の増加は小さいものと考えられる。

(4) 来待砂岩の破壊靱性は、温度が 125 °C までの範囲ではほぼ一定の値を示すのに対し、125 °C 以上では温度の上昇にともなう破壊靱性は増加することが分かった。

(5) 温度の上昇にともなう破壊靱性の変化の要因として、温度の上昇にともなうマイクロクラックの発生による破壊靱性の低下と、粘土鉱物に存在している吸着水や層間水が脱水するために起こる粘土鉱物の状態変化による破壊靱性の増加の 2 つが挙げられるが、来待砂岩の場合には、後者の方がより大きく影響を及ぼしたために、破壊靱性の増加が生じたものと考えられる。

引 用 文 献

- Al-Shayea, N.A., Khan, K. and Abduljawad, S.N.(2000): Int. J. Rock Mech. and Min. Sci., Vol. 37, p. 629-643
- ISRM(1988): Int. J. Rock Mech. & Geomech. Abstr., Vol. 25, p. 71-96
- Chong, K.P. and Kuruppu, M.D.(1984): Int. J. fracture, Vol. 26, p. 59-62
- 原子力委員会(2000): 原子力バックエンド対策専門部会資料, 7p.
- 木下直人・安部 透・若林成樹・石田 毅(1997): 土木学会論文集, Vol. 561, p. 151-162
- LAMA, R.D. and Vutukuri, V.S.: 岩石・岩盤技術のためのハンドブック 岩石の力学的性質 II, 古今書院(東京), 92p.
- Lim, L.I., Johnston, I.W., Choi, S.K. and Boland, J.N. (1994): Int. J. Rock Mech. & Geomech. Abstr., Vol. 31, p. 185-197
- 松木浩二・坂口清敏・飯野英樹・奥村清彦(1998): 資源と素材, Vol. 114, No. 12, p. 895-900
- 松木浩二・野津山喜晴・高橋秀明(1989): 土木学会論文集, Vol. 406, p. 35-41
- Meredith, P.G. and Atkinson, B.K. (1985): Physics of the Earth and Planetary Interiors, Vol. 39, p. 33-51
- 日本機械学会編(1989): 岩石破壊力学とその応用, コロナ社(東京), 36p.
- Ouchterlony, F.(1981): ASTMSTP, Vol. 75, p. 237-256
- 酒井 昇(1987): 応用地質, Vol. 28, p. 19-24
- Sun, Z. and Ouchterlony, F.(1986): Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 23, p. 399-409
- 高橋秀明(1987): 第 102 回特別講演会 講演要旨集, 日本機械学会(東京), 34p.
- 山口梅太郎・宮崎道雄(1970): 日本鉱業会誌, Vol. 86, p. 346-351
- 図解応用地質用語編集委員会(1985): 図解用語集シリーズ 図解応用地質用語集: 東洋書店(東京), 501p.