

堆積性の岩石の破壊靱性に及ぼす 温度および封圧の影響

船津貴弘¹・瀬戸政宏²・島田英樹³・松井紀久男⁴

¹工修 九州大学大学院 工学府地球資源システム工学専攻 (〒812-8581 福岡市東区箱崎6-10-1)

E-mail:t-funatsu@aist.go.jp

²正会員 工博 産業技術総合研究所 企画本部 (〒100-8921 東京都千代田区霞ヶ関1-3-1)

³正会員 工博 九州大学助教授 工学研究院地球資源システム工学専攻 (〒812-8581 福岡市東区箱崎6-10-1)

⁴正会員 工博 九州大学教授 工学研究院地球資源システム工学専攻 (〒812-8581 福岡市東区箱崎6-10-1)

岩石の破壊靱性に及ぼす温度および封圧の影響を明らかにするために、最高温度200℃、最大封圧9MPaの範囲で来待砂岩と田下凝灰岩を用いてSENBB(Single Edge-Notched Round Bar in Bending)試験法による破壊靱性試験を実施し、実験的検討を行なった。その結果、来待砂岩、田下凝灰岩の破壊靱性は温度の上昇とともに変化することを示した。また、来待砂岩、田下凝灰岩の破壊靱性は封圧の上昇とともに増加することを示した。

Key Words : fracture toughness, Kimachi sandstone, Toge tuff, elevated temperature, confining pressure

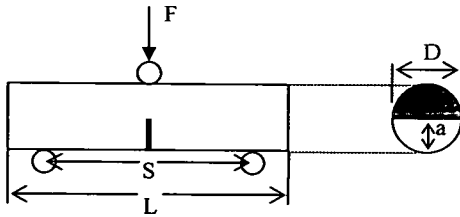
1. 緒言

高レベル放射性廃棄物の地層処分、産業廃棄物、LPG、LNGの地下貯蔵、ならびに生活空間、輸送空間としての大深度地下の利用等において、長期的な地下の利用が計画され一部は実現されつつある。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極めて重要であるが、その長期的な利用を考える上では、岩盤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などの影響を総合的に検討する必要がある。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の影響によって、長期的には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、岩盤の長期的安定性について検討するためには、基礎的な岩石の力学特性として岩石のき裂進展抵抗である破壊靱性に及ぼす環境条件や外力条件などの影響に関する検討が重要である。例えば、高レベル放射性廃棄物の地層処分では、地下300m以深の地下に岩盤構造物を建設することが想定されており¹⁾、外力条件として高い地殻応力、環境条件としては、地下水や廃棄体から放出される熱、さらには

岩盤が有する地熱などの作用を考慮する必要がある。

岩石の破壊靱性に及ぼす温度に関する従来の研究として、Meredith et al.は、花崗岩および斑レイ岩を用いて20℃～400℃の範囲で検討を行なっている²⁾。その結果、破壊靱性は20℃～100℃の範囲で温度の上昇に伴い増加するが、100℃以上では温度の上昇に伴い減少することを示した。また、Al-Shayea et al.は、石灰岩を用いて室温から116℃の範囲で破壊靱性に及ぼす温度の影響について検討し³⁾、その破壊靱性は室温から116℃の間で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%増加することを示した。

封圧下の岩石の破壊靱性に関する研究としては、小林らによる凝灰岩、花崗岩、砂岩、大理石を用いた封圧24.5MPaまでの引き裂き試験⁴⁾、石塚らによるSENBB(Single Edge Notch Beam under Three Point Bending)試験とSENBB(Single Edge-Notched Round Bar in Bending)試験による花崗岩と安山岩を用いた15MPaまでの試験⁵⁾、Vasarhelyiによる片麻岩を用いた封圧60MPaまでの範囲でSENBB試験⁶⁾による検討などが挙げられる。これらの検討結果によれば、岩石の破壊靱性は封圧の上昇に伴い増加すること、さらに、石



(D:試験片直径,L:試験片長さ,S:支点ローラ間距離,a:ノッチ長さ)各パラメータの具体的な数値は後述する

図-1 SENRBB 試験片形状

塚ら,Vasarhelyi は両者の関係が一次関数的であることを示している。また、松木らは花崗岩と凝灰岩を用いて封圧 29.4MPa の範囲で SR(Short Rod) 試験および C-RCT(Chevron-notched Round Compact Tension) 試験を行なっている⁷⁾。その結果、封圧に伴いき裂進展抵抗が増加すること、さらに、き裂進展抵抗の異方性が顕著になることを示した。

以上述べたように、岩石の破壊靱性に及ぼす温度や封圧の影響に関する研究が実施されているが、温度の影響については花崗岩などの結晶質岩以外の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り、封圧の影響については未だ見当の余地が残されている。

したがって、本研究においては、岩石試料として堆積性岩石である来待砂岩と田下凝灰岩を用い、SENRBB(Single Edge-Notched Round Bar in Bending) 試験により破壊靱性に及ぼす温度ならびに封圧の影響について実験的な検討を行なった。

2. 破壊靱性評価法

本研究における破壊靱性試験ではSENRBB試験を行なった。SENRBB試験片の形状を図-1に示す。このSENRBB試験の特徴は、ノッチとしてストレートノッチを採用していること、また、三点曲げにより荷重を行なうことから試験片の準備が容易で試験方法が簡便であることが挙げられる。ただし、SENRBB試験では岩石の非線形挙動が考慮されておらず、破壊靱性を過小評価する可能性がある。これまでの研究で、岩石の破壊靱性はき裂の進展とともに増加し、き裂が岩石固有のある長さに到達するとほぼ一定になることが知られている⁷⁾。このような破壊靱性がき裂長さとともに増加する傾向は、き裂の成長に伴ってプロセスゾーンが拡大し、プロセスゾーンの寸法が定常状態になってはじめて岩石固有の破壊靱性に達するためである⁷⁾。

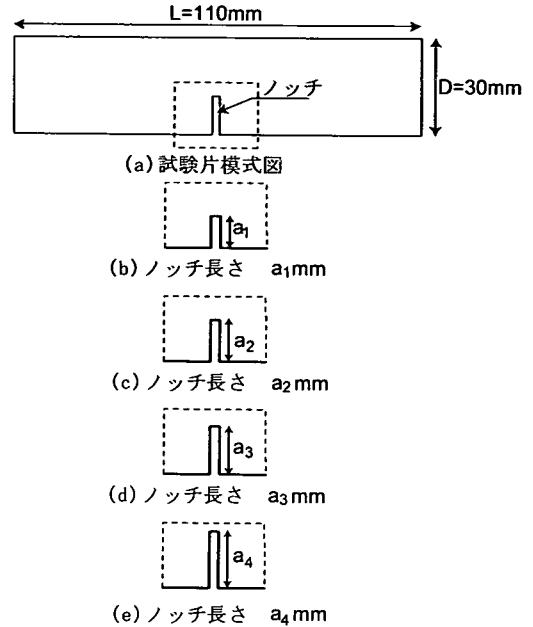


図-2 無次元コンプライアンスとき裂長さとの較正を行なうために用いた、ノッチ長さを $a_1 \sim a_4$ まで変えた試験片の模式図

従って、このプロセスゾーンを考慮した破壊靱性を評価するためにはき裂進展量と破壊靱性との関係であるき裂進展抵抗曲線(R曲線)を用いる必要がある。そこで本研究では、R曲線による破壊靱性の評価についても一部の試験で併せて実施した。

(1) SENRBB試験

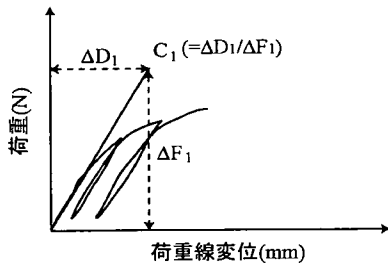
SENRBB 試験では、試験片を下部の 2 点を支点ローラで支え、上部を 1 点のローラで載荷することにより曲げ荷重(F)を負荷した。破壊靱性の算出は、試験時に記録した最大荷重(F_{max})および試験片直径(D)、下部の支点ローラ間の長さ(S)を用いて次式により行なった⁸⁾。

$$K_{IC} = 0.25(S/D) Y'_1 F_{max}/D^{1.5} \quad (1)$$

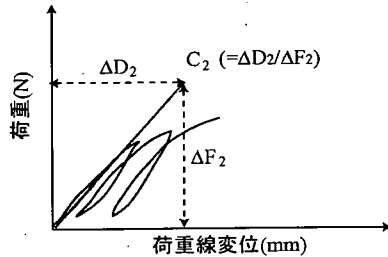
ここで、式中の Y'_1 は無次元化された応力拡大係数であり次式で与えられる。

$$Y'_1 = 2(D/S) \left[450.8531 \rho^2 (a/D)^{1.5} \sqrt{[(a/D) - (a/D)^2]} \right]^{0.25} \quad (2)$$

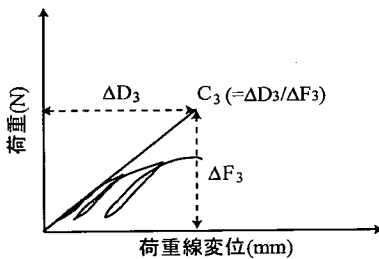
ここで、 $\rho = (S/D)/3.33$ である。



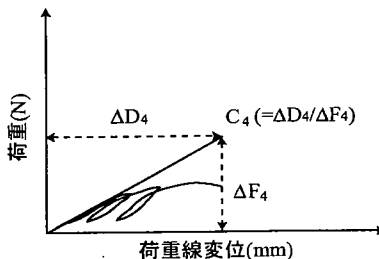
(a)ノッチ長さ a_1 のときの荷重-荷重線変位曲線からの弾性コンプライアンス C_1 の算出



(b)ノッチ長さ a_2 のときの荷重-荷重線変位曲線からの弾性コンプライアンス C_2 の算出



(c)ノッチ長さ a_3 のときの荷重-荷重線変位曲線からの弾性コンプライアンス C_3 の算出



(d)ノッチ長さ a_4 のときの荷重-荷重線変位曲線からの弾性コンプライアンス C_4 の算出

図-3 荷重-荷重線変位曲線からのコンプライアンスの算出

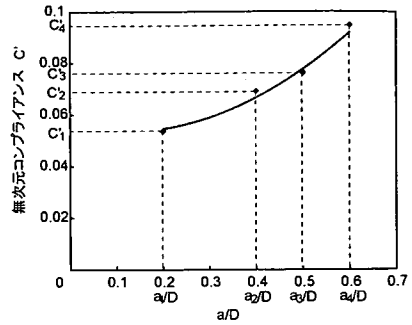


図-4 無次元コンプライアンスとき裂長さの較正曲線

(2) R曲線法による破壊靱性の評価

金属材料における R 曲線法は ASTM(American Society for Testing and Materials)によって E561-86 として規格化されている⁹⁾。本研究で実施した R 曲線による破壊靱性の評価は、この方法に準拠して行なった。R 曲線法による破壊靱性の評価では、試験中のき裂の進展推定するために、複数回の載荷-除荷-再載荷の繰り返し載荷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。ここで述べる荷重線変位とは、試験片と負荷ローラとの交線における変位である。R 曲線法による破壊靱性の評価は、事前にコンプライアンスとき裂長さとの関係を示すための較正試験を以下の(i)-(iv)の手順で実施し¹⁰⁾、その後、実際の破壊靱性試験結果を用いて、次の(v)-(xi)の手順で破壊靱性を評価した。

- (i) コンプライアンスとき裂長さとの較正曲線を作製するために、図-2 に示すノッチ長さ($a_1 \sim a_4$)の異なる複数の来待砂岩の試験片を準備する。
- (ii) この試験片に対して常温、大気圧下で繰り返し載荷を行なう。図-3 にしめす荷重-荷重線変位曲線が線形弾性挙動を示す第 1 回目の載荷-除荷-再載荷(以下サイクルと呼ぶ)時における除荷直線の傾きの逆数を弾性コンプライアンス($C_1 \sim C_4$)として評価する。
- (iii) この弾性コンプライアンス($C_1 \sim C_4$)を来待砂岩の平面ひずみ変形係数($E_{c,50} = E_{c,50} / (1 - \nu^2)$)と試験片直径(D)を用いて無次元化し($C' = CE_{c,50} / D$)、無次元コンプライアンス($C'_1 \sim C'_4$)を算出する。
- (iv) 図-4 に示すように試験片直径に対するノッチ長さの比(a/D)を横軸に、無次元コンプライアンスを縦軸にプロットして最少二乗近似により較正曲線を求める。

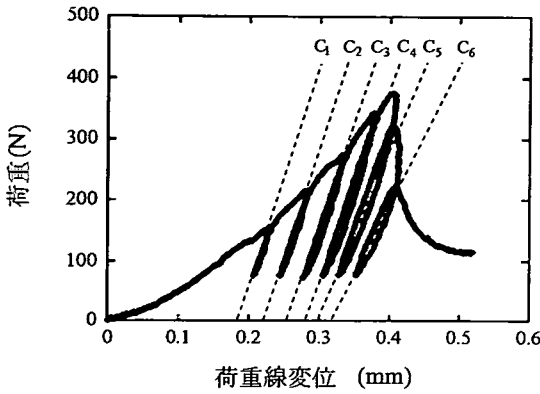


図-5 繰り返し载荷をして得られた荷重-荷重線変位曲線と各サイクルからのコンプライアンスの評価

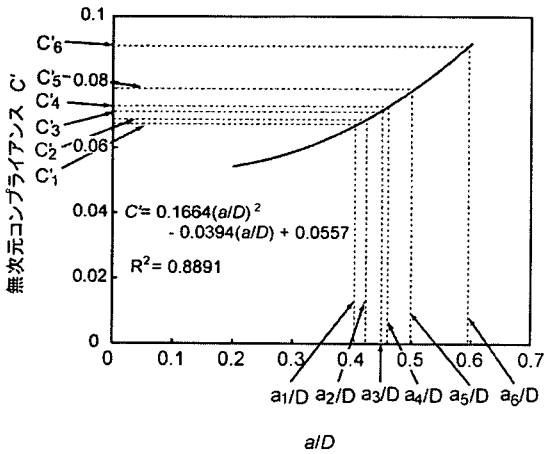


図-6 較正曲線を用いた無次元コンプライアンスからのき裂長さの推定

本研究で用いた形状の SENRBB 試験片の場合、無次元コンプライアンス(C')とき裂長さ(a/D)との関係は次式で表わされる。

$$C' = 0.1664(a/D)^2 - 0.0394(a/D) + 0.0557 \quad (3)$$

$$R^2 = 0.889$$

- (v) 次に、温度または封圧下の破壊靱性試験で得られた図-5 に示す荷重-荷重線変位曲線の各サイクルから、除荷直線の傾きの逆数を弾性コンプライアンス($C_1 \sim C_6$)として算出する。
- (vi) (v)で求めた弾性コンプライアンス($C_1 \sim C_6$)を、平面ひずみヤング率($E_{t,50}$)と試験片直径(D)を

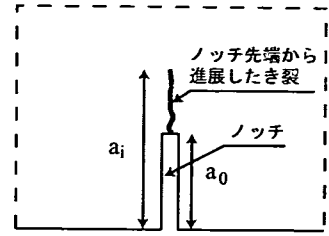


図-7 ノッチ先端から進展したき裂

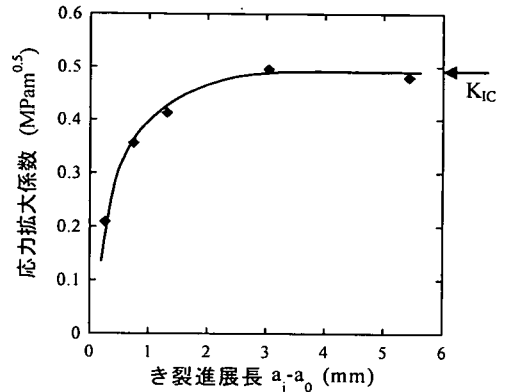


図-8 R 曲線からの破壊靱性の評価

- 用いて無次元化し($C' = CE_{t,50}^3 D$),無次元コンプライアンス($C_1' \sim C_6'$)を算出する。
- (vii) (vi)で算出した無次元コンプライアンス($C_1' \sim C_6'$)を用いて各サイクルにおけるき裂長さ($a_1 \sim a_6$)を、(i)で求めた較正曲線から算出する(図-6 参照)。
- (viii) 各サイクルに対応するき裂長さ($a_1 \sim a_6$)と除荷開始時の荷重($F_1 \sim F_6$)を式(1),式(2)に代入して各サイクルにおける応力拡大係数($K_1 \sim K_6$)を算出する。
- (ix) 各サイクルにおけるき裂長さ($a_1 \sim a_6$)から初期のノッチ長さ(a_0)を引いた値を、き裂進展長($a_{1-6} - a_0$)として算出する(図-7 参照)。
- (x) き裂進展長を横軸に、応力拡大係数を縦軸にプロットし、図-8 に示すき裂進展抵抗曲線を描く。
- (xi) (x)で描いたき裂進展抵抗曲線から、応力拡大係数が一定となる値を、破壊靱性として評価する(図-8 参照)。

表-1 来待砂岩と田下凝灰岩の物性値

	層理面と荷重,計測 方向との関係	q_u (MPa)	σ_t (MPa)	$E_{t,50}$ (GPa)	ν	V_p (km/sec)
来待砂岩	⊥	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
田下凝灰岩	⊥	23.9±2.0	2.44±0.32	3.33±0.18	0.16±0.01	2.00±0.08
	//	20.3±0.7	2.66±0.05	2.24±0.93	0.23±0.05	2.40±0.08

q_u : 一軸圧縮強さ, σ_t : 圧裂引張り強さ, $E_{t,50}$: 変形係数, ν : ポアソン比, V_p : P波速度

⊥: 一軸圧縮試験, 圧裂試験では層理面に対して垂直方向から荷重する. P波速度測定では層理面に対して垂直にP波を伝播させる. //: 一軸圧縮試験, 圧裂試験では層理面に対して平行方向から荷重する. P波速度測定では層理面に対して平行にP波を伝播させる.

3. 試験の概要

(1) 岩石試料

試験に用いた岩石は島根県産の来待砂岩と栃木県産の田下凝灰岩である. SENRBB試験片の準備においては, 同一の岩石ブロックから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ない, 採取した岩石コアを図-1に示した形状に整形した. なお図-1に示す SENRBB試験片の寸法は $D=30\text{mm}$, $L=110\text{mm}$, $S=83.3\text{mm}$. 温度条件下での試験では $\alpha=12\text{mm}$ で封圧下での試験では $\alpha=9\text{mm}$ あり, ノッチは厚さ 0.3mm のダイヤモンドブレードで作製した. この試験片を乾燥させた後, 真空デシゲータの中で脱気を行った. 本研究において用いた両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なった. 一軸圧縮試験で用いた試験片は直径 $D=30\text{mm}$, 長さ $L=75\text{mm}$, 両端面の平行度が $\pm 1/50\text{mm}$ 以内で整形したものである. 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 5mm 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. 図-9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変形係数 $E_{t,50} = (\sigma_a - \sigma_b) / (\varepsilon_a - \varepsilon_b)$ 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 $\nu = -\varepsilon_L / \varepsilon_A$ を算出した.

引張り強さを求めるための圧裂試験で用いた試験片は, 直径 $D=60\text{mm}$, 長さ $L=30\text{mm}$ 程度である. 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それと同一のものをを用いた. 表-1にこれらの物性試験の結果を示す. 同表によると, 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, 来待砂岩の場合, 層理面に平行に荷重したときの一軸圧縮強さが, 垂直

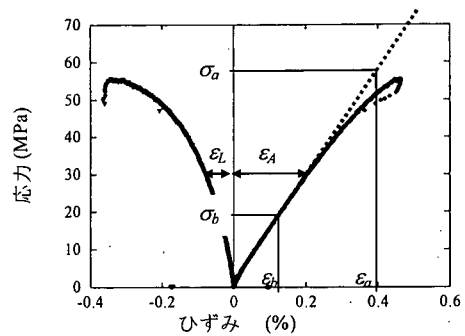


図-9 応力-ひずみ曲線の一例 (来待砂岩)

に荷重したときと比べて約16%大きい値を示した. また, 田下凝灰岩の場合, 層理面に垂直に荷重したときの一軸圧縮強さが, 平行に荷重したときと比べて約18%大きい値を示した. また, 弾性波速度では, 層理面に平行方向の値が垂直方向の値と比べて20%大きかった.

(2) 試験装置および試験手順

破壊靱性試験で用いた試験装置の最大荷重容量は19.6kNであり, 本研究において設定可能な最高温度は200°C, 最大封圧は30MPaである. 試験では試験片をシリコンオイルで満たされた槽中に入れる必要があったため, 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目的で, 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, 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.

次に試験手順について述べる. まず, 試験片を試験用治具にセットし, 固定のため約0.5N荷重を负荷した. 次に, 荷重および変位のゼロ点調整を行なった後, 試験槽内に試験片及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た。高温下の試験では、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 $200^{\circ}\text{C}/\text{h}$ ($3.3^{\circ}\text{C}/\text{min}$) 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¹¹⁾、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 $1^{\circ}\text{C}/\text{min}$ 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 時間放置した後、試験を開始した。試験片への荷重の荷重線変位速度を一定 ($0.075\text{mm}/\text{min}$) とした条件で行ない、荷重が最大荷重に到達した後残留強さ状態になるまで荷重を行なった。

本研究で設定した試験条件は、次の 2 種類である。1) 大気圧下で温度を変化させる。2) 室温下で封圧を変化させる。温度のみを変化させる試験では、温度を室温、 50°C 、 75°C 、 100°C 、 125°C 、 150°C 、及び 200°C の 7 条件変化させた。封圧のみを変化させる試験では、封圧条件を大気圧、 0.5MPa 、 1MPa 、 2.5MPa 、 5MPa 、 7MPa 、 9MPa の 7 条件変化させた。なお、荷重、荷重線変位、き裂開口変位、温度および封圧のデータは、試験機からコンピュータに送り、ディスクに保存した。

(3) 封圧下における破壊靱性の評価

封圧下における破壊靱性試験法は、松木らにより提案されており⁷⁾、本研究では松木らの方法に準じて試験を行なった。以下にその概略を示す。

前節 3・2 で述べたように、本研究で用いた試験片にはシリコン樹脂が塗布してある。そのため、図-10 に示すように、封圧を作用させる前の試験片の COD を 0mm とする(図-10(a)の状態)と、試験片に封圧を作用させた場合、ノッチ面と垂直に作用する封圧成分により試験片に対し曲げモーメントが生じ、ノッチが閉じてしまう(図-10(b)の状態)。そのため、試験片にある一定の荷重(F_1)を載荷して、COD を初期の状態(図-10(c)の状態)に戻してから試験を開始した。この一定の荷重 F_1 を補正荷重として試験時に得られた最大荷重 F_{max} から引くことでノッチ面に封圧が作用しないことの影響を取り除いた。補正荷重 F_1 は図-11 に示す、COD - 荷重曲線を用いて、封圧を課す前で COD が 0mm の初期状態(図中①)、封圧を課してノッチが閉じた状態(図中②)から、試験片を載荷しノッチを初期の開口変位まで戻したとき(図中③)の荷重である。図-12 に封圧と補正荷重 F_1 との関係を示す。ただし、この方法では、一度ノッチが閉じること、および、負荷した荷重 F_1 の影響により、図-13 に示すように、き裂長さが初期のノッチ長さ ($a/D=0.3$) より成長している可能性がある。したがっ

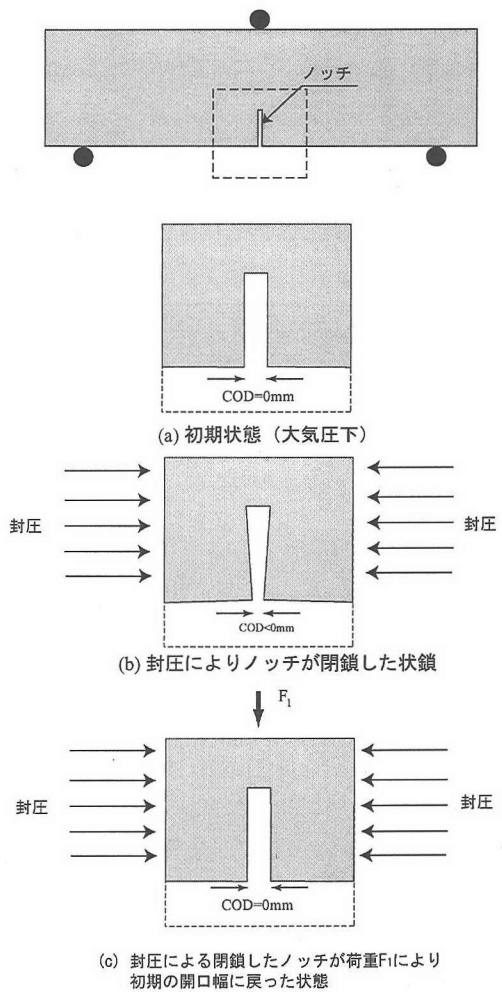


図-10 封圧によるノッチの閉鎖と荷重 F_1 によるノッチの開口の模式図

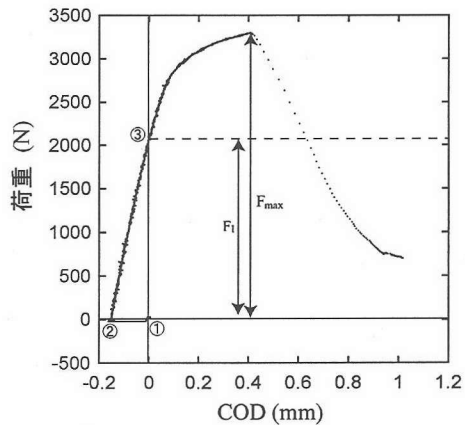


図-11 補正荷重 F_1 の算出に用いた荷重-COD 曲線の一例(封圧 7MPa)

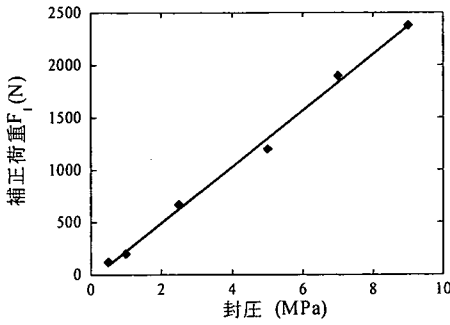


図-12 補正荷重と封圧との関係

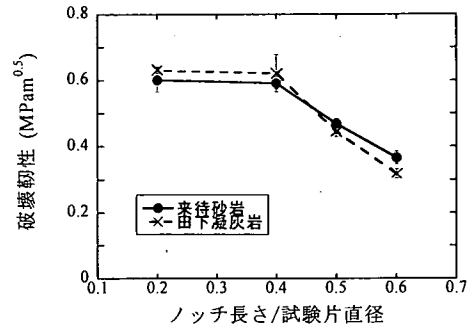


図-14 ノッチ長さとの関係
(層理面に垂直,温度 25°C,封圧 0MPa)

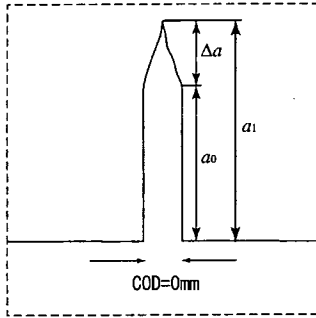


図-13 ノッチ先端からのき裂の進展

て, CODを初期の状態に戻した図-11中の③の時点におけるき裂長さ(a_1)を推定する必要がある。そのため, 2・2節の(v)-(ix)に記述した手順に従い, 図-11中の③の時点で除荷-再載荷の繰り返し載荷を行い, そのときの除荷曲線からコンプライアンスを算出し, コンプライアンスとき裂長さの関係である式(3)からき裂長さを算出した。これらの補正荷重 F_1 とき裂長さ a_1 を用いて, 式(1), 式(2)を次の式(3), 式(4)のように変形し, 封圧下の破壊靱性の評価を行なった。

$$K_{IC} = 0.25(S/D) Y'_I (F_{max} - F_1) / D^{1.5} \quad (4)$$

$$Y'_I = \frac{2(D/S) \left[450.8531 \rho^2 (a_1/D)^{1.5} \right]^{0.5}}{\left[(a_1/D) - (a_1/D)^2 \right]^{0.25}}, \quad \rho = (S/D) / 3.33 \quad (5)$$

4. 試験結果と考察

本章では, まず, 4・1節及び4・2節において来待砂岩, 田下凝灰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, 常温下で行った検討結果について述べる。次に4・3節では, 7種類の温度条件の下で行った試験の結果と考察を述べる。最後に, 4・4節では, 7種類の封圧条件下で行った試験の結果と考察を述べる。すべての試験において同一条件で最低3回試験を行なった。なお, 図-14~21中の点は平均値であり, バーは標準偏差の範囲である。

(1) 破壊靱性に及ぼすノッチ長さの影響

岩石の破壊靱性に及ぼすノッチ長さの影響について検討するために, SENRBB試験片のノッチ長さ(a)と試験片寸法(D)の比(a/D)を, $a/D=0.2, 0.4, 0.5, 0.6$ とした条件で試験を行なった。図-14に 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, 田下凝灰岩の破壊靱性は, いずれも $a/D=0.2 \sim 0.4$ の範囲ではほぼ一定の値を示した。一方, $a/D > 0.4$ において破壊靱性はノッチ長さの増加に伴い低下し, $a/D=0.5$ 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%, 田下凝灰岩では約27%低下した。さらに $a/D=0.6$ では, 来待砂岩の破壊靱性は約38%, 田下凝灰岩の破壊靱性は約49%低下した。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¹²⁾と同様な傾向であった。

そこで本研究では, $a/D=0.2 \sim 0.4$ の範囲では, 破壊靱性がノッチ長さに依存しないことから, SENRBB試験片のノッチ長さを温度条件下では $a/D=0.4$ と定めた。ただし, 3・3節で述べたように, 封圧下での試験では, 試験開始までにき裂の成長が生じることから, 試験開

示時における a/D が0.2~0.4の範囲に収まるように $a/D=0.3$ とした。

(2) 破壊靱性に及ぼす載荷速度の影響

岩石の破壊靱性に及ぼす変位速度の影響について検討するため、0.01mm/min, 0.05mm/min, 0.09 mm/minの3種類の変位速度において試験を行なった。図-15に、変位速度と破壊靱性との関係を示す。同図から分かるように、来待砂岩、田下凝灰岩の破壊靱性は、3種類の変位速度のいずれにおいても、ほぼ一定の値をとっており、変位速度が0.01mm/min~0.09mm/minでは破壊靱性は変位速度に依存していない。

したがって、本研究では変位速度を0.01mm/min~0.09mm/minの範囲から採用することにし、0.075mm/minとした。

(3) 破壊靱性に及ぼす温度の影響

4.1節及び4.2節に述べたようにSENRBB試験で得られた破壊靱性は、 $a/D=0.2\sim 0.4$ の範囲ではノッチ長さの影響を受けず、また、0.01mm/min~0.09mm/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0.075mm/minとした。

図-16にSENRBB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、来待砂岩の破壊靱性は、温度が室温から125°Cの範囲ではほぼ一定の値を示している。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。

図-17にSENRBB試験により得られた田下凝灰岩の破壊靱性と温度との関係を示す。同図に示すように、田下凝灰岩の破壊靱性は、室温から50°Cで破壊靱性の低下が生じた後、層理面に垂直に載荷した場合は温度100°Cで、層理面に平行に載荷した場合には温度150°C以上で、温度の上昇とともに破壊靱性は増加している。

温度の上昇に伴って破壊靱性が変化する要因としては、まず、温度の上昇により生じる鉱物粒子の熱膨張が挙げられる。また、温度の上昇によって岩石中に存在する粘土鉱物の含有している吸着水や層間水が脱水することが要因として挙げられる。

前者には、例えばMeredith et al.による花崗岩と斑レイ岩の破壊靱性が100°C以上で温度の上昇とともに低下することを示した研究がある²⁾。Meredith et al.

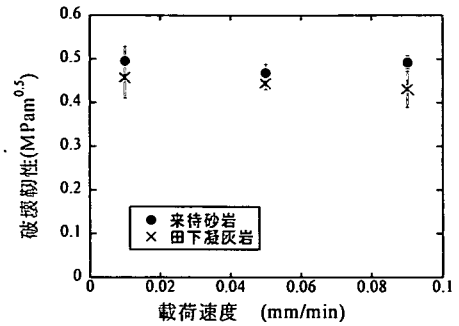


図-15 載荷速度と破壊靱性との関係
(層理面に垂直に載荷, 温度 25°C, 封圧 0MPa)

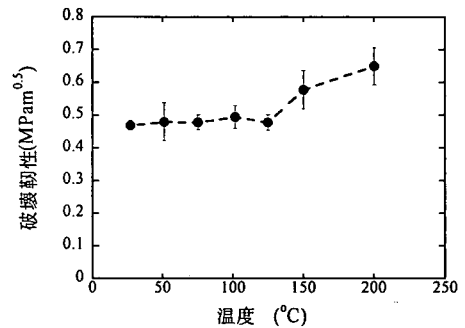


図-16 温度と破壊靱性との関係
(来待砂岩, 層理面に垂直に載荷, 封圧 0MPa)

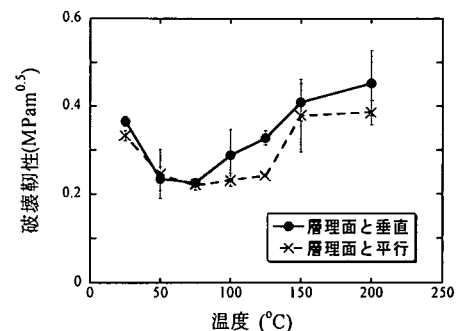


図-17 温度と破壊靱性との関係
(田下凝灰岩, 封圧 0MPa)

は、100°C以上における温度の上昇にともなう破壊靱性低下の理由として、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

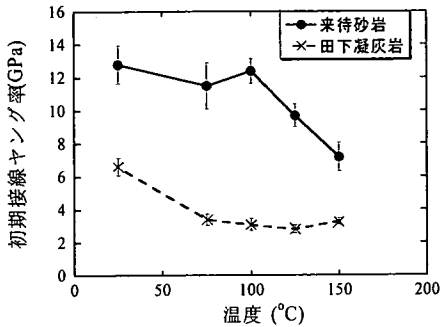


図-18 温度と初期接線ヤング率との関係(封圧 0MPa)

(圧縮)

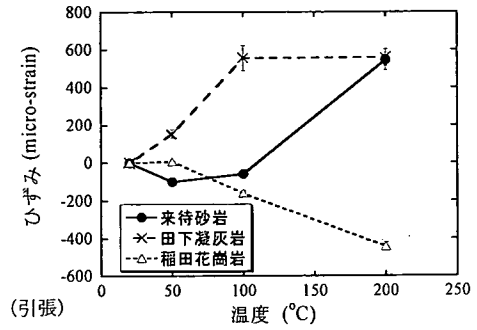


図-19 温度とひずみとの関係(封圧 0MPa)

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。そこで、本研究で用いた来待砂岩および田下凝灰岩に対し温度上昇によるマイクロラックの発生について検討するために、75°C、100°C、125°C、及び150°Cの4種類の異なる温度条件下で一軸圧縮試験を行ない、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20mm、長さ45mmの円柱形であり、40°C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。また、一軸圧縮試験時の軸ひずみを計測するために、ゲージ長5mm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。試験では、まず、破壊靱性試験と同一の昇温速度(1°C/min)で設定温度に達するまで加熱し、その状態で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図-18に示す。同図に示すように、来待砂岩の初期接線ヤング率は室温から温度100°Cの範囲ではほぼ一定の値をとっているが、温度100°C以上では初期接線ヤング率は温度の上昇ともなって低下することが分かる。一方、田下凝灰岩の場合、温度75°Cのときの初期接線ヤング率は室温のときと比べて約50%低下しているが、温度75°Cから温度150°Cの範囲では初期接線ヤング率は温度に依存せず一定の値をとっている。初期接線ヤング率はクラック密度に依存するので¹³⁾、ここで示した初期接線ヤング率の低下は試験片内部でのマイクロラックの発生と密接に関係していると考えられる。

次に、温度の上昇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°C、100°C、200°Cの3種類の温度条件を設定し、ひずみの計測を行った。ひずみの計測に用いた試験片は直径20mm、長さ45mmの円柱形のもので、40°C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。ひずみゲージはゲージ長5mm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。なお、加熱は破壊靱性試験と同一の手法で行なった。図-19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。同図に示すように、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°Cから70°C前後からマイクロラックが発生するとした研究結果¹⁴⁾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。また、田下凝灰岩の場合には、温度が50°Cから100°Cへ上昇する際に、試験片の顕著な収縮が生じている。来待砂岩および田下凝灰岩は、粘土鉱物、主としてモンモリロナイトを含んでいるが、モンモリロナイトは温度が100°Cから250°C程度になると、層間水や吸着水の脱水を起こすことが知られている¹⁵⁾。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、温度の上昇とともに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。また、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での試験後には来待砂岩で2.3%、田下凝灰岩で1.3%、200°Cの試験後には来待砂岩で3.6%、田下凝灰岩で2.7%の重量低下が確認できている。したがって、図-18で示したひずみ測定結果と併せて考えると、試験温度が100°C以上の条件では粘土鉱物からの層間水や吸着水の脱水が発生したことにより、試験片の重量低下と収縮が生じたものと考えられる。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

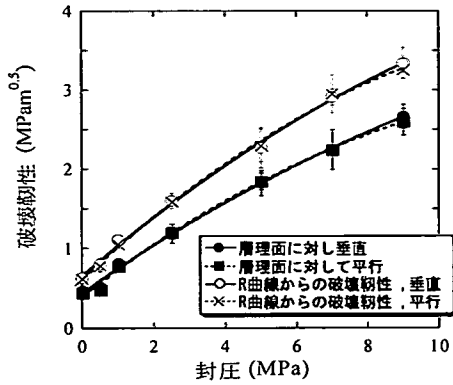


図-20 封圧と破壊靱性との関係
(来待砂岩,温度 25°C)

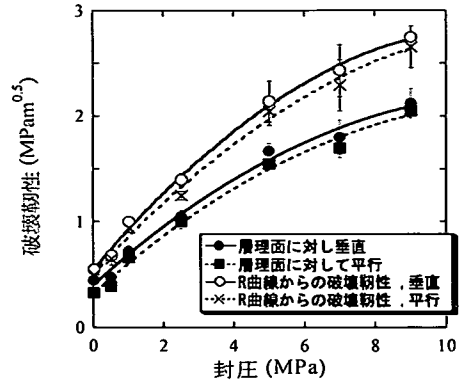


図-21 封圧と破壊靱性との関係
(田下凝灰岩,温度 25°C)

着水の脱水によって粘土鉱物の乾燥・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摩擦係数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、来待砂岩および田下凝灰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。一方、田下凝灰岩の場合には、室温から温度 50°C~75°C へと上昇したときに破壊靱性の低下が生じており、その後、温度 100°C 以上で温度の上昇とともに破壊靱性の増加が生じていることから、田下凝灰岩の場合には室温から温度 50°C~75°C の範囲では熱収縮に伴うマイクロクラックの発生が粘土鉱物の状態変化より支配的であったのが、温度 100°C~125°C 以上になると、来待砂岩と同様に粘土鉱物の状態変化がより支配的な要因となったものと考えられる。

(4) 破壊靱性に及ぼす封圧の影響

図-20に SENRBB 試験により得られた来待砂岩の破壊靱性と封圧との関係を示す。同図に示すように、来待砂岩の破壊靱性は封圧の上昇に伴い増加している。ただし、封圧 5MPa を境界に封圧の上昇に伴う破壊靱性の増加率が異なり、封圧が 5MPa 以上では封圧の上昇に伴う破壊靱性の増加率が低くなっている。また、R 曲線による破壊靱性の場合においても、封圧 2.5MPa を境

界として、封圧 2.5MPa 以上では封圧の上昇に伴う破壊靱性の増加率の低下傾向が見られる。

図-21に SENRBB 試験により得られた田下凝灰岩の破壊靱性と封圧との関係を示す。同図に示すように、田下凝灰岩の場合にも来待砂岩の場合と同様、破壊靱性は封圧の上昇に伴い増加しており、封圧の上昇に伴い破壊靱性の増加率は低下する傾向が見られた。

封圧による破壊靱性の増加の要因として、松木らは、封圧によって潜在き裂が閉じ摩擦力が作用することで、大気圧下に比べてノッチ面に垂直な引張応力のみでは潜在き裂は開口しにくくなり、き裂の成長に対する抵抗が大きくなると考察している⁷⁾。また、封圧下における破壊の形態が延性的なものに変化することも破壊靱性の増加の要因として挙げられる。一般に、封圧下では引張りき裂の発生は抑制され、せん断クラックが生じるようになるとされている¹⁶⁾。その結果、大気圧下ではマイクロクラックの発生、成長に基づく破壊形式が封圧下ではすべり面分離がき裂の先端で生じ、荷重-荷重線変位曲線の非線形挙動につながったものと考えられる。また、この非線形挙動の部分ではき裂の安定成長が生じており、このことがき裂の進展抵抗の増加に結びついたものと考えられる。

松木らの研究では、岩石のき裂進展抵抗に及ぼす封圧の影響のひとつとして、封圧の上昇に伴い異方性が顕著になることが示されている⁷⁾。それに対して、本研究の結果では封圧が 9MPa までの範囲では来待砂岩、田下凝灰岩ともに封圧の上昇に伴う異方性の顕著化は確認されなかった。

5. 結論

本研究では、岩石の破壊靱性に及ぼす温度および封圧の影響について明らかにするために、SENBB試験を行なった。

その結果、

1) 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伴って破壊靱性は増加した。

2) 田下凝灰岩の破壊靱性は、温度が室温から50°Cへ上昇すると減少したが、温度が100°C~125°C以上になると温度の上昇に伴い破壊靱性も増加した。

3) 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二つが挙げられる。

4) 来待砂岩、田下凝灰岩の破壊靱性は封圧の上昇とともに増加したが、封圧がある値以上になると封圧の上昇に対する破壊靱性の増加率は低くなる傾向が見られた。

5) 封圧の上昇にともなう破壊靱性の増加の要因として、封圧による潜在き裂の閉鎖と破壊挙動の延性化が挙げられる。

6) 最大封圧9MPaまでの範囲では、来待砂岩および田下凝灰岩の破壊靱性の異方性は封圧にかかわらず一定であった。

参考文献

- 1) 原子力委員会: 原子力バックエンド対策専門部会資料, 7p, 2000.
- 2) Meredith, P.G. and Atkinson, B.K.: Fracture toughness and subcritical crack growth during high-temperature tensile deformation of Westerly granite and Black gabbro, *Physics of the Earth and Planetary Interiors*, 39, pp.33-51, 1985.
- 3) Al-Shayea, N.A., Khan, K. and Abduljawwad, S.N.: Effects of

- confining pressure and temperature on mixed-mode(I-II) fracture toughness of a limestone rock, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 37, pp.629-643, 2000.
- 4) 小林良二, 大塚尚寛: 封圧下における岩石の破壊靱性, *日本鉱業会誌*, 96 (1114), pp.879-884, 1980.
- 5) 石塚与志雄, 木下直人, 安部透: 岩石のき裂進展特性と破壊靱性特性に関する研究, *土木学会論文集*, 338/III-8, pp.103-110, 1987.
- 6) Vasarhelyi, B.: Influence of pressure on the crack propagation under mode I loading in anisotropic gneiss, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 30(1), pp.59-64, 1997.
- 7) 松木浩二, 金子高久, 佐藤稔紀: 封圧下における岩石のき裂進展抵抗曲線, *資源と素材*, 111, pp.755-760, 1995.
- 8) Ouchterlony, F.: Extension of the compliance and stress intensity formulas for the single edge crack round bar in bending. *ASTM STP 745*: pp.237-256, 1981.
- 9) ASTM E561-86: Standard Practice for R-CURVE DETERMINATION, *Annual Book of ASTM Standards*, Section 3, pp.793-813, 1987.
- 10) 國尾武: 破壊力学実験法, 朝倉書店(東京), pp.136-142, 1984.
- 11) 山口梅太郎, 宮崎道雄: 熱による岩石の強度の変化あるいは破壊について, *日本鉱業会誌*, 86(986), pp.346-351, 1970.
- 12) Sun, Z. & Ouchterlony, F. Fracture toughness of Stripa granite cores. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 23: pp.399-409, 1986.
- 13) Lama, R.D. and Vutukuri, V.S.: 岩石・岩盤技術書のためのハンドブック 岩の力学的性質 II, 古今書院(東京), 92p., 1992.
- 14) 木下直人, 安部透, 若林成樹, 石田毅: 高温下の岩石の力学特性に関する研究, *土木学会論文集*, 561/III-38, pp.151-162, 1997.
- 15) 図解応用地質用語編集委員会: 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., 1985.
- 16) 日本材料学会: 岩石力学—基礎から応用まで: 丸善出版(東京), pp.92-93, 1993.

(2002. 7. 8. 受付)

EFFECT OF TEMPERATURE AND CONFINING PRESSURE ON FRACTURE TOUGHNESS OF SEDIMENTARY ROCK

Takahiro FUNATSU, Masahiro SETO, Hideki SHIMADA and Kikuo MATSUI

In order to understand the combined effect of elevated temperature and confining pressure on fracture toughness, fracture toughness experiments were carried out (1) at elevated temperatures from room temperature to 200°C, (2) at confining pressure from atmospheric pressure to 9MPa using the single edge-notched round bar in bending (SENBB) specimen of Kimachi sandstone. The experimental results showed that the fracture toughness of Kimachi sandstone did not vary significantly at temperature up to 125°C and increased with elevated temperature beyond 125°C. The fracture toughness of sandstone and tuff was found to be significantly affected by increasing confining pressure.