論 文

封圧下透水実験に基づいたき裂型油ガス貯留層の
生産性予測に関する基礎的研究

渡邊 則昭*・平野 伸夫*・玉川 哲也**・手塚 和彦**・土屋 範芳*

(Received August 21, 2005 ; accepted January 13, 2006)

Fundamental study for prediction of productivity in oil/gas fractured reservoir based on flow-through experiment under confining pressure

Noriaki Watanabe, Nobuo Hirano, Tetsuya Tamagawa, Kazuhiko Tezuka and Noriyoshi Tsuchiya

Abstract : Flow-through experiments were performed for single tensile fractures artificially created in granite, using Rubber-Confining Pressure Vessel (R-CPV), which has been developed for the experiments under relative high confining pressure conditions up to 100 MPa. The experimental results showed great differences in permeability depending on degree of offset along the fracture surface. In case of the fractures without offset, permeability decreased significantly with increasing confining pressure until around 40-50 MPa, beyond which the permeability, however, decreased gradually and then became constant, and remained much higher than that of rock matrix even at 100 MPa. In case of the fractures with 1, 3, 5 and 10 mm offset, permeability was much higher than that of the fractures without offset. The behavior of permeability for increase of confining pressure, however, drastically changed between 1 mm and other offset conditions. No obvious decrease of permeability was observed with increasing confining pressure in case of 3, 5 and 10 mm offset, while permeability decreased continuously until 70 MPa and abrupt decrease was also observed at 80 MPa in case of 1 mm offset. Those results indicate understanding of offset conditions is a key factor for prediction of productivity in oil/gas fractured reservoir.

Key words : tensile fracture, permeability, granite, Rubber-Confining Pressure Vessel, fractured reservoir, oil/gas reservoir

1. はじめに

油ガス田の開発では、油ガスの生産が進むにつれて貯留層圧力が減少することが一般的な傾向である。特にき裂（フラクチャー）型貯留層の場合には、貯留層圧力の減少はき裂面にかかる有効垂直応力（き裂面の法線方向の有効応力）の増加を招くことから、流路となるき裂が閉塞することが懸念されている。

北海道苫小牧市に位置する勇払油ガス田は深度3,800 m以深に分布する礫岩層および花崗岩体に発達した多くのき裂が貯留層を構成している。貯留層深度4,200 mに

おける地殻応力場は、最大水平応力 (S_H) および最小水平応力 (S_v) がそれぞれ73 MPaおよび140 MPa、そして鉛直応力 (S_v) が96 MPaの横ずれ断層型であり、初期貯留層圧力は54 MPaと見積もられている(手塚・玉川, 2004)。ここで、油ガスの流れに強く関与するき裂を最小主応力方向に垂直な面をもつき裂、臨界応力状態に近くせん断すべりを生じやすいき裂およびそれらの中間的なせん断応力状態にあるき裂であると考えたと (Barton *et al.*, 1995; Sibson, 1996; Tezuka and Niitsuma, 2000)、これらのき裂には生産初期段階において20~30 MPa程度の有効垂直応力が作用していると考えられる。生産が進むにつれて貯留層圧力が10 MPa程度まで減少すると仮定すれば、き裂面にかかる有効垂直応力は60~70 MPa程度に上昇することが想定されが、このような高い垂直応力条件を想定したき裂透水性（浸透性）の評価はこれ

* 東北大学大学院 環境科学研究科 Graduate School of Environmental Studies, Tohoku University

** 石油資源開発株式会社 Japan Petroleum Exploration Co., Ltd.

までに行われた例はわずかである（例えば、Pyrak-Nolte *et al.*, 1987 ; Durham, 1997）。そのため油ガスの生産性を予測するためには、上述したような高封圧（高垂直応力）条件下におけるき裂透水性を定量的に明らかにすることが重要な課題となっている。

また、勇弘油ガス田では水圧破碎による透水性の改善や微小破壊音の計測・解析（AE法）によるき裂構造の評価が試みられている（手塚・玉川, 2004）。AE法は、坑井からの注水によって既存のき裂などの弱面を刺激し、岩盤の破壊に伴って放出される微小破壊音（AE）を計測解析することにより、その震源要素（震源位置、発生履歴、震源メカニズムなど）からき裂構造を評価するものである。水圧破碎に伴うAE発生メカニズムは、理論的には等方均質な岩体中において最小主応力方向に直行するき裂面をもつ引張き裂が形成されることによるものであるといわれているが（Hubbert and Willis, 1957）、実際の地下岩体中ではき裂などの弱面が潜在するためにせん断破壊や既存き裂のせん断すべりによることが多い（Pearson, 1981 ; Pine and Batchelor, 1984 ; Tezuka and Niitsuma, 2000）。したがって、水圧破碎による透水性改善効果の予測およびAE法を用いたき裂構造評価を行うためには、せん断すべりによるき裂透水性の変化を定量的に把握することが求められる。

そこで、平野ら（2005）により開発されたゴムを圧力媒体とした封圧条件下透水実験用压力容器（Rubber-Confining Pressure Vessel : R-CPV）を用いて、せん断すべりを模擬するためにき裂面のかみ合わせ状態を変化させた花崗岩引張き裂に対して透水実験を実施し、封圧（垂直応力）が100 MPaまでにおけるき裂透水性を評価した。

本稿では、まず Rubber-Confining Pressure Vessel (R-CPV) の概要を解説する。次に、透水実験結果を報告し、油ガスの生産性の予測およびき裂構造評価においてき裂面のかみ合わせ状態を把握することの重要性について実験結果に基づいて考察する。

2. Rubber-Confining Pressure Vessel

き裂面に垂直応力を作用させながら透水実験を行う一般的な方法としては、小島ら（1995）が用いたような、水平なき裂を含む板状もしくは円盤状実験試料に対してプレス機を用いてき裂面に垂直に荷重を加えながら透水実験を行う方法が挙げられる。しかしながら、この方法では100 mm × 100 mm のき裂面に対して10 MPaの垂直応力を作用させるだけでも10 tonもの荷重が必要であり、先に述べたような高垂直応力を作用させるためには高能力プレス機が必要となり、実験試料に対して装置が大型化するという欠点がある。また、Chen *et al.* (2000) は、

軸と平行なき裂を含む円柱形状の実験試料に流体圧を利用して封圧を作用させる方法を用いている。この方法を用いれば、封圧とほぼ等しい垂直応力をき裂面に作用させることが可能であるが、封圧用高圧流体の密閉および透水性測定用流体との隔離が容易でない。そこで本研究では、平野らが考案した Rubber-Confining Pressure Vessel (R-CPV) を用いることとした。

R-CPV を Fig. 1(a) に示す。まず、軸と平行な単一き裂を含む円柱形状実験試料はゴムジャケットを装着した状態で内部シリンダに挿入される。内部シリンダは3分割構造となっており、実験試料の設置と回収が容易な構造となっている。次に、内部シリンダの上下から中空ピストンを挿入する。この中空ピストンは内径が実験試料の直径と、外径が内部シリンダの内径と同一であり、ゴムジャケットに接している。また、実験試料の上部と下部にはゴムおよびアルミニウム製支柱を設置する。この後、内部シリンダを外部シリンダに挿入し、外部シリンダの上部および下部から外部ピストンを挿入する。この外部ピストンは2分割構造となっており、テフロンシールが挟み込まれている。また、外部ピストンには流体流路も設けられている。

本装置により実験試料に封圧を作用させる機構を Fig. 1(b) に示す。本装置の基本的な概念は、プレス機を用いて装置上部から圧縮荷重を加えることでゴムジャケットを一軸圧縮し、ゴム内部に生じた圧力をそのまま封圧として実験試料に作用させるというものである。装置上部からプレス機により圧縮荷重を加えると、外部ピストンは上側の中空ピストンを介してゴムジャケットを圧縮するとともに実験試料上部のゴム支柱を圧縮する。圧縮されたゴムジャケットには圧縮方向と垂直な方向への伸びが生じ、隙間を充填し密閉状態となる。そして、圧縮荷重の大部分をゴムジャケットが、残りの荷重をゴム支柱が支持する状態となる。このとき、実験試料にはゴムジャケットを介して封圧、ゴム支柱を介して軸荷重が作用する。また、軸と平行な単一き裂を含む実験試料を用いているため、封圧と等しい垂直応力がき裂に作用することとなる。さらに、圧縮されたゴムジャケットは内部シリンダや実験試料に密着して流体用シールとしても機能する。

本装置により発生可能な封圧は主にゴムジャケットの肉厚、実験試料の直径およびプレス機により加える圧縮荷重によって決定される。本研究における透水実験では、ゴムジャケットとして肉厚5 mmのブタジエンゴム、直径100 mm、長さ150 mmの実験試料、そして最大荷重25 tonのプレス機を用いる。この組み合わせにおける最大封圧は約100 MPaである。

Fig. 1 Schematic illustration of (a) Rubber-Confining Pressure Vessel (R-CPV) proposed in Hirano *et al.* (2005) and (b) mechanism of applying confining pressure to a sample.

3. 透水実験

3.1 実験試料

実験試料は茨城県産の稲田花崗岩を用いて作成した。実験試料の作成方法を Fig. 2 に示す。まず、一辺が 200 mm の立方体花崗岩ブロックの 4 面にディスクカッターで深さ 20 mm 程度の溝を切った後 (Fig. 2, (a)), 万力で固定し、溝に差し込んだ楔をハンマーで徐々に打ち込んで、き裂を発生、進展させ、ブロックを 2 つに分離した (Fig. 2, (b))。本稿ではこのような方法によって作成したき裂を引張りき裂と呼ぶことにする。次にブロックにアクリル板を接着し、その厚さを調整することでき裂面に所定のかみ合わせ変位を与えた後に、かみ合わせ状態が変化しないようにブロックの周囲をコンクリートで固定した (Fig. 2, (c))。その後、コアドリルを用いて軸方向にき裂を含むように直径が 100 mm、長さが 200 mm のコアを抜き出し、最後にコアの端部をディスクカッターで切断して、直径が 100 mm、長さが 150 mm の円柱形状の実験試料とした (Fig. 2, (d))。なお、かみ合わせ変位を与えた方向は実験試料の半径方向である。作成した実験試料は、かみ合わせ変位を 0 mm としたものを 3 体 (NC01, NC02 および NC03)、かみ合わせ変位を 1 mm, 3 mm, 5 mm および 10 mm としたものを 1 体ずつ (それぞれ, NC05, NC07, NC06, NC09) の計 7 体である。

天然および人工的な岩石き裂のき裂面形状はフラク

タル性を有していることが報告されている (Brown and Scholtz, 1985; Power *et al.*, 1988; 土屋ら, 1994; Tsuchiya and Nakatsuka, 1995 and 1996)。そこで、作成した実験試料についてき裂面形状を、レーザー変位計を用いたき裂面形状測定装置で測定し、き裂面形状のフラクタル性を検証した。また、天然き裂との比較のために勇払油ガス田沼ノ端 2 号井深度 4,347m から得られた花崗岩中に存在する天然き裂に関しても同様にき裂面形状測定およびフラクタル性の検証を行った。

き裂面形状のフラクタル次元を求める方法としては、ボックスカウンティング法 (土屋ら, 1994; 斎藤ら, 1997) やスペクトル法 (松木ら, 1995; Power and Durham, 1997) などいくつかの方法が提案されている。ここではスペクトル法を用い、き裂面形状のフラクタル次元を実験試料の軸および半径方向についてそれぞれ求めた。その結果、今回作成した実験試料のき裂面形状では、パワースペクトル密度と空間周波数の log-log プロットにおいて直線近似が有効な区間は、空間周波数が約 $0.02 \sim 0.4 \text{ mm}^{-1}$ (空間波長にして約 50 ~ 2.5 mm) の区間であった。各実験試料のき裂面形状のフラクタル次元 (D) を Table 1 に示す。また、自乗平均粗さ (RMS) を求めた結果もあわせて示した。“Lower” および “Upper” は実験試料の 2 つのき裂面を便宜的に上面および下面として示したものであり、“Radius” および “Axis” はフラクタル次元および RMS を求めた方向をそれぞれ半径

Fig. 2 Schematic illustration of propagating tensile fractures for experiments.

Table 1 Fractal dimension (D) and root mean square (RMS) of fracture surfaces of samples.

Sample	Surface	Fractal dimension, D		Root mean Square, RMS (mm)	
		Radius	Axis	Radius	Axis
NC01	Lower	1.52	1.41	1.57	2.09
	Upper	1.53	n.d.	1.55	2.17
NC02	Lower	1.50	1.43	1.14	1.75
	Upper	1.52	1.42	1.08	1.67
NC03	Lower	1.48	1.44	1.12	2.18
	Upper	1.50	1.55	1.16	2.14
NC05	Lower	1.54	1.43	1.11	1.51
	Upper	1.51	1.42	1.12	1.50
NC06	Lower	1.59	1.53	1.29	1.22
	Upper	1.45	1.50	1.35	1.21
NC09	Lower	1.44	1.42	1.12	2.01
	Upper	1.40	1.53	1.19	1.95

*n. d. : not determined

および軸方向として示したものである。なお、NC01 上面の軸方向のパワースペクトル密度は大きく振動していたため、フラクタル次元を求める対象から除外した。作成した引張き裂のき裂面形状のフラクタル次元は平均 1.49 であり、RMS の平均は 1.50 mm であった。また、勇弘油ガス田の天然き裂のき裂面形状では、フラクタル次元は 1.50、RMS は 0.38 mm であり、人工的に作成した引張き裂と天然き裂はフラクタル性に関してほぼ等

価であるといえる。また、このフラクタル次元は水圧破砕による引張き裂（松木ら、1995）や天然き裂（Brown and Scholtz, 1985）に対する結果と比較しても同程度であった。

3.2 実験システムおよび実験手順

Fig. 1 に示した R-CPV を含む透水実験システムを Fig. 3 に示す。貯水タンク内の水はポンプによってプレス機内に設置された R-CPV 下部から内部へ送り込まれ、き

Fig. 3 Schematic illustration of system for flow-through experiments using the R-CPV.

裂内を下から上へ流動し、大気開放された上部から排出される。また、き裂内における流動抵抗により生じた水の圧力差を測定するために、上部および下部の外部ピストンに接続されている配管は分岐して差圧計に接続されている。

実験は 20℃ の精製水（比抵抗 18.2 MΩ cm）を用い

て以下の手順に従い実施した。

1. R-CPV 内に実験試料を設置し、プレス荷重を調整して実験試料にたいして 10 MPa の封圧を作用させる。
2. ポンプにより水を実験試料のき裂内に圧入し、き裂内を水で飽和させるために 12 時間流通させる。
3. 所定の流量における差圧を測定する。
4. プレス荷重を制御して封圧を増加させる。
5. 手順 3～4 を繰り返す。

3.3 実験結果

まず、き裂面のかみ合わせ変位が 0 mm の 3 つの実験試料（NC01, NC02, NC03）について各封圧条件下で流量と差圧を測定した結果を Fig. 4 (a)～(c) に示す。各図中の実線は各封圧条件下での流量と差圧の関係を最小自乗法により直線近似した結果である。すべての実線は流量と差圧の関係を良く近似できており、原点付近を通る直線であることが分かる。したがって、本実験では実験試料中の流体流動に関して Darcy 則が成立していたといえる。すなわち、この近似直線の勾配が透水性に対応している。NC01 に対して 20～100 MPa の封圧条件下で実験を行った結果、封圧の増加に伴い流量と差圧の関係に対する近似直線の勾配が減少している様子がみられるが、50 MPa 以降では勾配の変化の程度が比較的緩やかになることが観察された。また、50 MPa と 60 MPa の間

Fig. 4 Relationships between flow rate and differential pressure at 10-100 MPa confining pressure conditions for the samples without offset along the fracture surfaces, (a) NC01, (b) NC02 and (c) NC03, respectively.

および 70 MPa と 80 MPa の間では勾配の減少はわずかであった (Fig. 4.(a)). NC02 に対して 10 ~ 95 MPa の封圧条件下で実験を行った結果, 封圧の増加に伴い流量と差圧の関係に対する近似直線の勾配が減少しているが, 40 MPa 以降では勾配の減少が顕著に緩やかになることが観察された (Fig. 4.(b)). NC03 に対して 10 ~ 60 MPa の封圧条件下で実験を行った結果, 封圧の増加に伴い 40 MPa までは流量と差圧の関係に対する近似直線の勾配が減少しているがそれ以降の封圧ではほとんど減少しないことが観察された (Fig. 4.(c)).

次に, き裂面にかみ合わせ変位を与えた 4 つの実験試料 (NC05, NC06, NC07, NC09) について得られた結果を Fig. 5(a) ~ (d) に示す。各図中の実線は, Fig. 4 と同様に各封圧条件下での流量と差圧の関係を最小自乗法により直線近似した結果であり, かみ合わせ変位を与えた場合にも Darcy 則が成立していた。かみ合わせ変位が 1 mm の実験試料 (NC05) に対して 10 ~ 100 MPa の封圧条件下で実験を行った結果, 封圧の増加にともない 70 MPa まで流量と差圧の関係に対する近似直線の勾配が

次第に減少し, 80 MPa になると急激に勾配が減少したが, その後 100 MPa に増加しても勾配の減少はほとんどみられなかった (Fig. 5.(a)). かみ合わせ変位が 3 mm の実験試料 (NC07) に対して 10 ~ 100 MPa の封圧条件下で実験を行った結果, 封圧が 10 MPa から 20 MPa に増加する際に流量と差圧の関係に対する近似直線の勾配は比較的大きく減少したが, それ以上の封圧では勾配の変化は比較的小さいものであった (Fig. 5.(b)). かみ合わせ変位が 5 mm の実験試料 (NC06) に対して 10 ~ 100 MPa の封圧条件下で実験を行った結果, 封圧が 10 MPa から 20 MPa に増加した際に流量と差圧の関係に対する近似直線の勾配の減少がみられたが, それ以上の封圧の増加に対しては目立った勾配の減少はみられなかった (Fig. 5.(c)). かみ合わせ変位が 10 mm の実験試料 (NC09) に対して 10 ~ 100 MPa の封圧条件下で実験を行った結果, 封圧が 20 MPa から 30 MPa に増加する際に流量と差圧の関係に対する近似直線の勾配が大きく変化することが認められたが, それ以上の封圧では封圧が増加しても勾配の減少はほとんどみられなかった (Fig. 5.(d)).

Fig. 5 Relationships between flow rate and differential pressure at 10-100 MPa confining pressure conditions for the samples with 1-10 mm offset along the fracture surface, (a) 1 mm (NC05), (b) 3 mm (NC07), (c) 5 mm (NC06) and 10 mm (NC09), respectively.

上述したように実験試料中における流体流動はDarcy則で表すことができることが明らかなため、以下に示す方法によりき裂の透水率(浸透率)を求めることとする。流体流動がDarcy則に従うとすると多孔質媒体中の一方向流れは以下のように表される。

$$Q = -A \frac{k}{\mu} \frac{\Delta P}{L} \quad (1)$$

ここで、 Q は媒体中を流通する流量、 k は媒体の透水率、 A は媒体の流体流動が生じている部分の断面積、 ΔP は媒体中で生じる圧力損失、 μ は流体の粘度および L は媒体の長さである。花崗岩のマトリクス部の透水率はき裂部と比較すると極めて小さいと考えられるため、媒体中で生じる圧力損失 ΔP は主にき裂の寄与によるものである。したがって、仮に流体流動が生じている面積 A をき裂の断面積で置き換えるとすると、 k はき裂の透水率であるといえる。ここでき裂がある一定の間隙幅、すなわち水理学的間隙幅 e_h をもつと仮定すると、き裂の透水率は以下に示す平行平板モデルで与えられる。

$$k = \frac{e_h^2}{12} \quad (2)$$

(1)、(2)式およびき裂の断面積 A を $A = de_h$ とおくことにより、水理学的間隙幅 e_h は以下のように表される(Chen *et al.*, 2000)。

$$e_h = \left(-\frac{12 \mu Q L}{d \Delta P} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (3)$$

ここで、 d は不透水性境界と直交する方向のき裂長さである。したがって、流量と差圧の関係から得られた近似直線の傾き $Q/\Delta P$ 、き裂寸法 d および L および水の粘度 μ から、き裂の透水率 k を求めることができる。ここで、流体の粘度 μ を20℃における水の粘度 $1.002 \times 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ とし、き裂寸法 d および L を実験試料の見かけのき裂寸法からそれぞれ0.1 mおよび0.15 mとした。

まず、き裂面のかみ合わせ変位が0 mmである場合のき裂の透水率と封圧の関係を図6に示す。図中の実線は封圧の増加に対する透水率の変化傾向を示したものである。NC01の透水率は、20 MPaで約 $5 \times 10^{-12} \text{ m}^2$ であり、封圧の増加に伴って次第に減少していくが50 MPa付近から減少が比較的緩やかになり、100 MPaでは約 $1 \times 10^{-12} \text{ m}^2$ を示した。NC02の透水率は、10 MPaで約 $6 \times 10^{-12} \text{ m}^2$ であり、封圧の増加にともなって次第に減少していくが40 MPa付近から減少が顕著に緩やかになり、95 MPaでは約 $1 \times 10^{-12} \text{ m}^2$ を示した。NC03の透水率は、封圧10 MPaで約 $8 \times 10^{-12} \text{ m}^2$ であり、封圧の増加に伴

Fig. 6 Relationships between fracture permeability and confining pressure for the fractures without offset along the fracture surface.

て次第に減少していくが40 MPa付近からほとんど減少せず、60 MPaでは約 $0.3 \times 10^{-12} \text{ m}^2$ を示した。3つの実験試料に共通して、40～50 MPaより低い封圧条件下では、封圧の増加に対して透水率が比較的急激に減少しているが、それより高い封圧条件下では、透水率の減少が緩やかになるか、ほとんど減少が認められなかった。

次に、き裂面に1 mm、3 mm、5 mm および10 mmのかみ合わせ変位を与えた場合のき裂の透水率と封圧の関係を図7に示す。かみ合わせ変位が1 mmの場合の透水率は、10 MPaで約 $3 \times 10^{-9} \text{ m}^2$ であり、70 MPaまでは封圧の増加に伴って次第に減少して約 $0.5 \times 10^{-9} \text{ m}^2$ となり、80 MPaでは急激に減少して $0.01 \times 10^{-9} \text{ m}^2$ となったが、100 MPaに至ってもその透水率を維持した。かみ合わせ変位が3 mmの場合の透水率は、10 MPaで約 $3 \times 10^{-9} \text{ m}^2$ であり、20 MPaでわずかに減少し約 $2.5 \times 10^{-9} \text{ m}^2$ となったが、それ以降は100 MPaに至るまで

Fig. 7 Relationships between fracture permeability and confining pressure for the fractures with 1-10 mm offset along the fracture surface.

ほぼ一定であった。かみ合わせ変位が5 mm の場合の透水率は、10 MPa で約 $3.5 \times 10^{-9} \text{ m}^2$ であり、20 MPa でわずかに減少し約 $3 \times 10^{-9} \text{ m}^2$ となったが、それ以降は100 MPa に至るまでほぼ一定であった。かみ合わせ変位が10 mm の場合の透水率は、10 MPa で約 $4 \times 10^{-9} \text{ m}^2$ であり、20 MPa まで減少せずに30 MPa でわずかに減少して約 $3.25 \times 10^{-9} \text{ m}^2$ となったが、それ以降は100 MPa に至るまでほぼ一定であった。また、かみ合わせ変位が1 mm の場合の80 MPa および100 MPa の場合を除けば、かみ合わせ変位を与えたき裂の透水率は、かみ合わせ変位を与えていないき裂の透水率よりも3桁程度大きく、かみ合わせ変位量が多いほど透水率も大きくなる傾向がみられた。

4. 考 察

本透水実験では、封圧が100 MPa まで上昇する過程におけるき裂透水性を定量的に評価しており、先に述べたようなき裂型貯留層からの油ガス生産過程における課題について実験室規模で検討したとみなすことができる。

き裂面にかみ合わせ変位を与えていないき裂では、封圧が40～50 MPa までは封圧の増加に伴い透水性が比較的急激に減少するが、40～50 MPa より高封圧側では透水性はほとんど変化せず、100 MPa に至っても 10^{-12} m^2 程度の透水性を維持するという実験結果が得られた。稲田花崗岩のマトリクスの透水性 $10^{-18} \text{ m}^2 \sim 10^{-19} \text{ m}^2$ (高橋ら, 1990) と比較すると、き裂面が非常によくかみ合った巨視的には閉じているようなき裂でさえ垂直応力が100 MPa という高応力条件下においてもマトリクス部よりもはるかに大きな透水性を保持することが可能であるといえる。このことから、油ガスの生産にともない貯留層圧力が減少しても100 MPa 程度の垂直応力まではき裂はマトリクス部と大きく異なる流体流路として機能すると考えられる。

また、き裂面にかみ合わせ変位を与えたき裂は、上述したようなき裂面がよくかみ合ったき裂の場合の透水性 (10^{-12} m^2) と比較してかなり大きな透水性 (10^{-9} m^2) を示し、また、かみ合わせ変位量によって封圧の増加に対する透水性の変化についても異なった傾向がみられた。すなわち、かみ合わせ変位が1 mm では、70 MPa までは封圧の増加に伴い透水性は徐々に減少する様子が観察されたが、80 MPa に増加したところで初期 (10 MPa) における透水性の300分の1程度まで急激に減少した。さらに、かみ合わせ変位が3 mm 以上では、100 MPa まで増加しても初期透水性からの減少はわずかであった。このことは、地殻応力または水圧破砕などによりある程度大きなせん断変位を生じたき裂は油ガスの主要な流路

であるとともに、生産過程においても大きな透水性を保持する安定したき裂になり得るが、せん断変位が小さなき裂は、き裂面がよくかみ合ったき裂と比較すれば透水性はかなり大きいものの、生産過程においては急激に透水性を減少させる不安定なき裂である可能性が考えられる。

き裂面のかみ合わせ状態によりき裂透水性は大きく異なるため、このことは油ガスの生産性を予測する上で貯留層内のき裂のかみ合わせ状態を把握することが重要であることを示している。

勇弘油ガス田では水圧破砕による透水性の改善や微小破壊音の計測・解析 (AE 法) によるき裂構造の評価が試みられている。この水圧破砕実験においては、透水性の改善がき裂のせん断すべりによるものであることが確認され、せん断型水圧破砕シミュレータ “SHIFT” を用いて実験結果の考察が行われている。手塚・玉川 (2004) は本透水実験で得られた知見に基づいて、せん断すべりを生じたき裂を“封圧が増加してもほとんど透水性が減少しない”と取り扱うことで、実験結果をよく再現できたと報告している。

また、き裂面のかみ合わせ状態によりき裂透水性に差がみられるという事実は、き裂の間隙幅やき裂面の接触部分の分布状態、すなわち間隙構造がかみ合わせ状態により異なることを示している。Nemoto *et al.* (2005) は圧力感応フィルムを用いて90 MPa までの垂直応力下における花崗岩引張き裂の接触部分の分布 (Hydraulically Ineffective Area) の観察および接触部分の面積の定量的評価を行った。き裂面がよくかみ合ったき裂では、接触部分の面積は約40 MPa でほぼ飽和値 (見かけのき裂面積の約90%) に達し、90 MPa においても100% に至らないと報告している。また、き裂面にかみ合わせ変位を与えた場合には、かみ合わせ変位量が多いほど接触部分の面積が小さくなるとともに、垂直応力依存性が減少すると報告している。この垂直応力の増加に伴う接触部分の面積の変化挙動と本実験で得られた封圧の増加に伴うき裂透水性の変化挙動は非常に類似しており、接触部分の分布状態と透水性が強く関係していることは明らかである。き裂面のかみ合わせ状態によりき裂面の接触部分の分布状態が異なるということは、き裂面のかみ合わせ状態、すべり挙動およびAE発生挙動との関係を実験的に検討することにより (例えば、根本ら, 2004), AEの観測結果からき裂面のかみ合わせ状態を推定できる可能性を示している。一方、Watanabe *et al.* (2005) はき裂の表面形状および透水性の実測値に基づいた数値シミュレーションにより封圧下における間隙構造を推定し、流体流動状態について検討を行った。き裂内では卓越した

流動経路となる部分とほとんど流れに寄与しない部分が存在し、このようなき裂内における不均質流れはき裂面のかみ合わせ状態で劇的に変化すると報告している。さらに、Watanabe and Tsuchiya (2003) によれば、岩石・流体相互作用によるき裂の間隙構造の経時変化は、流体流動状態に大きく依存すると報告している。

以上のことから、AE の観測結果からき裂面のかみ合わせ状態が推定できれば、き裂の間隙構造および流体流動状態を理解することが可能となるため、より精度の高い貯留層モデルの構築およびより信頼性のある生産性の予測シミュレーションが可能となることが期待できる。

5. ま と め

本研究では、花崗岩に人工的に引張り裂を作成し、この引張り裂を利用して、せん断すべりを模擬するためにき裂面のかみ合わせ状態を変化させた実験試料に対して透水実験を行い、封圧 100 MPa までにおけるき裂透水性を定量的に評価した。

かみ合わせ変位がない場合は、ある封圧条件までは封圧の増加に伴い透水性は鋭敏に反応し減少するが、それ以上の封圧条件下では透水性はほとんど変化せず、ほぼ一定となり、100 MPa という高封圧下においてもマトリクス部の透水性と比較すると格段に高い透水性をもつことが明らかとなった。また、き裂面のかみ合わせ変位は透水性の増加に寄与するだけでなく、かみ合わせ変位量によっては封圧の増加に対する透水性の減少挙動を劇的に変化させることが明らかとなった。すなわち、ある程度大きなかみ合わせ変位を生じたき裂では、封圧が増加してもほとんど透水性が減少しないが、それよりも小さなかみ合わせ変位では封圧の増加とともに透水性が減少し、なおかつ高封圧下において急激な透水性の減少が生じる可能性がある。このことは、油ガスの生産性を予測する上でき裂のかみ合わせ状態を把握することが重要であることを示唆している。

また、き裂のかみ合わせ変位量に応じたき裂透水性とき裂面の接触部分の分布との間には強い相関があるため、き裂間隙構造の把握が貯留層内の流体流動シミュレーションの精度を大きく左右することとなる。かみ合わせ状態の実験的検証や AE 発生挙動とかみ合わせ状態との因果関係などを明らかにし、これらの物質科学的手法と観測結果を関連させることで、精度の高い貯留層モデルの構築およびより信頼性のある生産性の予測シミュレーションが可能となることが期待できる。

参 考 文 献

Barton, C. A., Zoback, M. D. and Moos, D., 1995 : Fluid flow

along potentially active faults in crystalline rock. *Geology*, **23** (8), 683–686.

Brown, S. R. and Scholtz, C. H., 1985 : Closer of random elastic surfaces in contact. *Journal of Geophysical Research*, **90**, 5531–5545.

Chen, Z., Narayan, S. P., Yang, Z., Rahman, S. S., 2000 : An experimental investigation of hydraulic behavior of fractures and joints in granitic rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, **37**, 1061–1071.

Durham, W. B., 1997 : Laboratory observations of the hydraulic behavior of a permeable fracture from 3800 m depth in the KTB pilot hole. *Journal of Geophysical Research*, **102** (B8), 18, 405–18, 416.

平野伸夫・渡邊則昭・土屋範芳, 2005 : ゴムを圧力媒体とした封圧発生装置の開発および透水試験. *資源と素材*, **121**, 484–488.

Hubbert, M. K. and Willis, D. G., 1957 : Mechanics of hydraulic fracturing. *American Institute of Mining, Metallurgical, and Engineers Petroleum Transactions*, **210**, 153–166.

小島 隆・村井 正・松木浩二, 1995 : 花崗岩中の小規模水圧破砕き裂の垂直剛性と透水性に関する実験的研究. *日本地熱学会誌*, **17** (4), 285–295.

松木浩二・小島 隆・村井 正, 1995 : 花崗岩中の小規模水圧破砕き裂の表面粗さと初期間隙分布. *日本地熱学会誌*, **17** (3), 213–232.

根本克巳・森谷祐一・新妻弘明, 2004 : 間隙水の圧入にともなうき裂すべり模擬実験装置の開発と誘発すべり実験. *日本地熱学会誌*, **27** (1), 41–51.

Nemoto, K., Oka, H., Watanabe, N., Hirano, N. and Tsuchiya, N., 2005 : Measurement of hydraulically ineffective area on a fracture under normal stress condition. *Geothermal Resources Council Transactions*, **29**, 413–417.

Pearson, C., 1981 : The relationship between microseismicity and high pore pressure during stimulation experiments in low permeability granitic rocks. *Journal of Geophysical Research*, **86**, 7855–7864.

Pine, R. J. and Batchelor, A. S., 1984 : Downward migration of shearing in jointed rock during hydraulic injection. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science and Geomechanical Abstracts*, **21**, 249–263.

Power, W. L. and Durham, W. B., 1997 : Topography of natural and artificial fractures in granitic rocks: Implication for studies of rock friction and fluid migration. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, **34**, 979–989.

- Power, W. L., Tullis, T. E. and Weeks, J. D., 1988 : Roughness and wear during brittle faulting. *Journal of Geophysical Research*, **93**, 15268–15278.
- Pyrak-Nolte L. J., Myer, L. R., Cook, N. G. W. and Witherspoon, P. A., 1987 : Hydraulic and mechanical properties of natural fractures in low permeability rock. *Proceedings of the Sixth International Congress on Rock Mechanics*, 225–231.
- 斎藤和也・土屋範芳・中塚勝人, 1997 : ボックスカウンティング法によるフラクタル次元算出システムの開発と解析精度. 日本情報地質学会, **8**, 23-30.
- Sibson, R. H., 1996 : Structural permeability of fluid-driven fault-fracture meshes. *Journal of Structural Geology*, **18**(8), 1031–1042.
- 高橋 学・平田実雄・小出 仁, 1990 : 稲田花崗岩の透水係数に及ぼす封圧および間隙水圧の影響について. 応用地質, **31**, 1–10.
- 手塚和彦・玉川哲也, 2004 : 油ガス田におけるフラクチャー計測の可能性. 石油技術協会誌, **69**, 635–646.
- Tezuka, K. and Niitsuma, H., 2000 : Stress estimated using microseismic clusters and its relationship to the fracture system of the Hijiori hot dry rock reservoir. *Engineering Geology*, **56**, 47–62.
- 土屋範芳・松川陽介・中塚勝人, 1994 : 岩石断面の割れ目の分布と形状のフラクタル解析. 日本地熱学会誌, **16**, 153–171.
- Tsuchiya, N. and Nakatsuka, K., 1995 : Fractal analysis and modeling of a two-dimensional fracture network in a geothermal reservoir. *Geothermal Resources Council Transactions*, **19**, 547–552.
- Tsuchiya, N. and Nakatsuka, K., 1996 : A two-dimensional mono-fractal approach to natural fracture networks in rocks. *Geothermal Science & Technology*, **6**, 63–82.
- Watanabe, N. and Tsuchiya, N., 2003 : Experimental and numerical analysis of hydrothermal channel flow through a tensile fracture in granite. *Geothermal Resources Council Transactions*, **27**, 743-746.
- Watanabe, N., Hirano, N., Tamagawa, T., Tezuka, K. and Tsuchiya, N., 2005 : Numerical estimation of aperture Structure and flow wetted field in rock fracture. *Geothermal Resources Council Transactions*, **29**, 431–436.