

# 岩石の亀裂進展特性と破壊靱性特性に関する研究

## STUDY ON A CRACK PROPAGATION AND FRACTURE TOUGHNESS OF ROCKS

石塚与志雄\*・木下直人\*\*・安部 透\*\*\*

By Yoshio ISHIZUKA, Naoto KINOSHITA and Tohru ABE

Fracture toughness tests of rocks were performed to investigate a crack propagation behavior and fracture toughness ( $K_{Ic}$ ) of rocks under a confining pressure or a low temperature. Fracture process markedly indicated nonlinearity. So, in this paper a crack length is evaluated by compliance calibration technique using results of fracture toughness test and then  $K_{Ic}$  is calculated with a maximum load and a crack length. As for a shape and scale effect of  $K_{Ic}$ , experiments showed that beam specimens was adequate for rocks.  $K_{Ic}$  of rocks linearly increases in the pressure range to 15 MPa and a temperature dependence of  $K_{Ic}$  is caused for water saturated rocks. A cyclic strain incremental tests indicates that J-integral is a effective parameter as the crack growth criteria.

*Keywords* : fracture toughness, rocks, AE, confining pressure, low temperature

### 1. ま え が き

LPG等の低温液化燃料の岩盤内貯蔵の実用化のためには、空洞周辺に発生する熱応力に対する空洞の安定性、貯蔵液化燃料の外部への漏洩に対する検討が必要となる。低温貯蔵方式によるLPG岩盤内貯蔵システム<sup>1),2)</sup>では、空洞周辺に凍結領域を形成させ、空洞内にLPGを貯蔵するため、空洞の接線方向に引張応力が発生し、壁面からの亀裂の発生という形態で破壊が生じる。そのため、漏洩問題については、破壊象裂が凍結領域内に止まるか否かが重要課題となる<sup>3)</sup>。また、地熱開発や採油において実施される水圧破砕では、水圧により生じる深部岩盤中の亀裂の規模、方向等を評価しなければならない。以上のような岩盤の亀裂の発生進展を定量的に評価するためには、従来の岩盤力学で行われているような連続体力学に基づく解析手法による検討のみならず、亀裂を有する構造物の応力・変形、破壊現象を取り扱う破壊力学的観点からの検討が必要となる。

破壊力学により岩盤の亀裂形成を評価するためには、

\* 正会員 工修 清水建設(株)技術研究所  
(〒135 江東区越中島3-4-17)

\*\* 正会員 理修 清水建設(株)技術研究所主任研究員  
(同上)

\*\*\* 正会員 清水建設(株)技術研究所(同上)

岩盤の亀裂発生進展解析手法の検討とともに、亀裂発生進展の規準となる破壊靱性値の評価法が重要な課題である。岩石の破壊靱性試験については、1970年代後半より研究が行われ始め、金属材料に対する試験規準であるASTM規準<sup>4)</sup>に準拠した試験片を用いた線形破壊力学による試験や<sup>5),6)</sup>、非線形破壊力学パラメーター( $J$ 積分)に基づく評価法<sup>7),8)</sup>、亀裂進展開始検出としてAE法を用いた破壊靱性試験<sup>9)</sup>等が実施されてきている。また、ボーリング掘削時に採取される円柱コアを用いた試験法も提案されており<sup>10)</sup> ISRM (International Society for Rock Mechanics) で試験方法の規準化について検討が行われ始めている。しかし、試験片の形状、寸法効果および破壊靱性値の評価法等については十分な検討が行われておらず、岩石試験方法の規格化、標準化には至っていないのが現状である。一方、一般に破壊靱性試験は大気圧下、室温下で実施されるが、実際の岩盤の破壊亀裂の形成は前述のように地下深部や低温下で問題になる場合が多いため、封圧下、低温下での破壊靱性値の把握が必要となる。封圧下の岩石の破壊靱性試験については、小林らが板状試験片による引き裂き試験<sup>11)</sup>および4点曲げ試験<sup>12)</sup>を、Schmidt<sup>13)</sup>らがsingle-edge-notch試験片を用いた引張試験を実施し、封圧が破壊靱性値に与える影響について検討している。その結果、岩石の破壊靱性値

は封圧の増加に伴い増加することなどを明らかにしているが、実施例は少なく、研究段階にあるのが現状である。また、低温下の岩石の破壊靱性値については全く実験が実施されておらず、その低温特性は把握されていない。

以上のような背景の下に、本研究では、岩石の亀裂進展特性と各種条件下の破壊靱性特性を把握することを目的として、岩石の破壊靱性試験を実施し、以下の項目について検討する。

- ① 岩石の亀裂進展特性と破壊靱性値の評価方法
- ② 試験供試体形状・寸法効果の検討
- ③ 亀裂進展時の破壊靱性特性の検討
- ④ 封圧下の岩石の破壊靱性特性
- ⑤ 低温下の岩石の破壊靱性特性

## 2. 岩石の破壊靱性試験の概要

### (1) 試験供試体

破壊靱性試験では、岩石の力学、物理特性と破壊靱性値との関係を調べるために、表一に示すような力学・物理特性を有する稲田花崗岩、小松安山岩、三城目安山岩の3岩種を採用した。なお、稲田花崗岩の力学特性は表二(採取方向①, ②, ③に対する試験値)に示すようにわずかに異方性を示す。今回の試験では表中の方向③から供試体を採取した。供試体形状は、図一に示すように、現在最も標準と考えられる ASTM E-399 規準に準拠した3点曲げ試験用の角柱と、Ouchterlony<sup>10)</sup>らが提案している円柱の2種類とした。図中の記号の定義は以下のである。

$W$ : 供試体高さ,  $B$ : 供試体厚さ,  $a$ : 挿入亀裂長

$S$ : 荷重支点スパン,  $D$ : 供試体直径

一方、供試体寸法については、破壊靱性値の寸法効果を

検討するために、角柱供試体については  $W \times B \times S = 40 \times 20 \times 160 \text{ mm} \sim 100 \times 50 \times 400 \text{ mm}$  間で4ケース、円柱供試体については  $D \times S = 40 \times 133 \text{ mm} \sim 80 \times 267 \text{ mm}$  間で3ケースの供試体を選定した。表一に各供試体の寸法と挿入亀裂を示す。

なお、角柱供試体の上下端面の平行度は、平面研削盤(ダイヤモンドホイール使用)により  $0.02 \text{ mm}$  以下に成形した。また、挿入亀裂長  $a$  は原則として、角柱供試体については  $a = 0.5 W$ 、円柱供試体については  $a = 0.2 D$  とし、亀裂の加工は亀裂先端の曲率半径を極力小さくするために、ブレード先端を鋭角(45度)にV形加工した  $0.8 \text{ mm}$  厚のダイヤモンドブレードで切削した。この方法により亀裂先端では岩石粒径と比較して十分小さい曲率半径が得られる。

### (2) 試験装置および試験方法

図二は室温条件下の大気圧下および封圧下における試験装置の概念図で、ASTM E-399 規準の3点曲げ試験方法に準拠した装置である。なお、荷重支点は、供試体の寸法に合わせて可動な構造となっている。載荷試験装置は MTS 社製のサーボコントロール試験機(最大載荷能力  $50 \text{ t}$ )を使用した。一方、封圧下の試験では、封圧用のオイルの供試体への侵入を防止するために、供試体表面をシリコンで被覆した。また、低温下の試験は図三に示すように、低温槽中に3点曲げ試験装置を格納し、液体窒素で所定温度まで供試体を一様に冷却し( $-10^\circ\text{C}$  までは  $-15^\circ\text{C/h}$ 、 $-10^\circ\text{C}$  以下では  $-30^\circ\text{C/h}$  の冷却速度)、その後一定温度に保持し、槽内が一定温度に達した後、試験を実施した。なお、低温下の含水飽和岩石供試体を用いた試験では、水分の蒸発の防止、挿入亀裂部分の凍結防止のために、供試体を薄膜ポリエチレン

表一 各岩石の力学・物理特性

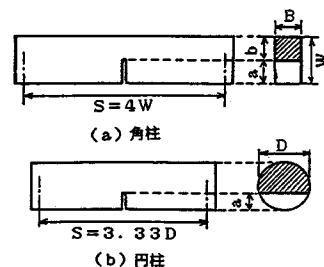
岩種	一軸圧縮強度 (MPa)	圧引張強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	有効減縮率 (%)	粒径(平均値) (mm)
稲田花崗岩	201	8.2	61.3	0.9	2.5
小松安山岩	246	11.5	22.4	4.8	0.3
三城目安山岩	72	4.8	10.8	18.0	0.8

表二 各採取方向に対する稲田花崗岩の力学特性

方向	一軸圧縮強度 (MPa)	圧引張強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	弾性波速度 P波 (km/sec)
①	191	7.7	60.9	3.20
②	206	8.3	61.6	3.31
③	201	8.2	61.3	3.31

表三 角柱・円柱供試体の寸法

供試体	供試体寸法(mm)	挿入亀裂 a (mm)
角柱 $W \times B \times S$	40×20×160	20
	60×30×240	30
	80×40×320	40
	100×50×400	50
円柱 $D \times S$	40×133	8
	60×200	12
	80×267	16



図一 供試体形状

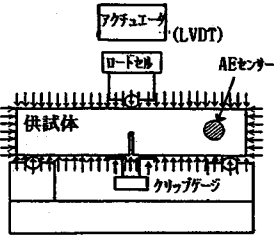


図-2 大気圧下・封圧下の試験方法

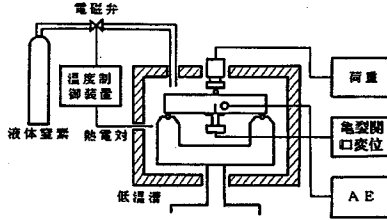


図-3 低温下における試験方法

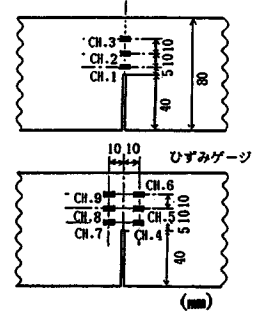


図-4 ひずみゲージ貼付位置

シートで被覆し、亀裂部分をコーティング剤で充填した。

試験の制御は、亀裂開口変位(クリップゲージで測定)速度または荷重点変位(LVDTで測定)速度一定(0.004~0.01 mm/min)条件の変位制御とした。なお、荷重点変位は載荷点部分に設置した変位計で測定し、LVDTで得られる測定結果とほぼ一致したため、LVDTで測定された変位を荷重点変位とした。試験中、亀裂の進展開始を調べるために、挿入亀裂の先端近傍にAEセンサー(共振周波数150 kHz)を設置し、 $m$ 値(1 AE事象内の振幅ピーク値の累積頻度分布の傾き)とリングダウンカウント(単位時間内に設定したしきい値(20 mV)を越えるピークの数)を測定した。なお、前置増幅器および主増幅器の利得はともに40 dBとした。また、亀裂先端近傍の非線形性、亀裂進展特性を検討するために、 $W \times B \times S = 80 \times 40 \times 320$  mmの角柱供試体について、亀裂先端近傍にひずみゲージ(ゲージ長5 mm)を貼り付け、ひずみを測定する試験も実施した。ひずみゲージは図-4に示すように亀裂方向上と亀裂方向から10 mm離れた線上に、亀裂先端から5, 15, 25 mmの点に貼り付けた。

破壊靱性試験では、挿入亀裂先端を天然亀裂に近づける必要があるために、試験に先立ち、予想最大荷重の70~80%荷重を3~4回載荷することにより天然亀裂を作成し、試験を実施することにした。また、亀裂進展に伴う破壊靱性特性を検討する試験では、亀裂増分に対する $J$ 積分を評価するために、変位増分により最大荷重点以降まで繰り返し試験を実施した。

### 3. 岩石の亀裂進展特性と破壊靱性値の評価方法

#### (1) 岩石の亀裂進展特性

図-5に室温、大気圧下における稲田花崗岩の代表的な試験結果、荷重-亀裂開口変位曲線(以下P-COD曲線と記す)とAE計測結果を示す。P-COD曲線は、最大荷重の70~80%程度から非線形を示し始め、ピーク後、徐々に荷重が低下していく。リングダウンカウントは高橋ら<sup>9)</sup>の実験結果と同様に、P-COD曲線が非弾性挙動を示し始める時点に対応して発生し始め、その後急

増するようになる。リングダウンカウント累積値の変曲点はほぼ最大荷重点と一致する。また、 $m$ 値は最大荷重点に至る前にピークを示し、その後低下する。

一般に、金属材料においては<sup>14)</sup>、塑性変形に伴うAEでは全面降伏時を除き小振幅成分が多く $m$ 値が大きいが、亀裂進展時の微視破壊に伴うAEでは大振幅成分が多くなり $m$ 値は低くなるといわれている。一方、岩石の亀裂先端からの破壊現象は、Labuzら<sup>17)</sup>が指摘しているように、亀裂先端近傍における岩石粒界、内部欠陥からの微視割れおよび微視亀裂の亀裂面に沿うかみ合わせ(以下、連結亀裂とよぶ)からなるプロセスゾーンの形成により非線形性が生じ、その後、巨視亀裂が発生すると考えられる。このような岩石の破壊特性とAE計測結果から、破壊靱性試験中の岩石の亀裂先端からの破壊現象を考察すると、図-6(a)~(d)に示すように、

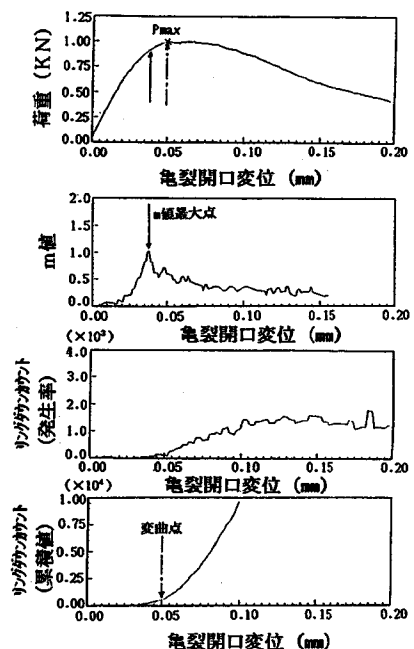


図-5 稲田花崗岩の破壊靱性試験結果

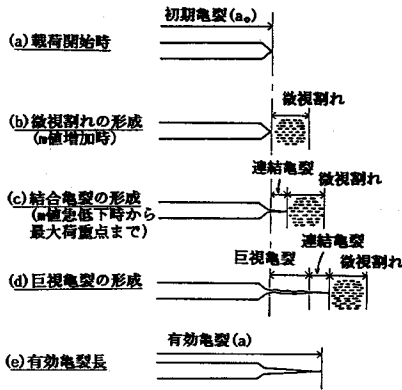


図-6 亀裂先端部分の破壊現象の概念図

試験開始から  $m$  値が増加していく過程 ((b) 図) では、小規模 AE の発生が多く微視割れが卓越していると考えられる。これに対して、 $m$  値がピークに達した後急激に低下し始める点以降 ((c) 図) では、大規模 AE が多く発生するようになり、微視割れより規模の大きい亀裂が発生し始める。しかし、供試体は耐力を保ち、荷重は増加し続ける。そのため、この時期に形成された亀裂は連結亀裂と想定され、微視割れを含むプロセスゾーンの形成により  $P$ -COD 曲線の最大荷重点以前の非線形が生じたものと考えられる。引き続き、最大荷重点以降 ((d) 図) になると、AE が急激に増加し、かつ、荷重も低下し始める。この段階では、肉眼でも破壊亀裂が観察されるようになり、亀裂先端から巨視亀裂が発生し始める。

次に、破壊靱性試験時の亀裂近傍のひずみ分布の推移は図-7 のようになる。亀裂先端方向上から離れた位置 (図-4 で CH.4~9) では、亀裂進展の影響をほとんど受けず弾性挙動するのに対して、亀裂先端方向上のひずみ (CH.1~3) は、 $P$ -COD 曲線が非線形となる最大荷重の 70~80% から非弾性挙動となり、 $m$  値が最大となる時点に対応して増加し始め、最大荷重点以降急増する。このように、岩石の亀裂先端近傍におけるひずみの非線形性は亀裂方向上に限定され、その非線形性は上述した AE 計測結果とよい対応を示している。また、ひずみの推移を調べる試験では載荷-除荷-再載荷で再載荷時の  $P$ -COD 関係も調べた。これによると、再載荷時の  $P$ -COD 曲線は一度荷重された荷重点までは線形性を保ち、 $P$ -COD 曲線の非線形性はプロセスゾーンのみ起因しているものと推定される。

以上のことから、岩石の破壊靱性試験でみられる  $P$ -COD 曲線の非線形性は亀裂近傍の塑性領域の形成ではなく、挿入亀裂先端からの微視割れおよび連結亀裂、すなわち、プロセスゾーンの形成により生じるものであ

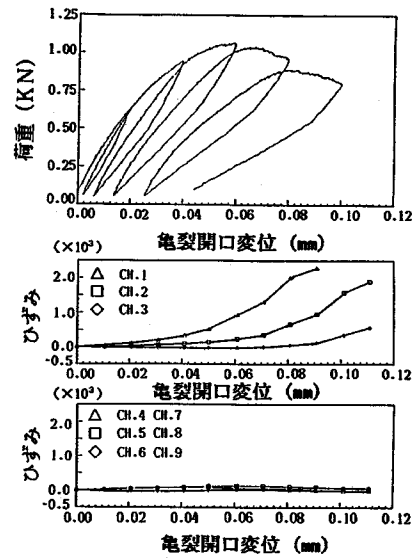


図-7 亀裂先端近傍のひずみの推移

り、巨視的な破壊亀裂はプロセスゾーン形成後、最大荷重点時に発生するものと推定できる。

(2) 岩石の破壊靱性値の評価

ASTM 規準では、図-8 に示すように  $P$ -COD 曲線の最大荷重を  $P_{max}$ 、初期接線の 95% 勾配の直線と曲線の交点から求まる荷重を  $P_q$  として、規準  $P_{max}/P_q \leq 1.1$  を満足するとき、 $P_q$  と破壊亀裂発生時の亀裂長  $a$  から線形破壊力学により破壊靱性値  $K_{Ic}$  を決定することになっているが、前述のように岩石の破壊靱性特性は最大荷重点以前から非線形を示し  $P_{max}/P_q \leq 1.1$  を満足することが少ない。また、亀裂長  $a$  は、金属材料と異なり破壊亀裂と繰り返しにより形成される亀裂とをストレッチゾーンで区別することができず、試験後の測定が困難である。そのため、ASTM 規準の評価方法をそのまま適用することができない。

橋田、高橋<sup>8),9)</sup>は AE を用いて、巨視亀裂進展開始時の破壊靱性値を評価する方法を提案しているが、前節で記したように AE 計測で得られる亀裂の進展開始時期は、巨視亀裂発生以前の連結亀裂に対応する。そのため、この方法で求められる破壊靱性値は、巨視亀裂の発生時

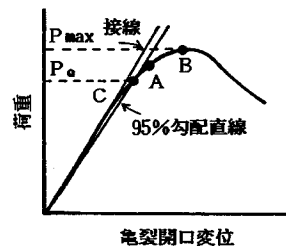


図-8 荷重-亀裂開口変位関係

ではなく、連結亀裂発生時の値となる。しかしながら、1. で記したような LPG 岩盤内貯蔵空洞周辺の破壊亀裂や水圧破碎時の亀裂の評価においては、巨視亀裂の形成に対する破壊靱性値の評価が重要と思われる。そのため、本研究では、巨視亀裂発生時の破壊靱性値を評価することにする。

岩石の破壊靱性試験の  $P$ -COD 曲線の非線形性は、前節で記したように亀裂先端部分のプロセスゾーンの形成によって生じる。そのため、本来は非線形破壊力学により岩石の破壊靱性特性を評価しなければならないが、再載荷時の  $P$ -COD 曲線は線形となるため、図-6 の(e) 図のようなプロセスゾーンの効果を考慮した有効亀裂を考えることにより、岩石の破壊靱性値を線形破壊力学で評価する。この場合、有効亀裂長  $a$  は、試験に先立って実施する天然亀裂の作成時の  $P$ -COD 曲線のコンプライアンスから評価することにした。具体的には、図-9 に示すような要素分割で弾性有限要素解析を行い、各亀裂長に対するコンプライアンス  $C$  (荷重点変位/荷重または亀裂開口変位/荷重) を図-10 のように求めておき、再載荷時の曲線のコンプライアンスから再載荷時の亀裂長  $a$  を評価する。なお、有限要素解析では、亀裂先端部分の応力の特異性を表現するために亀裂周囲の要素に退化特異インパラメトリック要素<sup>13)</sup>を用いた。このように求めた亀裂長  $a$  と最大荷重  $P_{max}$  とから、岩石の巨視亀裂発生に対応する破壊靱性値  $K_{Ic}$  を線形破壊力学に基づき、次式で評価した。

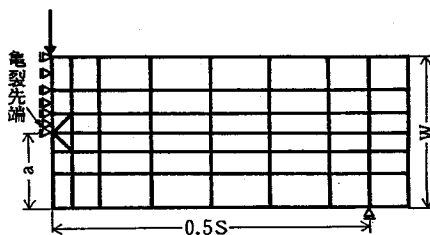


図-9 破壊靱性試験有限要素解析モデル

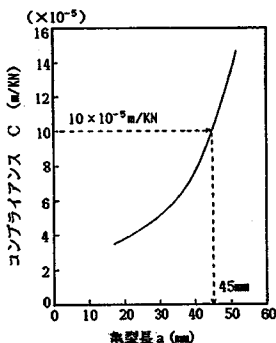


図-10 亀裂長とコンプライアンスの関係

角柱供試体について

$$K_{Ic} = \frac{P_{max} S}{BW^{1.5}} f(a), \quad a = a/W \dots\dots\dots (1)$$

$$f(a) = 2.9a^{0.5} - 4.6a^{1.5} + 21.8a^{2.5} - 37.6a^{3.5} + 38.7a^{4.5} \dots\dots\dots (2)$$

円柱供試体について

$$K_{Ic} = \frac{0.25 P_{max} S}{D} Y(\beta), \quad \beta = a/D \dots\dots\dots (3)$$

$$Y(\beta) = \frac{12.7527\beta^{0.5}}{(1-\beta)^{0.25}} \dots\dots\dots (4)$$

4. 供試体形状・寸法効果と各種岩石の破壊靱性値

岩石の破壊靱性試験に使用する供試体形状・寸法効果を調べるために実施した試験で求められた稲田花崗岩の  $K_{Ic}$  を表-4 にまとめて示す。これによると、角柱供試体については寸法効果はほとんどなく、平均値で  $K_{Ic} = 1.004 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  一定となるが、円柱供試体では寸法が大きくなるに従い、 $K_{Ic}$  は増大し寸法効果を示す。そのため、岩石の破壊靱性試験は、寸法効果の少ない ASTM 規準に準拠した角柱供試体を用いた試験方法が適しているといえる。

次に、破壊靱性値と他の力学、物理特性との関係について検討すると(稲田花崗岩、小松安山岩、三城目安山岩の  $K_{Ic}$  を表-5 に他の力学定数とともに示す)、岩石の  $K_{Ic}$  は圧裂引張強度、一軸圧縮強度とはよい相関を示すが、他の弾性係数、有効間隙率、平均粒径など物理定数とはほとんど相関がみられない。

表-4 供試体形状・寸法と破壊靱性値

供試体	供試体寸法 (mm)	破壊靱性値 $K_{Ic}$ ( $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ )
角柱 亀裂長 $a=0.5W$	$W \times B \times S = 40 \times 20 \times 160$	0.999
	$W \times B \times S = 60 \times 30 \times 240$	1.026
	$W \times B \times S = 80 \times 40 \times 320$	0.965
	$W \times B \times S = 100 \times 50 \times 400$	1.119
		平均 1.004
円柱 亀裂長 $a=0.2D$	$D \times S = 40 \times 133$	1.084
	$D \times S = 60 \times 200$	1.211
	$D \times S = 80 \times 267$	1.445

表-5 各岩石の力学・物理特性と破壊靱性値

岩種	一軸圧縮強度 (MPa)	圧裂引張強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	有効間隙率 (%)	粒径(平均値) (mm)	破壊靱性値 ( $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ )
稲田花崗岩	201	8.2	61.3	0.9	2.5	1.004
小松安山岩	246	11.5	22.4	4.8	0.3	1.208
三城目安山岩	72	4.8	10.8	18.0	0.8	0.613

### 5. 亀裂進展時の $J$ 積分

岩盤中に発生する破壊亀裂の評価においては3. で記したような巨視亀裂の発生時の破壊靱性特性のみならず、亀裂進展時の破壊靱性特性についても検討する必要がある。本研究では、変位増分繰り返し载荷により、最大荷重点以降亀裂が成長する段階まで破壊靱性試験を実施し、亀裂進展時における破壊靱性特性について検討することにした。

最大荷重点後の岩石は図-11 に示すように亀裂先端からの巨視亀裂の成長により再载荷時のコンプライアンスが徐々に増大し、ピーク荷重も低下する。最大荷重点後の再载荷時の破壊靱性値も、巨視亀裂発生時の破壊靱性値の評価方法と同様、有効亀裂長  $a$  を再载荷時のコンプライアンスから評価することにより、線形破壊力学により求めることができるが、ここでは、非線形問題にも適用できる  $J$  積分で、巨視亀裂進展時の岩石の破壊靱性特性を調べることにする。具体的には繰り返し载荷試験で得られる荷重-荷重点変位曲線（以下、 $P$ -STROKE 曲線と記す）から各再载荷曲線に対応する  $J$  積分を求め、亀裂増分長に対する  $J$  積分の推移を調べる。図-11 は代表的な繰り返し载荷試験結果で、最大荷重点後、亀裂の進展に従って許容耐荷能力、

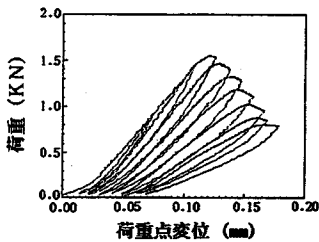
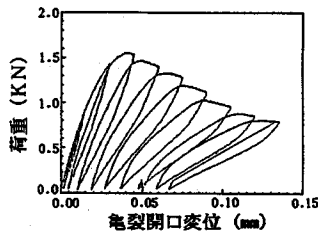


図-11 変位増分繰り返し载荷試験結果

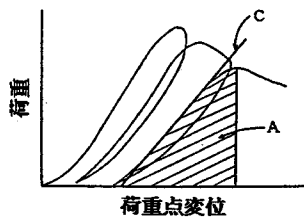


図-12  $J$  積分の評価方法

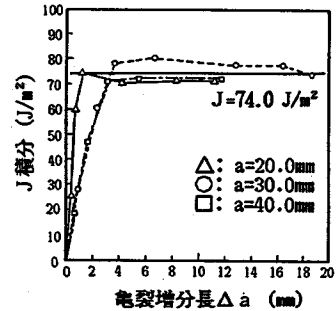


図-13 亀裂増分長と  $J$  積分の関係

$P$ -COD 曲線、 $P$ -STROKE 曲線の勾配も低下していく。 $J$  積分は  $P$ -STROKE 曲線を用い、図-12 に示すように载荷曲線の面積計算から供試体に加えられたひずみエネルギー  $A$  を求め、次式の Rice の簡略式<sup>15)</sup> から求められる。なお、式中のリガメント長  $b$  は、図-10 に示すコンプライアンス  $C$ -亀裂長  $a$  関係を用い、再载荷時の  $P$ -STROKE 曲線のコンプライアンスから進展した亀裂長を評価し、 $b = W - a$  で求めた。

$$J = \frac{2A}{Bb} \dots \dots \dots (5)$$

亀裂長  $a = 20, 30, 40$  mm 供試体に対する亀裂増分長  $\Delta a$  と  $J$  積分の推移を図-13 に示す。図中の  $\Delta a$  が 2~4 mm 以下の領域の  $J$  積分は、最大荷重点に至る前の巨視亀裂発生以前の再载荷に対応する。最大荷重点を超え、亀裂が目視で観察される段階 ( $\Delta a$  が約 2~4 mm 以降) になると、 $J$  積分は巨視亀裂長に依存せず  $J = 74.0$  J/m<sup>2</sup>一定となる。このことは、巨視亀裂が成長するときのエネルギー解放率は巨視亀裂長に依存しないということで、 $J$  積分は巨視亀裂進展時の破壊靱性特性を評価するパラメーターとして有効と考えられる。

### 6. 封圧下および低温下の岩石の破壊靱性値

#### (1) 封圧下の破壊靱性値

稲田花崗岩の封圧 0, 5, 10, 15, 20 MPa に対する

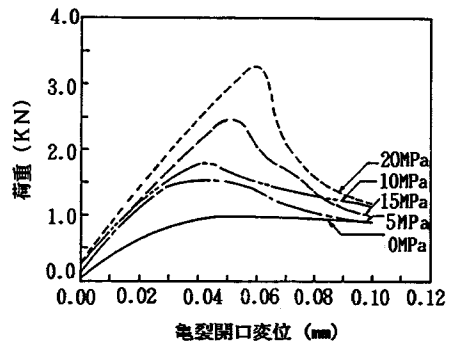


図-14 封圧下における  $P$ -COD 曲線 (稲田花崗岩)

P-COD 曲線を図-14 に示す。封圧は挿入亀裂長部分にも作用させ、等方な静水圧となっているため、亀裂部分に作用する応力は静水圧効果を除いて3点曲げによる応力だけとなる。そのため、封圧下の岩石の破壊靱性値は、封圧負荷後の荷重、変位をゼロとして得られるP-COD 曲線から大気圧下の方法と同様に求めた。封圧下の試験結果は、一般的な三軸圧縮試験の岩石と同様に、封圧の増加に伴い、最大荷重・剛性が増大する傾向を示し、 $K_{Ic}$ も増加する。稲田花崗岩、小松安山岩、三城目安山岩の3岩種の封圧15 MPaまでの $K_{Ic}$ を図示すると、図-15 のようになり、封圧15 MPa以下においては、岩石の $K_{Ic}$ は各岩種とも封圧の増加に伴い、ほぼ同様の傾向で線形に増大する。各岩石について、封圧P (MPa) を関数として $K_{Ic}$ を整理すると次式のような関係が得られる。

稲田花崗岩 :  $K_{Ic}=1.178+0.1255 P$  ..... (6)

小松安山岩 :  $K_{Ic}=1.202+0.0996 P$  ..... (7)

三城目安山岩 :  $K_{Ic}=0.611+0.0843 P$  ..... (8)

岩種により若干差はあるものの、封圧15 MPaの $K_{Ic}$ は、大気圧下の $K_{Ic}$ に比べて約3倍となる。この傾向は、小林ら<sup>12)</sup>、Schmidtら<sup>13)</sup>による封圧下の試験結果と同様であるが、今回の試験では小林が指摘しているような岩種による差はあまり生じなかった。一般に、同一引張応力条件下においても、深部岩盤などの高い初期地山応力下では、岩石の微視割れに關与する岩石粒界、欠陥部分の結合力の増加および欠陥の閉合等により、低い初期地山応力下に比べて破壊亀裂は発生しにくくなるといえる。

(2) 低温下の破壊靱性値

岩石中に水分が存在する場合、低温下の岩石物性は、水が氷に相変化するため、その影響で大きく特性が変化する<sup>16)</sup>。図-16 は稲田花崗岩の低温下破壊靱性試験より得られた温度- $K_{Ic}$ 関係で、岩石を含水飽和状態および自然乾燥状態とした2ケースについて、その温度依存特性を示す。自然乾燥状態の岩石では大きな温度依存性を示さないが、含水飽和状態では温度の低下とともに

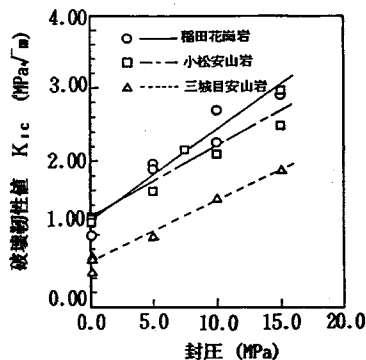


図-15 各種岩石の封圧と破壊靱性値の関係

$K_{Ic}$ はほぼ線形に増加し、大きな温度依存性を示す。これは、岩石の間隙水が凍結することにより、岩石粒子間で膠着物質と同じ作用をするためと考えられる。含水飽和状態の稲田花崗岩については、温度を $\phi$ として次式で近似できる。

$K_{Ic}=1.148-0.0097\phi$  ..... (9)

稲田花崗岩の一軸圧縮強度、引張強度の低温特性<sup>16)</sup>は図-17 に示すようで、 $-80^{\circ}\text{C}$ までの温度範囲ではほぼ線形に増加し、破壊靱性値の低温下温度依存性は他の力学特性と同様の傾向を示すことがわかる。

一方、含水飽和状態の小松安山岩と三城目安山岩については、図-18 に示すように稲田花崗岩以上に $K_{Ic}$ は温度の低下に伴い増大し、大きな温度依存性を呈する。これは、岩石の間隙率の量によるもので、三城目安山岩のように間隙率( $n=17.95\%$ )が大きい岩石では、岩石粒子間の膠着作用とともに初期に多く存在した内部欠陥が氷により充填されるため、強度が大きくなるものと推定される。

7. まとめ

本研究では破壊靱性試験により、岩石の亀裂進展特性と各種条件下の破壊靱性特性について検討した。今回の

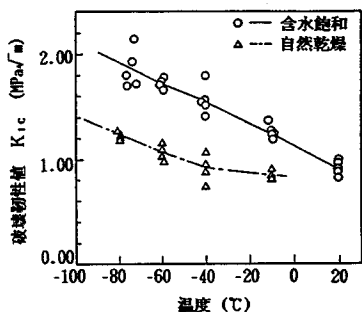


図-16 稲田花崗岩の低温下の破壊靱性値

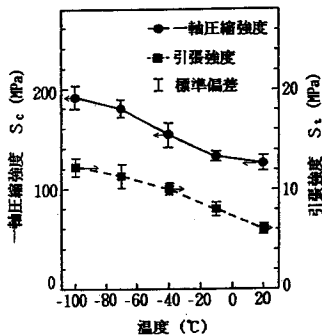


図-17 一軸圧縮強度・引張強度の低温特性

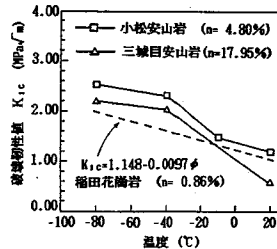


図-18 各種岩石の低温下の破壊靱性値

研究で得られた結果をまとめると以下ようになる。

(1) 破壊靱性試験における亀裂進展特性は、最大荷重点以前からプロセスゾーンの形成により非線形挙動を示すが、再載荷時の荷重-亀裂開口変位（または、荷重点変位）曲線は線形となるため、再載荷時の有効亀裂長を評価することにより、巨視亀裂発生時の破壊靱性値を評価することができる。本研究では、荷重-亀裂開口変位（または、荷重点変位）曲線のコンプライアンスから有効亀裂長を評価し、線形破壊力学により岩石の破壊靱性値を評価する方法を示した。

(2) 岩石に破壊靱性試験に用いる供試体は、角柱供試体が寸法効果を示さないため、試験供試体に適しているといえる。

(3) 巨視亀裂進展時の破壊靱性特性を表わすパラメーターとしては、 $J$  積分が亀裂長に依存せず一定となるため、評価パラメーターとして有効と考えられる。

(4) 封圧下（静水圧下）の岩石の破壊靱性値は、15 MPa までの封圧では、岩種に依存せず、ほぼ線形に増加する傾向を示す。そのため、封圧が大きくなる地下深部においては、亀裂形成に大きなエネルギーが必要となる。

(5) 低温下においては、岩石の含水状態によりその破壊靱性特性が大きく変化し、飽和含水の岩石では破壊靱性値が温度の低下に伴い、増加することが明らかとなった。その傾向は、間隙率の大きい岩石ほど著しい。

今後、LPG 岩盤内貯蔵システム、水圧破砕はもちろんで、地下岩盤利用の多様化に伴い、岩盤の亀裂発生・進展が問題となる施設が増加していくものと予想される。そのため、岩石の破壊靱性試験の標準化、規準化および破壊靱性値の実際問題への適用に関する研究が必要になる。

#### 参 考 文 献

- 1) 財団法人エンジニアリング振興協会：昭和 55 年度 LPG 地下備蓄技術調査報告書，エンジニアリング振興協会，1981。
- 2) 厨川道雄：低温液化燃料の地下備蓄，西日本地下資源シンポジウム講演要旨集，pp.135~138，1978。
- 3) 石塚与志雄・木下直人・奥野哲夫：LPG 岩盤内貯蔵空洞の熱応力に対する安定性の検討，土木学会論文集，第 370 号/Ⅲ-5，pp.253~260，1986。
- 4) ASTM：Standard test method for plane-strain fracture toughness of metallic materials，ANSI/ASTM E 399-78

- a, Annual book of ASTM standards, part 10., pp.580~601, 1980.
- 5) Schmidt, R.A. : Fracture-toughness testing of Limestone, Experimental Mechanics, Vol.16, No.5, pp.161~168, 1976.
- 6) 松木浩二・小林良二：曲げ試験における岩石の破壊じん性，材料，第 33 卷，第 369 号，pp.18~24，1984。
- 7) Schmidt, R.A., Lutz, T.J. :  $K_{Ic}$  and  $J_{Ic}$  of Westerly granite-effects of thickness and in-plane dimensions, Fracture Mechanics Applied to Brittle Materials, ASTM STP 678, pp.166~182, 1979.
- 8) 橋田俊之・高橋秀明：非線形破壊力学による岩石の破壊靱性評価，第 6 回岩の力学国内シンポジウム講演論文集，pp.13~18，1984。
- 9) 高橋秀明・橋田俊之・玉川欣治・湯田周二・鈴木正彦：AE 法による花崗岩の三点曲げ破壊靱性試験法の提案，日本鉱業会誌，Vol.100, No.1151, pp.17~21，1984。
- 10) Ouchterlony, F. : A simple R-curve approach to fracture toughness testing of rock core specimen, Proc. of 23rd U.S. symposium on rock mechanics, pp.515~522, 1982.
- 11) 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，Vol.96, No.1114, pp.23~28，1984。
- 12) 小林良二・松木浩二・青木智幸：岩石の破壊靱性に及ぼす環境因子の影響，第 6 回岩の力学国内シンポジウム講演論文集，pp.1~6，1984。
- 13) Schmidt, R.A. and Huddle, C.W. : Effect of confining pressure on fracture toughness of Indiana limestone, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., pp.289~293, 1977.
- 14) 尾上守夫ほか：アコースティック・エミッションの基礎と応用，コロナ社，第 3 章，1976。
- 15) Rice, J.R. : A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks, J. of Applied Mechanics, pp.379~386, 1968.
- 16) 松永 烈・厨川道雄・木下直人：岩石の低温における機械的性質—LNG の地下備蓄に関する基礎的研究(第 1 報)一，日本鉱業会誌，Vol.97, No.1120, pp.421~436, 1981。
- 17) Labuz, J.F., Shah, S.P. and Dowding, C.H. : Experimental analysis of crack propagation in granite, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol.22, No.2, pp.85~98, 1985.
- 18) Barsoum, R.S. : On the use of isoparametric finite element in linear fracture mechanics, Int. J. Num. Meth. Engng., Vol.10, pp.25~37, 1976.

(1987.3.17・受付)