

1. はじめに

LPG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、液密性の検討が必要となる。貯蔵空洞周辺では空洞断面の接線方向に引張応力が発生し、壁面からのき裂の発生・進展という形態で破壊が生じる。また、地熱開発や採油において使用される水圧破碎技術では、深部岩盤でのき裂の発生、規模を評価する必要がある。以上のような岩盤のき裂発生・進展を定量的に把握するためには、岩盤のき裂発生・進展機構の検討とともに、破壊靱性値の評価法の確立が重要な課題となる。破壊靱性試験は一般に大気圧、室温下で実施されるが、岩盤のき裂発生は地下深部や低温で問題になる場合が多いため、封圧が作用する条件下または低温下¹⁾での破壊靱性値を評価する必要がある。現在、岩石の破壊靱性試験は線形破壊力学に基づく ASTM, ISRM の基準、指針に準拠した試験が行われているが、岩石の破壊過程はき裂端でのマイクロクラックに起因するエネルギーの散逸を伴うため、線形破壊力学に基づく破壊靱性値の評価のみならず非線形破壊力学による検討が必要となってきた²⁾。また、き裂の規模・成長程度を推定するためには、き裂の発生規準だけでなく、き裂進展規準の評価なども重要な検討項目となる。

本論文では、岩石の破壊靱性試験方法の確立を目的として、形状・寸法および封圧が破壊靱性値に与える影響について検討を行った。また、岩石の破壊過程に対する線形破壊力学の適用性、き裂進展規準を明らかにするため、AE計測、繰り返し载荷試験等によりき裂進展時の岩石の非線形性およびき裂進展規準について考察した。

2. 試験の概要

2.1 供試体 岩石は稲田花こう岩（弾性係数：35.5GPa、ポアソン比：0.16、一軸圧縮強度：174MPa、圧裂引張強度：7.43MPa）を用いた。形状は図1に示すような ASTM E-399 と ISRM の指針に準拠した3点曲げ試験用として角柱、円柱の2種類とし、寸法は寸法効果を調べるために表1に示すような種類の供試体を選った。ここで、 W ：供試体幅、 B ：供試体厚さ、 S ：荷重支点スパン、 D ：供試体直径である。挿入き裂長 a は原則として、角柱供試体に対して $a=0.5W$ 、円柱供試体に対して $a=0.2D$ とした。なお、き裂長の影響を調べるために $80 \times 40 \times 320$ mm の供試体については、 $a=20, 30, 40, 50$ mm のき裂長についても試験を実施した。供試体の含水状態は自然乾燥状態とし、挿入き裂は 0.08 mm 厚のダ

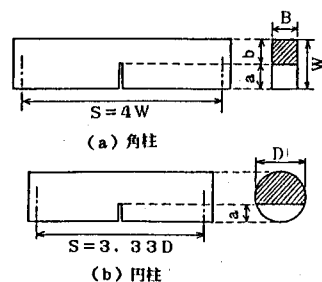


図1 供試体形状

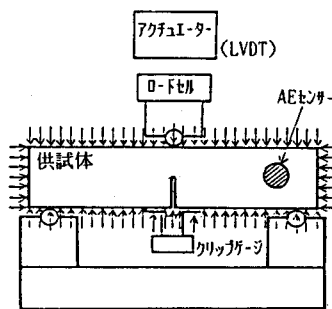


図2 試験方法

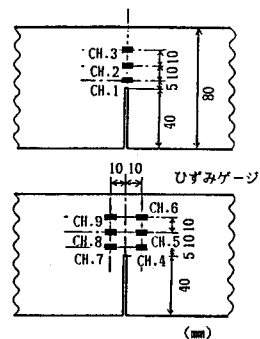


図3 ひずみゲージ貼付位置

表1 供試体寸法と挿入き裂長

供試体	供試体寸法 (mm)	挿入き裂長 a (mm)
角柱 (4種類) $W \times B \times S$	$40 \times 20 \times 160$	20 ($a=0.5W$)
	$60 \times 30 \times 240$	30 ($a=0.5W$)
	$80 \times 40 \times 320$	20, 30, 40, 50 ($a=0.25, 0.375, 0.5, 0.625W$)
	$100 \times 50 \times 400$	50 ($a=0.5W$)
円柱 (3種類) $D \times S$	40×133	8 ($a=0.2D$)
	60×200	12 ($a=0.2D$)
	80×267	16 ($a=0.2D$)

ダイヤモンドブレードで切削した。

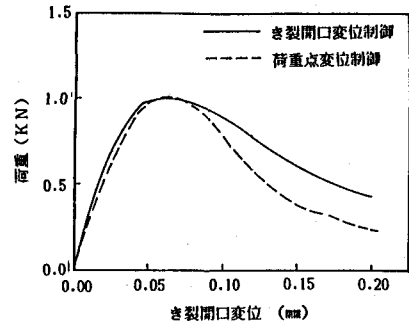
2.2 試験方法 図2に試験方法の概念図を示す。载荷はき裂開口変位(クランプで測定)速度または荷重点変位(LVDTで測定)速度一定(0.005-0.01mm/min)条件の変位制御で実施した。封圧下の試験では、封圧用オイルの侵入を防止するために供試体表面をシリコンで被覆した。なお、き裂発生・進展を調べるために挿入き裂の先端近傍にひずみゲージ、AEセンサー(共振周波数150kHz)を設置し、ひずみ分布とAE(m値, リングバック値)を測定した。ひずみゲージは図3に示すようにき裂方向上とき裂方向から10mm離れた位置に貼り付けた。

载荷は、破壊靱性値を求める場合には単調载荷とし、き裂成長の破壊靱性を検討するために繰り返し载荷を実施した。

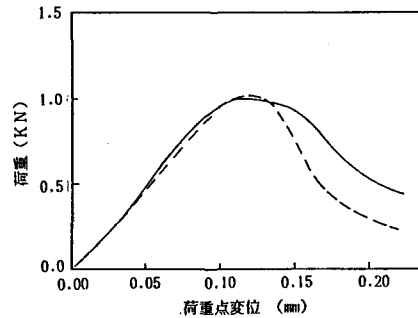
3. 試験結果と考察

3.1 制御方法の検討 ASTM E-399規準では、き裂開口変位制御で平面ひずみ破壊靱性試験を実施するように定めているが、J積分試験を実施する場合には供試体に一定割合でひずみエネルギーを与える制御、すなわち、荷重点変位制御試験が必要となる。そのため、ここでは、あらかじめ制御方法が試験結果に与える影響について検討することにした。図4に角柱同一寸法(80x40x320mm)の両制御による荷重-き裂開口変位曲線(P-COD曲線)と荷重-荷重点変位曲線(P-STROKE 曲線)を示す。これによると、最大荷重点まではほとんど同じ曲線となり、ASTMまたはISRM規準から破壊靱性値を求める場合には制御方法の影響を受けない事が明らかとなった。そのため、本研究では規準から破壊靱性値を評価する場合にはき裂開口変位制御、繰り返し载荷試験でJ積分値を評価する場合には荷重点変位制御を用いる事にした。

3.2 供試体形状・寸法と破壊靱性値の関係 線形破壊力学に基づくISRM指針の定義に従い、破壊靱性値(KQ)を最大荷重Pmaxと初期挿入き裂長aから計算した。表2は各形状、寸法の供試体について得られたKQである。これによると、角柱供試体では、寸法の影響はほとんどなく一定(KQ=1.004MPa√m)となるが、円柱供試体では寸法が大きくなるに伴い、KQは増大し



(a) 荷重-き裂開口変位関係



(b) 荷重-荷重点変位関係

図4 制御方法による試験結果の比較

表2 供試体形状・寸法とKQ

供試体	供試体寸法 (mm)	KQ (MPa√m)
角柱 き裂長 a=0.5V	W×B×S= 40×20×160	0.999
	W×B×S= 60×30×240	1.026
	W×B×S= 80×40×320	0.965
	W×B×S= 100×50×400	1.119
	平均	1.004
円柱 き裂長 a=0.20	D×S= 40×133	1.084
	D×S= 60×200	1.211
	D×S= 80×267	1.445

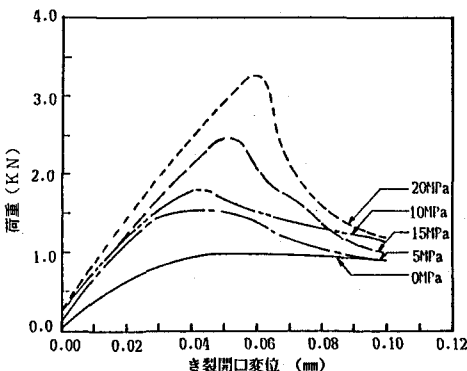


図5 封圧下の P-COD曲線

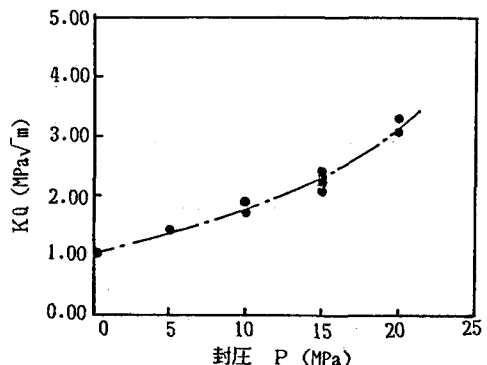


図6 封圧と破壊靱性値の関係

法効果を示す。そのため、角柱供試体の方が破壊靱性値評価に適していると言える。

3.3 封圧下の破壊靱性値 封圧 0,5,10,15,20 MPa に対するP-COD曲線を図5に、封圧とKQ の関係を図6に示す。封圧の増大に伴い、最大荷重・剛性は増加する。また、最大荷重点以降の挙動が封圧により大きく異なってきて、封圧が増加するに伴って供試体の耐荷能力が急激に低下する傾向を示す。これは封圧が大きいほど最大荷重点以降、き裂が発生し易くなるためと考えられる。KQ は封圧の増加に伴い、15MPa までは線形に増加するが、15MPa を超えると増加の割合が大きくなる傾向を示す。

3.4 き裂発生・進展時の非線形性 図7に代表的な試験結果(P-COD曲線とAE計測結果)を示す。P-COD曲線は、最大荷重の60～70 %程度から非線形性を示し始め、ピーク後、徐々に荷重が低下していく。リグダウンポイント値は非線形性を示す時点から発生し始め、最大荷重後急増するようになる。これは、最大荷重の60～70%の段階でき裂先端付近でマイクロクラックが発生していることを示している。また、m値(1AE事象内での振幅ピーク値の累積頻度分布の傾き)は最大荷重点に至る前にピークを示し、その後は低下する傾向を示す。m値が急激に低下する点が巨視的な破壊き裂の発生点と考えられるため、巨視的な破壊き裂は最大荷重点の前に発生していると推定できる。また、き裂先端付近のひずみ分布は図8のように推移する。き裂先端方向上から離れた位置(CH.4～9,図3参照)では、き裂進展の影響をほとんど受けず弾性挙動するのに対し、き裂先端方向上のひずみ(CH.1～3)はP-COD曲線が非線形性を示し始める最大荷重の60～70 %からひずみが増加し始め、AEのm値が最大となる時点に対応して、急増するようになる。このように、岩石の破壊は最大荷重点に至る前から既に破壊き裂が発生し始め、線形破壊力学の範囲を超える非線形性を示す。そのため、線形破壊力学に基づくASTM,ISRM 規準の岩石の破壊靱性値評価には限界があると考えられる。

3.5 き裂進展規準の検討 き裂進展の評価のためにはき裂進展時の破壊靱性特性を把握する必要がある。前節で述べたように岩石の破壊特性は著しい非線形性を示すため、本研究では、非線形破壊力学にも適用できるJ積分値³⁾でき裂進展規準を検討する事にした。具体的には繰り返し載荷試験で得られる荷重-荷重点変位曲線から各載荷曲線に対応するJ積分値を計算し、き裂増分長に対するJ積分値の推移を調べた。図9は代表的な繰り返し載荷試験結果で、最大荷重点後、許容耐荷能力が減少すると共にP-COD曲線、P-STROKE曲線の勾配もき裂の進展に従って低下していく。J積分値はP-STROKE曲線を用い、図10に示すように載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の簡便式から求める事ができる。なお、式中のリガメント長bは、き裂先端に特異要素を用いた弾性有限要素で、あらかじめ、き裂長a=20～50mmに

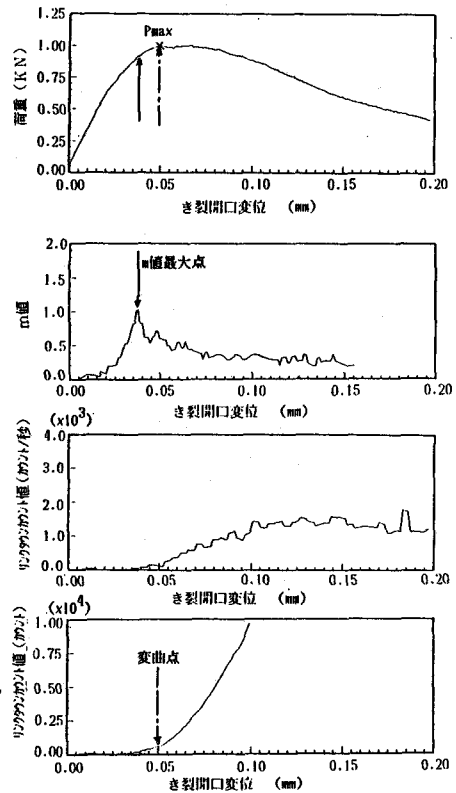


図 7 P-COD曲線とAEの関係

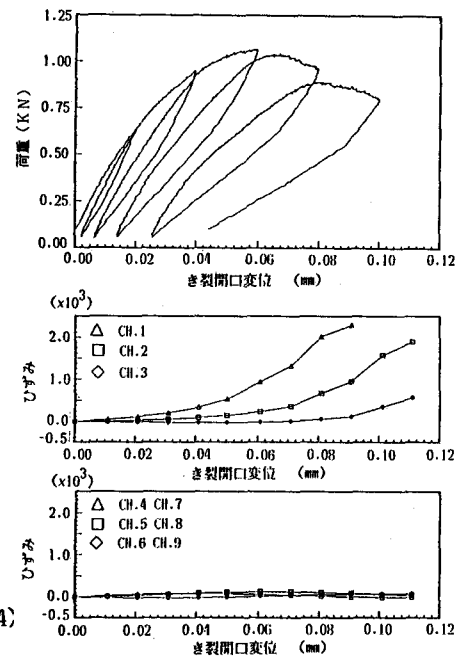


図 8 P-COD曲線とひずみの関係

するコンプライアンスC（荷重点変位／荷重）を図11のように求めておき、P-STROKE曲線のコンプライアンスから進展したき裂長aを評価し、 $b=W-a$ で求めた。

$$J=\frac{2A}{Bb} \tag{1}$$

き裂長 $a=20,30,40$ mm供試体に対するき裂増分長 Δa とJ積分値の推移を図12に示す。最大荷重点を超え、き裂が目視で観察されるようになる段階（ Δa が約4mm以降）になると、J積分値は初期のき裂長に依存せず一定（ $J=74.0\text{J/m}^2$ ）となる。すなわち、岩石でき裂が形成される時のエネルギー解放率はき裂長に依存しないということになる。そのため、J積分値はき裂進展規準として有効なパラメータと考えられる。

4. 結論

今回の試験により岩石の破壊靱性に関してつぎの点が明らかとなった。

- 1) 供試体形状は角柱の方が寸法効果を示さず良好な結果が得られる。
- 2) 封圧により破壊靱性値は増大する。その傾向は封圧が大きい程著しくなる。
- 3) 岩石は非線形性が著しいため、岩石の破壊過程に対する線形破壊力学の適用には限界がある。
- 4) き裂進展時のJ積分値はき裂長に依存せず、ほぼ一定となる。そのため、J積分値がき裂進展規準のパラメータとして有効と考えられる。

現在、岩石の破壊靱性試験はASTM、ISRM規準に準拠して実施される場合が多い。しかし、本論文で記したように岩石は著しい非線形性を示すため、今後、非線形破壊力学に基づく試験方法の確立が必要になると考える。

参考文献

- 1) 石塚与志雄，日比一喜，木下直人：第16岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，pp.61～65（1984）
- 2) 橋田俊之，高橋秀明：第6回岩の力学国内シンポジウム講演論文集，pp.13～18（1984）
- 3) Rice, J.R.: J. of Applied Mechanics, Vol.35, pp.379～386（1968）
- 4) Barsoum, R.S.: Int. J. for Num. Method in Engng., Vol.11, pp.85～98（1977）

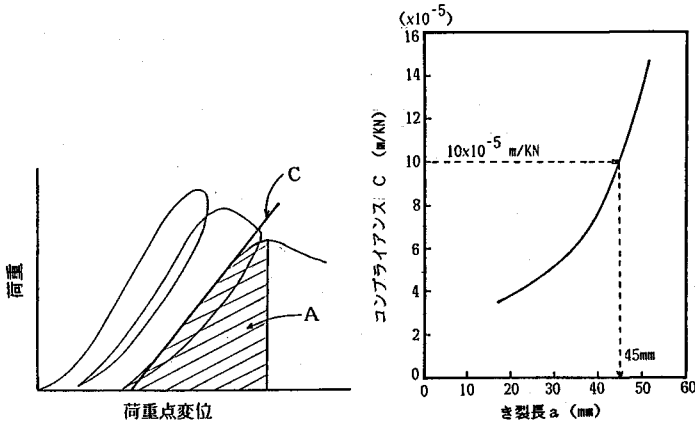
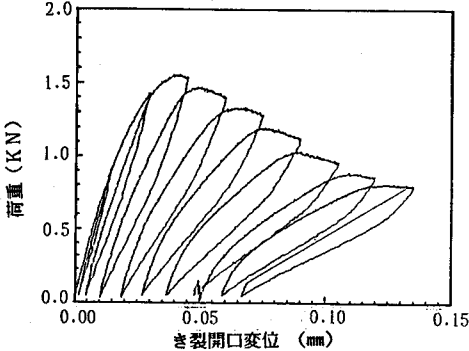
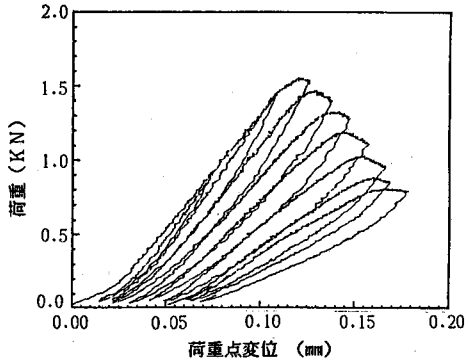


図10 J積分値の評価方法

図11 き裂長とコンプライアンスの関係



(a) 荷重－き裂開口変位関係



(b) 荷重－荷重点変位関係

図 9 繰り返し载荷曲線

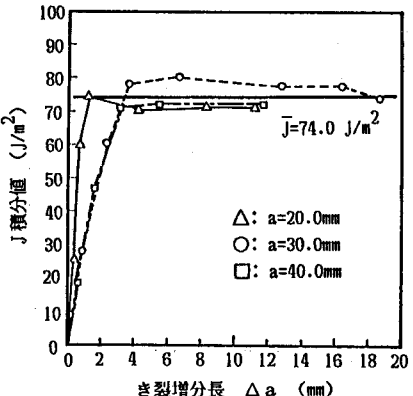


図12 き裂増分長とJ積分値の関係

(66) Study on Fracture Toughness and Crack Growth of Rocks

By Yoshio ISHIZUKA
Tohru ABE

Institute of technology,
SHIMIZU construction Co., Ltd.

ABSTRACT

To establish fracture toughness test of rocks, this paper describes the influence of a specimen shape, a specimen scale and a confining pressure on fracture toughness (K_I) of rocks. In addition, the adequacy of linear fracture mechanics for a fracture process of rocks and a crack growth criteria are discussed. Inada granites have been used in experiments of fracture toughness.

To investigate the shape effect and the scale effect, single edge notch beam (SENB) and single edge round bar (SENRB) have been prepared, and as for the scale of specimen, rock specimen of $W \times B \times S = 40 \times 20 \times 160 \sim 100 \times 50 \times 400$ mm for SENB and $D \times S = 40 \times 133 \sim 80 \times 267$ mm for SENRB have been tested in accordance with ASTM standards and ISRM suggested method. These experiments results indicated that SENB specimens didn't show the scale effect. In experiments of fracture toughness under the confining pressure (0~25MPa), it was found that the relationship between K_I and the confining pressure was linear in the pressure range to 15MPa and the K_I change enlarged as the pressure was increased in the pressure range beyond 15MPa.

AE activity (m-value, ringdown count data) and strain distribution around a crack tip suggested that the crack initiation and growth occurred before the maximum load point and the fracture process rocks indicated marked nonlinearity. So, it appears that the application of the linear fracture mechanics to rock fracture is inadequate. J-integral value evaluated from subsritical failure cycle load experiments and the compliance calibration techniques were constant and independent on the crack length. This results showed that the crack growth of rocks took place at the constant energy release rate. Consequently, it indicates that J-integral value is effective parameter as the crack growth criteria.