

第6章 数値シミュレーションによる3ヶ月循環試験中のトレーサ応答と貯留層の評価

6-1 緒言

前章では、肘折上部貯留層を対象として実施された3回の循環試験中に行ったトレーサ試験の RTD 解析を行い、貯留層の流動状況を評価した結果を述べた。RTD 解析でトレーサの応答(積算生産量-濃度)曲線を基にして貯留層の評価を行う場合、貯留層を1つの容器(流路)と考え、得られた応答曲線の形状から流体の滞留時間や移流分散の程度、流路の容積を定性的に把握していることになる。

現場における各種のデータ取得が進み、貯留層の状況を詳しく把握できるようになると、より現実の貯留層に近いモデルを設定して定量的な評価を行うことが可能となる。このような定量的な評価を行うために、近年数値シミュレーションモデルの適用が一般的なものとなっている。トレーサ試験結果を用いた HDR 貯留層の評価においても、最初に HDR の概念を提唱してフェントンヒルでの現場実験を実施した LANL においても 1980 年代後半には三次元多孔質体を想定した数値シミュレーション(Birrell and Robinson, 1988)や、ネットワーク状フラクチャを想定した数値シミュレーションが行われるようになってきた(Robinson, 1988)。第5章でも述べたように、最近従来型地熱貯留層の開発においても、生産開始後の貯留層挙動を予測して開発計画を作成する際にフラクチャ内流動の重要性が認識され、フラクチャ型岩体の特性をより実際に近づけて取り扱う必要があるとの指摘がなされている(石戸, 1997)。人為的に造成したフラクチャを熱交換面とする HDR 貯留層の評価においては、フラクチャの重要性はより一層増大する。このため、HDR 貯留層の評価を行う場合にも、フラクチャ内のトレーサ流動を考慮した解析が行われてきた。既に 1980 年代初めには LANL において円盤状フラクチャ内のトレーサ流動についての解析的検討が行われており(Murphy and Cornwell, 1982)、80 年代後半には Hayashi and Abe (1989)が八幡平高温岩体実験場でのトレーサ試験結果を1対の入出水口を持つ平板状フラクチャの二次元流れモデルにより解析し、有効熱伝導面積の評価を行っている。関根ら(1994, 1997)も矩形形状をした平板状フラクチャ内のトレーサ流動について、室内実験と数値解析の両面から検討を行っている。彼らは数値解析に高精度差分法を使用しているが、最近高精度の計算スキームを適応し、格子点の設定の影響などについても検討を行っている(白畑・関根, 1998)。

このように HDR 貯留層フラクチャを対象として、トレーサ試験の数値シミュレーションが行われてきたが、これまで行われた数値シミュレーションの多くは1枚のフラクチャを対象としたものが多い。最近、白畑・関根(2000)は2枚のフラクチャが1本の流路で結ばれた貯留層のトレーサ応答の検討を行っているが、肘

折 HDR 貯留層においても PTS 検層で確認されているように、実際の HDR 貯留層は注入井と生産井の間に複数の流路が存在しており、実際の貯留層内の流れを定量的に評価するためにはそれら複数のフラクチャを考慮した解析を行う必要がある。このため、Rodrigues et al. (1995) は複数のフラクチャを想定した RTD 解析を行っているが、熱交換面積などの定量的評価を行うまでにはいたっていない。これに対して、天満ら(1994)は肘折上部貯留層における3ヶ月間の循環試験(Exp.9102)中の坑井温度流量検層結果を基に、熱・物質移動有限要素法(Finite Element Heat and Mass Transfer:FEHM)コードを用いて複数のフラクチャ毎に生産流体温度のマッチングを行い、それぞれの熱交換面積を推定している。

本章では、天満らのモデルを基にして Exp.9102 中のトレーサ試験のマッチングを行い、それぞれの流路におけるフラクチャ幅とその時間的变化を求めた結果を述べる(Matsunaga et al., 1995)。上述したように、HDR 貯留層においては、長期間安定して熱エネルギーを抽出するために、循環の経過につれて貯留層内の流れがどのように変化するかを把握することが必要である。3ヶ月の循環試験中に行ったトレーサ試験に対する今回のシミュレーションの結果は、このような貯留層の経時変化を把握し、その長期変動を予測する上で非常に重要なものと考えられる。

6-2 熱・物質移動有限要素法シミュレーションコード

産総研ではこれまで熱・物質移動有限要素法(FEHM)コードを使用して、フェントンヒルでの貯留層造成や、肘折上部貯留層での2坑井循環試験(Exp.8805)や3坑井循環試験、あるいは豊羽鉱山における小規模熱抽出実験における熱抽出シミュレーションを行ってきた(厨川他, 1988, 1989; 山口他, 1990; 天満他, 1991)。このコードは多孔質体中の非等温状態の多相、多成分の流れをシミュレートするために1980年代初めにLANLで開発されたものである(Zyvoloski, 1983)。その後、フラクチャ性貯留層内の流れに対応するために二重間隙・二重透水係数やフラクチャの開口を取り扱えるように改良が加えられ、その後更に核廃棄物の地層処分問題等への対応を図るために化学種の移流分散についてもシミュレートできるよう改良がなされている(Zyvoloski et al., 1992)。肘折でのトレーサ試験の解析には、この化学種の移流分散を取り扱えるように改良された新しいコードを使用した。以下 Zyvoloski et al. (1992)のマニュアルを基に FEHM コードについて簡単に説明を行う。

FEHM コードは流体の質量保存則と系全体のエネルギー保存則を基に構成されている。蒸気相と液体相に対しての質量保存則は次の方程式で表される。

$$\frac{\partial A_m}{\partial t} + \nabla \cdot \bar{f}_m + q_m = 0 \quad (6.1)$$

ここで、 A_m は単位体積あたりの質量で、次式で表される。

$$A_m = \phi(S_v \rho_v + S_l \rho_l) \quad (6.2)$$

また、 $\overline{f_m}$ は質量流束で、

$$\overline{f_m} = \rho_v \overline{V}_v + \rho_l \overline{V}_l \quad (6.3)$$

となる。ここで、添え字 v は蒸気、 l は流体を示し、 ϕ は岩石マトリックスの孔隙率、 S は飽和度、 \overline{V} は流速を示す。更に、 q_m は(生産井や還元井等からの)吸い込みあるいは湧き出し項を示す。

岩盤と流体とに対するエネルギー保存則からは、有限に分割された要素毎に、単位時間に要素に入り出るエンタルピーの差が、要素内の内部エネルギーの増減に等しくなるので、次式が成り立つ。

$$\frac{\partial A_e}{\partial t} + \overline{\nabla} \cdot \overline{f}_e + q_e = 0 \quad (6.4)$$

A_e は単位体積当たりのエネルギーで、

$$A_e = (1 - \phi) \rho_r u_r + \phi(S_v \rho_v u_v + S_l \rho_l u_l) \quad (6.5)$$

で与えられる。 \overline{f}_e はエネルギー流束で、

$$\overline{f}_e = \rho_r h_r \overline{V}_r + \rho_l h_l \overline{V}_l - K \overline{\nabla} T \quad (6.6)$$

となる。添字 r は岩石マトリックスを示す。また、 u は比内部エネルギー、 h は比エンタルピー、 K は有効熱伝導率、 T は温度、 q_e は湧き出しあるいは吸い込みによるエネルギー量を示す。

肘折の場合には、生産井坑口圧力を制御して貯留層内を液相状態に保っているため、今回のシミュレーションには直接関係はないが、生産量を増加させるために坑口圧力を下げて坑井内フラッシングを誘導する場合には、貯留層内での気液2相流をシミュレートする必要がある。ここで、蒸気、流体の各相の流動に対してダルシー則が成り立つものとする、 \overline{V}_v と \overline{V}_l は、

$$\overline{V}_v = -\frac{k R_v}{\mu_v} \cdot (\overline{\nabla} p_v - \rho_v \overline{g}) \quad (6.7)$$

$$\overline{V}_l = -\frac{k R_l}{\mu_l} \cdot (\overline{\nabla} p_l - \rho_l \overline{g}) \quad (6.8)$$

で表される。ここで、 k は透水係数、 R は相対浸透率、 μ は粘性係数、 p は各相の圧力、 \overline{g} は重力加速度である。FEHM では相対浸透率を表すために、単純な線形関係、Corey の関係式、Sandia の3つの関係式を用いることができるようになっている。例えば、石油貯留層のシミュレーションに広く使用されている Corey の関係式により R_v と R_l を表すと、

$$R_v = (1 - S_l^{*2}) (1 - S_l^*)^2 \quad (6.9)$$

$$R_l = S_l^{*4} \quad (6.10)$$

となる。ここで、 S_l^* は次式で与えられる。

$$S_l^* = \frac{S_l - r p_1 - r p_2}{1 - r p_1 - r p_2} \quad (6.11)$$

rp_1 と rp_2 は液相と蒸気相の残留飽和度を示す。

ダルシーの法則を用いれば、(6.1)と(6.2)式はそれぞれ次のように表すことができる。

$$-\bar{\nabla} \cdot (D_{ml} \bar{\nabla} p_l) - \bar{\nabla} \cdot (D_{mv} \bar{\nabla} p_v) + q_m + \frac{\partial}{\partial z} g(D_{ml} \rho_l + D_{mv} \rho_v) + \frac{\partial A_m}{\partial t} = 0 \quad (6.12)$$

$$-\bar{\nabla} \cdot (D_{el} \bar{\nabla} p_l) - \bar{\nabla} \cdot (D_{ev} \bar{\nabla} p_v) + \bar{\nabla} \cdot (K \bar{\nabla} T) + q_e + \frac{\partial}{\partial z} g(D_{el} \rho_l + D_{ev} \rho_v) + \frac{\partial A_e}{\partial t} = 0 \quad (6.13)$$

ここでエネルギー及び質量に対するトランスミッシビリティ D_e と D_m は、

$$D_{ev} = h_v D_{mv}, \quad D_{el} = h_l D_{ml} \quad (6.14)$$

と、

$$D_{ml} = \frac{k R_l \rho_l}{\mu_l}, \quad D_{mv} = \frac{k R_v \rho_v}{\mu_v} \quad (6.15)$$

によって与えられる。

もし、 q_m が坑井からの生産流量とすれば、生産エネルギー量 q_e は、

$$q_e = q_v h_v + q_l h_l \quad (6.16)$$

となる。ここで、 h_v と h_l は蒸気と流体の質量比で、また

$$q_v = \sigma q_m, \quad q_l = (1 - \sigma) q_m \quad (6.17)$$

更に、 σ は

$$\sigma = \frac{1}{\left(1 + \frac{\rho_l R_l \mu_l}{\rho_v R_v \mu_v}\right)} \quad (6.18)$$

である。この式から相対浸透率比 R_l / R_v が生産流体の気液比を規定することが分かる。

上述したように、FEHM はネバダ州ヤッカマウンティンにおいてアメリカエネルギー省(DOE)が進めている核廃棄物地層処分のアセスメントを行うため、非凝縮性ガスの流れを考慮して不飽和帯の流体流れをシミュレートできるように改良が加えられた。また、能動的なトレーサ試験の評価や岩石-流体間の相互作用を考慮できるように種々の改良が加えられ、現在では FEHMN と呼ばれている(Zyvoloski et al., 1993)。

FEHMN では次式によってトレーサの移流拡散を求めている。

$$\begin{aligned} & -\bar{\nabla} \cdot (C_l D_{ml} \bar{\nabla} p_l) - \bar{\nabla} \cdot (C_v D_{mv} \bar{\nabla} p_v) + \bar{\nabla} \cdot (D_c \bar{\nabla} C_l) \\ & + g \frac{\partial}{\partial z} (C_l D_{ml} \rho_l + C_v D_{mv} \rho_v) + \frac{\partial A_c}{\partial t} + q_c = 0 \end{aligned} \quad (6.20)$$

ここで、 C はトレーサの濃度を示し、新たに付け加わった $\bar{\nabla} \cdot (D_c \bar{\nabla} C_l)$ が拡散項である。(6.20)式に更に吸着項 $\rho_r \frac{\partial C_R}{\partial t}$ を加えることにより、岩盤への吸着を考慮することができる。吸着モデルは線形、ラングミュア、フロイントリッヒ、修正フロイントリッヒの4つのモデルから選択できる。また、(6.20)式のソース項に次

式の項を加えることで化学反応を考慮することができる。

$$q_{cR} = \frac{a_1 C_l^{a_2}}{a_3 + a_4 C_l} \quad (6.21)$$

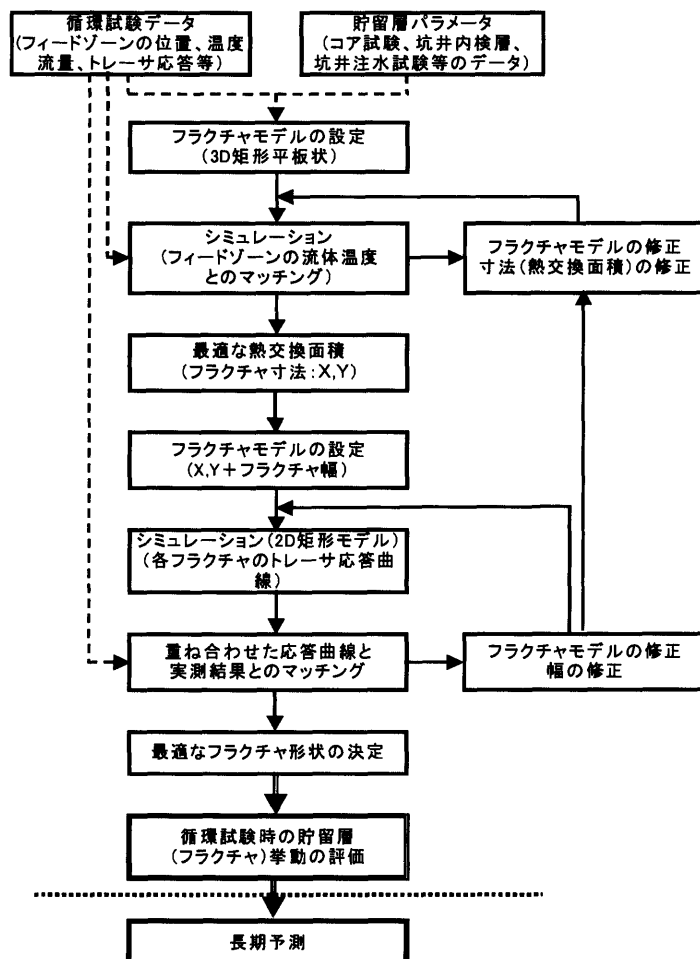
通常、(6.21)式は $q_{cR} = a_1 (C_l - a_2)$ と単純化して使用することが多い。ただし、肘折 HDR 実験場でのトレーサ試験においては KI や KBr などの非反応性トレーサを使用したため、今回行ったシミュレーションではトレーサ物質の吸着や化学反応については考慮していない。

6-3 3ヶ月循環試験中のトレーサ応答評価

6-3-1 評価方法

3ヶ月間の循環試験(Exp.9102)中に実施したトレーサ試験の解析は、図 6-1 に示す手順によって行った。即ち、最初にフラクチャ毎に求めた生産流体温度の経時変化とのマッチングをもとにしてそれぞれのフラクチャの熱交換面積を求め、次いでこのフラクチャ内を流れるトレーサ応答を実際のトレーサ試験結果とマッチングさせることによりフラクチャの幅を求めた。

図 6-1 数値シミュレーションによる Exp.9102 解析の流れ(今回長期予測は行っていない)



Exp.9102 中には貯留層内を流れる循環流体の挙動を明らかにするため、各生産井においてそれぞれ12回のPTS検層が行われている。このPTS検層結果を基にそれぞれのフラクチャを流れる流体の流量と温度の経時変化を求め、FEHM シミュレーションにより求めた計算結果との比較から、実測値に最も良く一致するフラクチャの大きさを熱交換面積とした。シミュレーションを簡単にするため、フラクチャ形状としては矩形の三次元モデルを使用した(図 6-2)。HDR-2 や HDR-3 の主要フラクチャでの要素分割は、X 方向に21、Y 方向に7、Z 方向に10分割とし、HDR-2 のゾーン1や2のように注入点から生産点への距離が長い場合、X 方向の分割数はより多くとった。

得られたフラクチャ寸法を基にして、更にFEHMによるトレーサの流動シミュレーションを行い、トレーサ応答曲線とのマッチングによってフラクチャの幅を求めた。トレーサの応答を求める場合、二次元モデルを採用し、X、Y 方向に最大で0.5mで分割を行った。なお、坑井近傍については数値分散を防ぐために0.2mと細かくメッシュを切った。例えば、HDR-3 のゾーン3では、X 方向82mを158分割、Y 方向70mを72分割した。トレーサの応答は生産井坑口で観測されたものなので、実測された応答曲線とシミュレーション結果とをマッチングする際には、生産井内の流動を考慮しながら各フラクチャのトレーサ応答曲線の重ね合わせを行った。フラクチャ幅を変化させてもトレーサ試験との十分なマッチング結果が得られない場合、熱交換面積(フラクチャの寸法)を再度修正し、最適なマッチングが得られるように努めた。

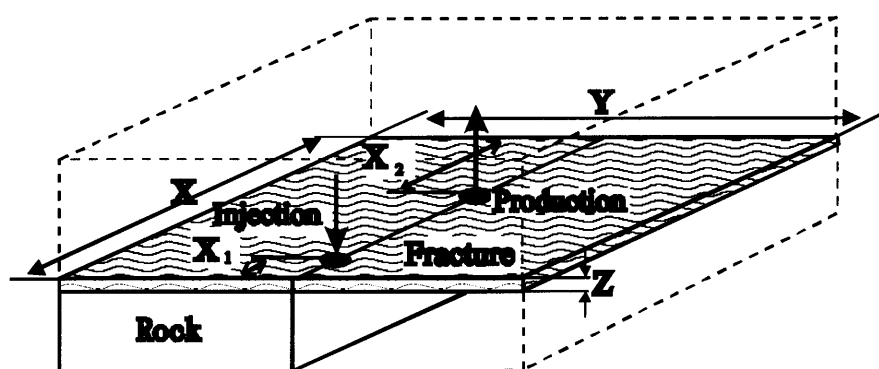


図 6-2 熱交換面積を求めるために用いたフラクチャモデル

6-3-2 流量と温度の変化

Exp9102 中に SKG-2 坑底部から貯留層に流入した流体は、貯留層内のフラクチャを経由して3本の生産井に達する。それぞれの生産井坑内における流体の流入位置を特定するとともに、そこでの流量や温度を評価するために、PTS(圧力、温度、流量)検層が行われた(宮入他, 1991)。図 6-3 に PTS 検層によって得られた各生産井の1,500m以深における循環試験開始前及び循環試験中の温度断面図を示す。

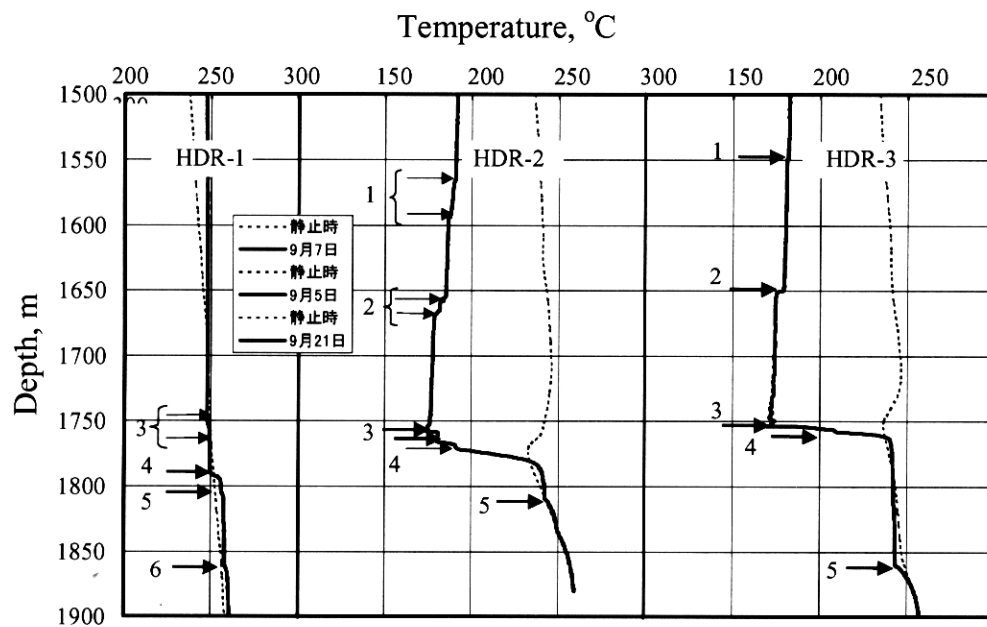


図 6-3 PTS 検層により求められた Exp.9102 中の生産井裸坑部の温度変化

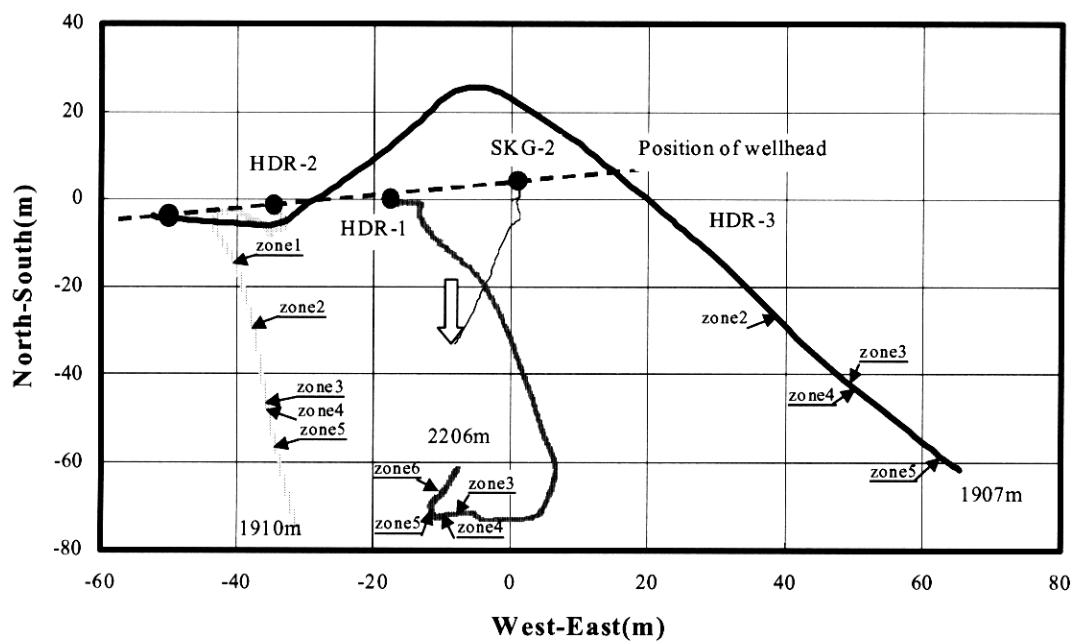


図 6-4 各坑井の水平面に投影した坑跡と上部貯留層の流体注入点(白抜き矢印)と各生産井における生産ゾーン

各坑井の温度曲線上に急激な変化(温度異常)が数箇所見られる。この位置で坑井内へ岩盤温度と異なる温度の流体が流入していることを示しており、生産流体のフィードゾーン(流入箇所)と呼ばれている。図中には顕著と思われるフィードゾーンを矢印で示し、上から順に番号をつけてある。HDR-1 井では Exp.8902 後に下部貯留層の水圧破碎を行うために裸坑部分に PBR ケーシングライナーが設置されたため、この PTS 検層結果からはハッキリしないが、Exp. 8902 の際に深度 1,530m, 1,628m の 2 箇所においてもフィードゾーンが確認されている。このため、HDR-1 井のフィードゾーンとしては”3”から番号をつけてある。図 6-4 はそれぞれのフィードゾーンを各坑井の坑跡の水平投影上に矢印で示したものである。各坑井それぞれに同一の番号をつけたフィードゾーンは、東西方向高角北落ちの同一平面内に位置していると考えられている(例えば Matsunaga, 1997; 手塚, 1997)。

PTS 検層は原則として各坑井毎に週 1 回の測定が行われ、試験期間中に各坑井毎に 11~12 回の PTS 検層データが得られている。このため、ある時点での生産井におけるフィードゾーンの位置、生産量及び温度を求めることができるだけでなく、循環試験期間中のフィードゾーン毎の生産量と温度の経時変化を求めることができる(宮入他, 1991)。

図 6-5~図 6-7 に PTS 検層から得られた循環試験中の HDR-1 井、HDR-2 井および HDR-3 井の各フィードゾーンの流量変化を示す。ただし、各ゾーンからの生産流量としては PTS 検層の測定期間毎の平均流量を表記してある。また、流量変化に関する図中の点線は、Exp.9102 の期間を3あるいは4区間に分けて 1 次あるいは 2 次曲線で近似したものである。

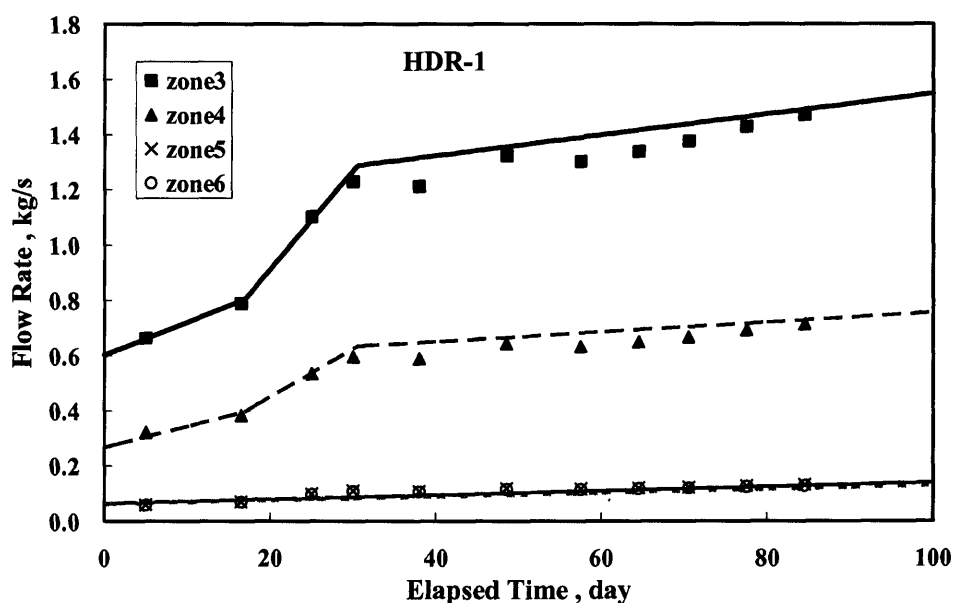


図 6-5 PTS 検層により求めた循環試験中の HDR-1 井各フィードゾーンの流量変化

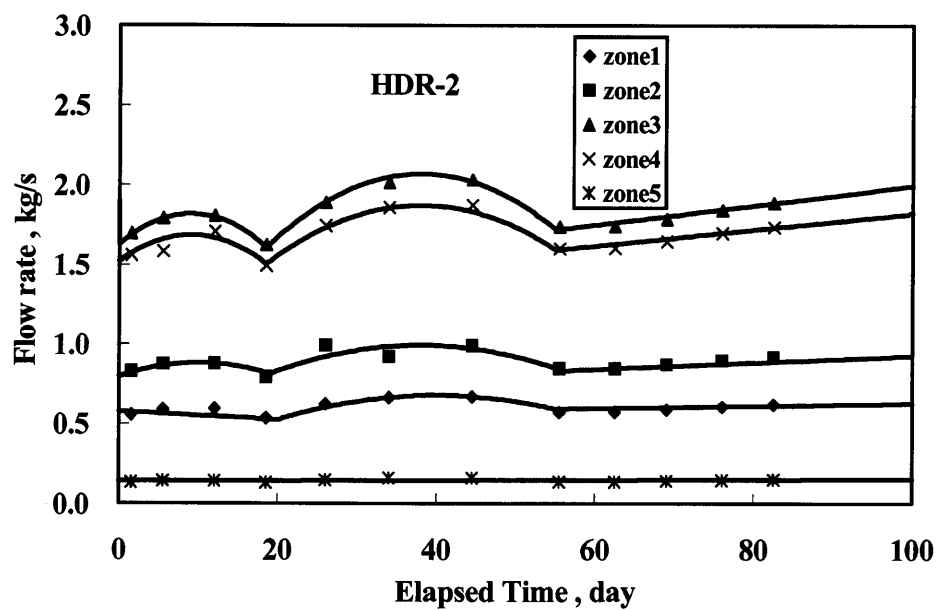


図 6-6 PTS 検層により求めた循環試験中の HDR-2 井各フィードゾーンの流量変化

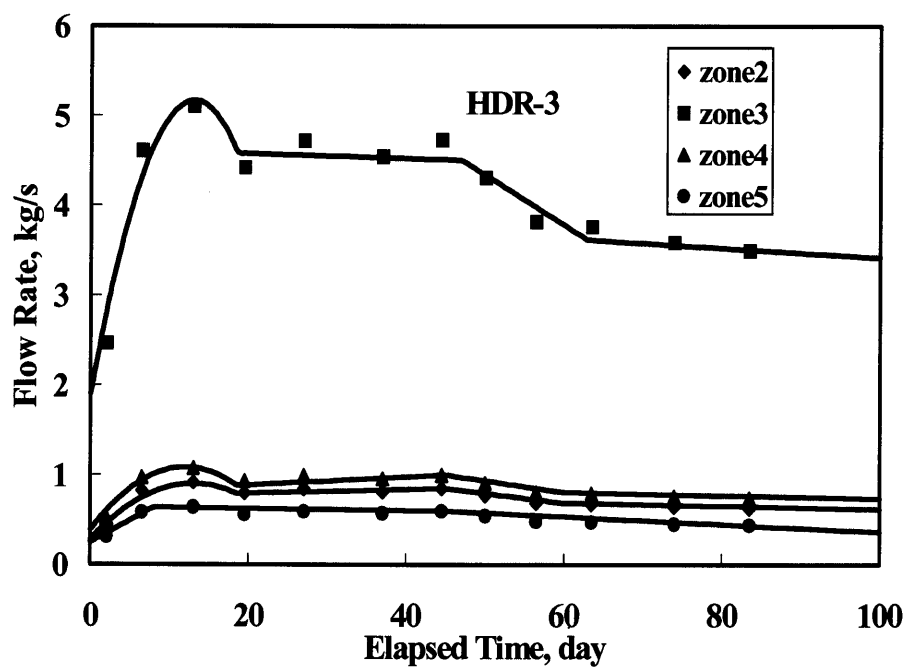


図 6-7 PTS 検層により求めた循環試験中の HDR-3 井各フィードゾーンの流量変化

上述したように、HDR-1 井では下部貯留層への注入のために深度 2,150m から上部にセメントライナーが設置されていたため、ライナーの外側を流れる各ゾーンからの生産流体の流量変化は PTS 検層によって直接測定することができない。このため、図 6-5 に示した HDR-1 井の各ゾーンの流量変化は、坑井の温度分布から生産流量分布を求める方法 (Murphy, 1982) により推定したものである。また、HDR-3 井のゾーン 1 では生産流量に寄与するような流量変化は認められないので、図 6-7 ではゾーン 1 を除外してある。更に、平均流量を求める際には単独坑井生産試験を行った期間を除いて計算してある。

図 6-5～図 6-7 から、①各生産井のそれぞれのゾーンによって生産流量が異なること、②温度変化の大きな箇所、すなわち HDR-1 井のゾーン 3、ゾーン 4、HDR-2 井のゾーン 3、ゾーン 4 および HDR-3 井のゾーン 3 で生産流量に対する寄与率が高くなっていることが分かる。

6-3-3 熱交換面積の推定

Exp.9102 では、注入流量の約 80%に相当する熱水が各ゾーンを経由して回収されている。このため、上述したように各ゾーンに対応した熱抽出面積と等価な抽熱能力を示すフラクチャモデル (図 6-2) を仮定して、その熱交換面積の評価を試みた。

そのため、以下の仮定を行った。

- ① SKG-2 井坑底部から注入された流体は独立したフラクチャを流れて生産井のゾーンから生産される。すなわち、PTS 検層で得られた各ゾーンの生産流量は対応するフラクチャへの注入流量と等しいものとした。
- ② 図に示すように、熱交換のためのフラクチャ面のモデルは注入井および生産井に垂直な平面とした。2 本の坑井間距離は SKG-2 の注入深度 1,800m の点と生産井のフィードゾーン間の直線距離とした。この坑井間距離を表 6-1 に示す。なお、モデルはフラクチャ面に対して鉛直方向に面对称で、かつ 2 坑井を通る平面に対して対称とした。
- ③ 循環試験開始前の PTS 検層で得られた各ゾーンと坑井との交差位置の岩盤温度をフラクチャ面の初期温度とした。
- ④ フラクチャ幅はドイツファルケンベルグでの水圧破碎時の計測結果を基にして 2mm と仮定し (Jung, 1987)、フラクチャおよび岩盤を多孔質体として取り扱った。

表6-1 注入井SKG-2と各生産井の生産ゾーン間の直線距離(m)

	HDR-1	HDR-2	HDR-3
Zone 1	—	220	—
Zone 2	—	140	160
Zone 3	60	50	70
Zone 4	40	50	70
Zone 5	40	40	100
Zone 6	70	—	—

シミュレーションに使用した貯留層の各パラメータの値を表6-2に示す。このうち熱伝導率、密度および間隙率としては肘折から採取した岩石コアの測定値を用い、岩石の比熱は2坑井間循環試験シミュレーションに用いた花崗岩に対する値を用いた(山口他, 1990)。

表6-2 FEHMシミュレーションに使用した各パラメータ値

Parameter	Value
Permeability	
Fracture	$2.0 \times 10^{-9} \text{ m}^2$
Rock	$1.0 \times 10^{-15} \text{ m}^2$
Rock thermal conductivity	$3.0 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
Water specific heat	$4.2 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
Rock specific heat	$1.0 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
Rock porosity	0.02
Rock specific gravity	2.7
Injection flow temperature	55 °C
Boundary impedance	$1.0 \times 10^{-30} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{MPa}^{-1}$

FEHM ではモデル境界面と境界面と接するモデル内部の圧力差に応じてモデル境界から外部へ流体を流出させることができる。今回はフラクチャ内を流れる流体量はフィードゾーンから生産される流量と等しいと仮定したため、モデルの系外へ流出する流体の流量を規定するパラメータである境界インピーダンスを $1.0 \times 10^{-30} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{MPa}^{-1}$ と非常に小さい値に設定し、外部への流出を制限した。

SKG-2 井に注入された循環流体は坑井を流下する間に加熱され、フラクチャに注入される際には温度が高くなっている。このため、坑井内流動シミュレーション(Wellbore Heat Transfer; WBHT)コードを用いて、フラクチャ内へ流入する流体温度を求めた。前述したように Exp.9102 での注入流量は $16.7 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$ に保

たれた。この流量によって SKG-2 井坑口から 40℃の水を注入すると、SKG-2 井の注入点(深度 1,800m)での温度は約 55℃となった。そこで今回のシミュレーションではフラクチャへ注入する流体温度は 55℃とした。

フラクチャ部の透水係数は、次のような手順で決定した。まず、注入井と坑井間隔が 40m で、それぞれの坑井とモデル境界との距離が 50m としたモデル、すなわち注入井と生産井を含むフラクチャ面の面積として 140m×100m のモデルを選んだ。次に、PTS 検層より得られたそれぞれのフラクチャへの注入流量の最大値 $5.0 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$ と最小値 $0.5\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ の二つのケースに対して、フラクチャ部の透水係数を 1.0×10^{-8} ~ $1.0\times 10^{-11} \text{ m}^2$ の間で変化させて生産流量の割合(回収率)がどのように変化するかを調べた。その結果、透水係数が $2.0\times 10^{-9} \text{ m}^2$ より大きい場合、シミュレーションを開始して数時間経過すると注入した水のほぼ全量が生産井から回収されることが分かった。このためフラクチャの透水係数は $2.0\times 10^{-9} \text{ m}^2$ とした。

これら各値を用い、以下に示す手順で各ゾーンの熱交換面積を求めた。

- ① 図 6-2 に示したように、注入井と生産井を含む方向のモデル境界面を結ぶ距離を X 、2 坑井を通る直線とその直線に平行な境界面との距離を Y として、この X および Y に任意な値を与える。ただし、生産井 HDR-1 井、HDR-2 井および HDR-3 井は注入井 SKG-2 の東西に位置しており、SKG-2 から注入された流体は直接それぞれの生産井に向かって流れたものと見なすことができる。このため、 X 方向の境界を設定する場合、注入井とモデル境界面との距離 X_1 を 1m と固定し、生産井とモデル境界面の距離 X_2 のみを変えることとした。
- ② 前述のパラメータを用いて計算を行い、 X および Y の値を変えて生産井の温度変化を調べる。
- ③ 各ゾーンの温度の実測値に最も合う温度変化を示すような X および Y の値を求め、この積の 2 倍の値を熱交換面積とする。

図 6-8~6-10 に各ゾーンの温度の実測値(◆、●印等で示す)と、シミュレーションによって得られたそれに最もマッチする温度変化曲線を示す。その時の熱交換面積を表 6-3 に示す。ただし、HDR-1 井のゾーン 3 およびゾーン 4 では X_1 を 1m とすると実測値に合う結果が得られなかったもので、 X_1 を試行錯誤的に変化させ計算を行ったところ最終的に 20m が最適値となった。これは、HDR-1 井の各ゾーンからの生産流体の温度が HDR-3 井に比べて高いことに起因していると考えられる。そのため、HDR-1 井のゾーン 3 やゾーン 4 の熱交換面積は、HDR-2 井や HDR-3 井の熱交換面積に比べてかなり大きい値となっている。しかし、SKG-2 井と HDR-1 井間の距離は約 40m と SKG-2 井と他の坑井間の距離に比べて大きいわけではないので、SKG-2 井から HDR-1 井の各ゾーンに到るまでの流路はモデルで設定したように平面ではなくて、三次元的で複雑なフラクチャ面により構成されていると考えられる。

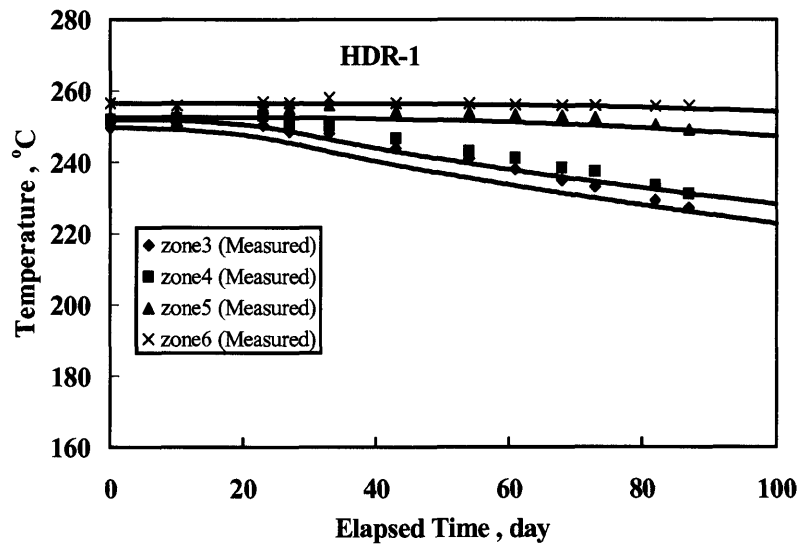


図 6-8 HDR-1 坑井の各フィードゾーン温度変化のマッチング結果

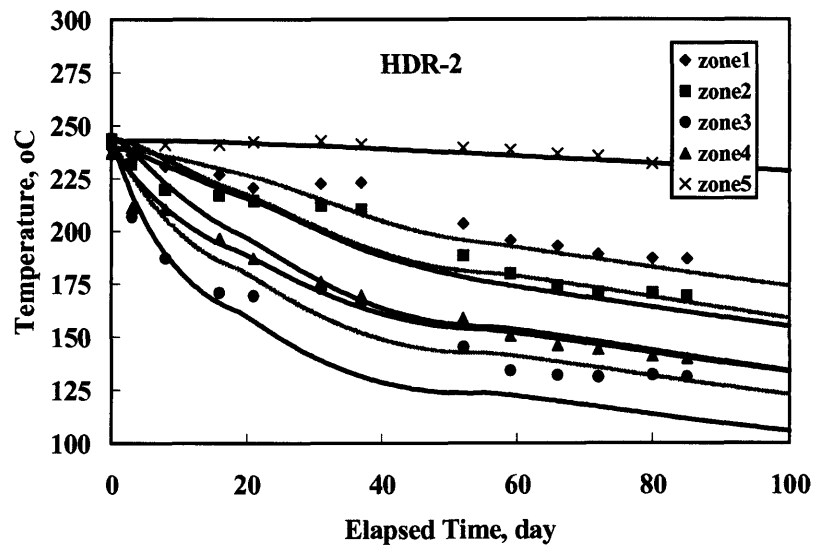


図 6-9 HDR-2 坑井の各フィードゾーン温度変化のマッチング結果

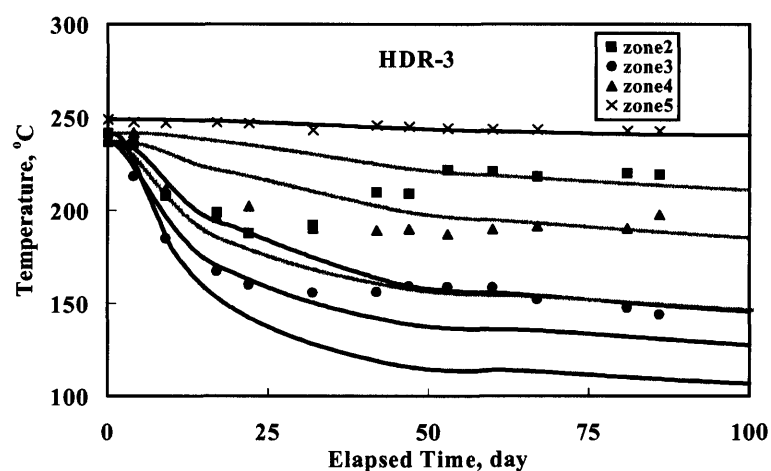


図 6-10 HDR-3 坑井の各フィードゾーン温度変化のマッチング結果

図 6-8～6-10 より分かるように、実測結果とのマッチングを行う場合、Exp.9102 の全実験期間 100 日間にわたって実測値とシミュレーションの結果が良くマッチングする場合と、循環試験の前半と後半とで別々な熱交換面積を仮定しないとマッチングが困難な場合があった。すなわち、HDR-2 井のゾーン 1～ゾーン 3 と HDR-3 井のゾーン 2～ゾーン 4 については、循環試験の初期の温度変化にマッチングするような熱交換面積の値を用いて 100 日間の温度変化を求めたところ、後期においては計算値が実測値よりかなり小さい値となった。従って、全期間にわたって両者がマッチングするようにするためには、循環試験中の途中で熱交換面積を増やして計算する必要がある。このようなケースに対して今回のシミュレーションでは、循環前期と後期とで熱交換面積を変化させて計算を行った。それら熱交換面積の変化も表 6-3 に示してある。

表6-3 シミュレーションで求めた各生産ゾーン毎の熱交換面積(m²)

	HDR-1	HDR-2		HDR-3	
		前半	後半	前半	後半
Zone1	—	1,330	1,550	—	—
Zone2	—	1,480	2,070	670	3,340
Zone3	12,000	1,980	2,840	6,660	8,880
Zone4	9,600	3,120	3,120	1,620	2,920
Zone5	1,260	1,030	1,030	4,490	4,490
Zone6	1,440	—	—	—	—

なお、天満他(1994)は FEHM により求めた表 6-3 の熱交換面積と Gringarten 他(1975)の簡易的な一次元解析モデルを用いて求めた熱交換面積との比較を行い、両者が比較的良く一致することを示し、単純な平面的フラクチャに対しては簡易的な Gringarten モデルを用いても十分に熱交換面積の推定が可能であると述べている。

6-3-4 フラクチャ幅の推定

(1) トレーサ応答のシミュレーション手順

循環試験中に実施した6回のトレーサ試験の内、循環試験を開始直後の流体の生産がほぼ安定した8月19日にトレーサを注入した第1回試験と、HDR-2～HDR-3 両坑井の単独生産試験時に実施した第3回および第4回試験、更に単独坑井生産試験終了後、再度3坑井生産に移行直後に実施した第5回試験について FEHM シミュレーションとのマッチングを行った。HDR-1 井については、

- 熱交換面積の評価から流路がモデルで設定したように平面ではなく、三次元的で複雑なフラクチャ面により構成されているものと考えられたこと、
- トレーサの応答は流路の容積と流量の変化に鋭敏であるが、6-2 で述べたように HDR-1 井では PBR/ケーシングライナーの設置により生産流量が実測されておらず、シミュレーションのためのデータが十分とはいえないこと、

からシミュレーションを実施しなかった。

HDR-2 及び HDR-3 におけるシミュレーションは以下の手順によって行った。

- ① HDR-2、HDR-3 井のゾーン毎に、生産流体温度の経時変化とのマッチングによって求められた矩形フラクチャモデルを用い、トレーサ移流分散シミュレーションを行った。
- ② トレーサの数値拡散を防ぐために、熱抽出のシミュレーションに比べて矩形フラクチャモデルの要素分割を細かくした。具体的には、熱抽出のシミュレーションに比べて二次元平面での要素数を増やし、縦(注入井から生産井への)方向に 162、横方向に 72 の要素分割を行った。
- ③ 分散長 α が $0 \sim 1\text{m}^{-1}$ の範囲について予備的な検討を行ったところ、この範囲ではトレーサの応答にほとんど差が認められなかったため、以降はシミュレーションを簡単にするため α は 0 とした。
- ④ 現場では、注入井坑口近傍で循環ラインに投入したトレーサの応答を生産井坑口で観測している。これに対して数値シミュレーションはそれぞれのフラクチャに対して行っているため、実測値とのマッチングを行う場合には、坑井内の流動による影響を差し引くとともにそれぞれのフラクチャの応答を重ね合わせる必要がある。
- ⑤ 注入井側については第4章の検討結果を基に、トレーサのフラクチャ流入濃度は坑口での投入濃

度に等しいと仮定した。一方、生産井側についてはそれぞれのフィードゾーンから坑井に流入するトレーサは、その位置で他のフィードゾーンからの流体と完全混合すると仮定し、トレーサ応答曲線の重ね合わせを行った。

- ⑥ 実測値とのマッチングを行う際には、最も応答の早いピークから順に行い、それぞれのフラクチャについて最も良いマッチングが得られる幅を求めた。ただし、十分なマッチングが得られない場合、①のフラクチャモデルの寸法について多少の変更を行い、マッチングを繰り返した。

なお、生産ゾーンの圧力は PTS 検層により観測しているだけで経常的に観測しておらず、しかも坑口付近で流体の生産が二相流状態になっており坑内圧力も変動していると考えられたため、坑内圧力をパラメータとしたシミュレーションは今回行っていない。

(2) シミュレーションによるマッチング結果

第1回及び第5回のトレーサ試験における HDR-2、HDR-3 両生産井のトレーサ応答に対するマッチング結果を図 6-11(a)(b)と図 6-12(a)(b)に示す。

HDR-2、HDR-3 両坑井ともに第1回目のトレーサ試験結果の方がマッチングの一致状況が良く、特にピークの出現時間、濃度ともに実測結果と良く一致していることが分かる。テール部分については必ずしも十分なマッチング結果とはなっていないが、それでも第5回試験のマッチング結果と比べて実測値との差は少ないことが分かる。

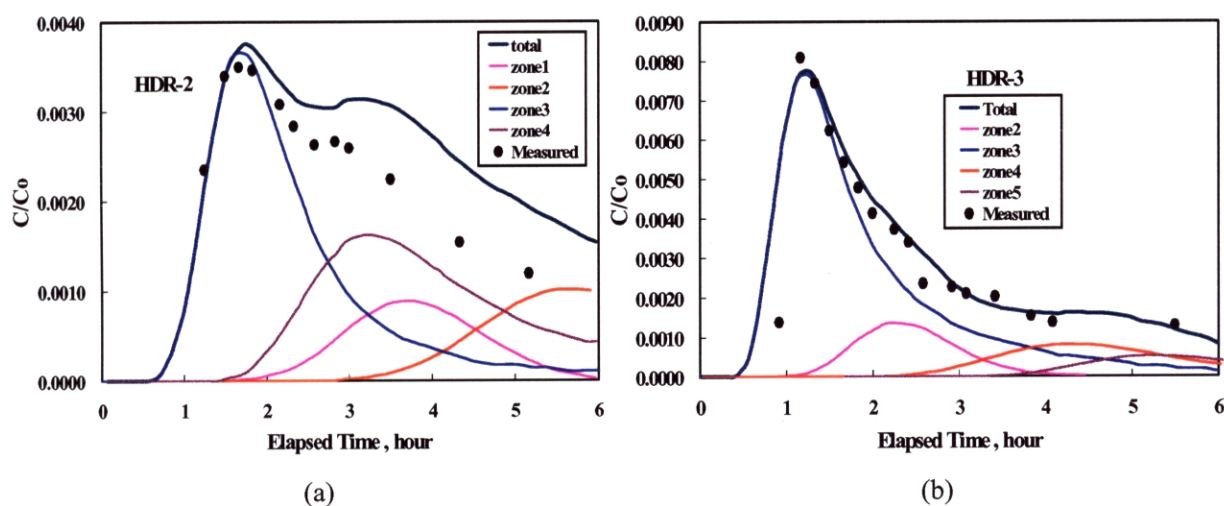


図 6-11 Exp.9102 の循環開始初期に行った第1回トレーサ試験におけるトレーサ応答のマッチング結果、(a) HDR-2、(b) HDR-3

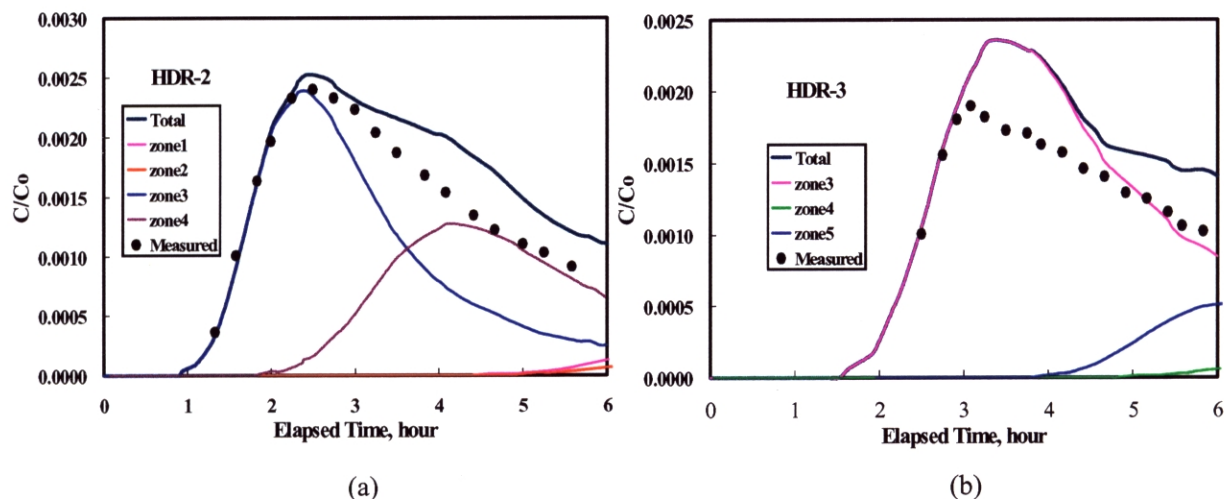


図 6-12 Exp.9102 の循環後半に行った第5回トレーサ試験におけるトレーサ応答のマッチング結果. (a)HDR-2、(b)HDR-3

HDR-2 井ではピークの出現時間、濃度は実測値とほぼ一致しているものの、循環試験開始して早い段階で実施した第1回試験と比べて、一連の単独坑井試験が終了した循環試験の後半に実施した第5回トレーサ試験ではトレーサ応答曲線のテール部分で差が大きくなっていることが分かる(図 6-12(a))。HDR-3 井では、図 6-12(b)からも明らかなように、第5回トレーサ試験結果のマッチングが HDR-2 井に比べて更に難しくなり、ピーク出現時間を実測値と一致させると濃度を十分にマッチングさせることは困難であった。この原因については循環試験の経過に伴う流路の変化を含めて次節で考察することにする。

今回のシミュレーションにより最も良いマッチングが得られた二次元平板状フラクチャの寸法を表 6-4 に示す。

表 6-4 トレーサ試験結果とのマッチングによって求めたフラクチャ寸法

坑井	流路	深度, m	フラクチャ寸法 (m) と流体回収率			
			第1回試験 (8/19)		第5回試験 (10/2)	
HDR-2	Zone1	1564, 1594	222 x 6 x 0.006	0.12	222 x 8 x 0.010	0.11
	Zone2	1654, 1668	146 x 10 x 0.013	0.15	148 x 14 x 0.014	0.19
	Zone3	1753, 1758	66 x 30 x 0.008	0.29	71 x 40 x 0.009	0.37
	Zone4	1766, 1775	71 x 44 x 0.014	0.37	71 x 44 x 0.014	0.29
	Zone5	1810	43 x 24 x 0.002	0.07	43 x 24 x 0.002	0.04
HDR-3	Zone2	1649	167 x 4 x 0.012	0.04	167 x 20 x 0.012	0.12
	Zone3	1754	82 x 70 x 0.006	0.72	82 x 120 x 0.012	0.68
	Zone4	1759	81 x 20 x 0.012	0.13	81 x 36 x 0.012	0.12
	Zone5	1861	102 x 44 x 0.002	0.11	102 x 44 x 0.002	0.08

・流体回収率は各坑井毎の割合

6-4 3ヶ月循環試験によるフラクチャの経時的な変化

6-4-1 フラクチャ形状

表 6-3 から分かるように、生産流体の温度変化とのマッチングによって求めた各流路の熱交換面積は一部の流路を除いて $1,000 \sim 5,000 \text{ m}^2$ の範囲にあるが、各フラクチャにおける坑井間距離との間には明瞭な相関は認められない。ただし、両生産井の $1,650 \text{ m}$ 以浅と導通している坑井間距離の長いフラクチャ、即ち HDR-2 井におけるゾーン1、ゾーン2、HDR-3 のゾーン2では、表 6-4 に示されるように流れの方向と直行する Y 方向の長さが小さく、縦横比が大きな長細い矩形形状となっていることが分かる。これに対して SKG-2 井の注入点から生産井までの距離が比較的近く、かつ流体生産への寄与が大きなフラクチャ、即ち HDR-2 井のゾーン 3 とゾーン 4 および HDR-3 井のゾーン 3 は、Y 方向の幅が広く、縦横比が小さな正方形に近い形状を示していることが分かる。しかし、HDR-2 のゾーン5、HDR-3 のゾーン4やゾーン5のように縦横比が小さくても生産への寄与が小さく、流体の生産量が少ないフラクチャもあり、縦横比が小さいフラクチャで必ずしも導通が優勢というわけではない。

次にトレーサ試験とのマッチングの結果得られたフラクチャ幅の検討を行う。表6-4より分かるように、肘折 HDR 貯留層のフラクチャ幅は $2 \sim 14 \text{ mm}$ の範囲にある。これらのフラクチャ幅についても注入井と生産井間の導通特性の良否(生産へ寄与率)との明瞭な相関は認められない。ただし、両坑井とも最も深い生産ゾーンのフラクチャ幅が 2 mm と、他のゾーンに比較して極端に小さくなっていることが分かる。

深度 2 km 近い花崗岩体中のフラクチャ幅として、求められた $2 \sim 14 \text{ mm}$ という値は妥当なものかどうかを検討するため、他の HDR 実験場において報告されている値との比較を行う。Dash & Murphy (1985)はフェントンヒルでの注水試験結果を基にして、フラクチャ幅を $0.3 \sim 2.3 \text{ mm}$ と推定している。一方、Richards 他(1994)はローズマノウス実験場でのフラクチャ幅をフェントンヒルより更に狭い $50 \sim 600 \mu\text{m}$ と推定している。また、既に 6-3-2 で述べたように、Jung (1987)はファルケンベルグ実験場での注水試験によってフラクチャ幅をフェントンヒルの上限に近い 2 mm と求めている。今回求めたフラクチャ幅はこれら報告値に比較して1桁大きいことになる。しかし、一般にトレーサ試験から求まる(質量バランス)フラクチャ幅は、注水試験などによって求まる(摩擦損失)フラクチャ幅と同程度かより大きくなるとされている(Tsang, 1992)。Robinson(1985)もフェントンヒルにおける有効熱交換面積から推定したフラクチャ幅と摩擦損失フラクチャ幅の比較を行い、前者が2桁近く大きな値を示すことを指摘している。更に、肘折では下部貯留層造成時の HDR-3 井掘削時のコアリングによって水圧破碎フラクチャと導通が確認された箇所では長さ約 5 m の定方位コアを採取することに成功したが、そのコアには数 mm の開口フラクチャが複数認められている(木谷・手塚, 2002)。これらのことを考慮するとともに、PTS 検層によって流体の流出が把握できる数 m 程度の狭

い範囲に複数のフラクチャが存在する場合があること考えるならば、今回求めた2～14 mm というフラクチャ幅はこれまでに報告された値と矛盾するものではない。

6-4-2 フラクチャ形状の経時的な変化

第1回トレーサ試験と第5回トレーサ試験との約1ヶ月半の間に、温度差の最も大きかった HDR-3 井のゾーン 2 では熱交換面積が約 5 倍に増加し、他のゾーンにおいてもそれぞれ 1.2～1.8 倍増加している(表6-3)。熱交換面積の増加割合が最も大きかった HDR-3 井のゾーン 2 では、図 6-11 に示したように循環初期と後期のマッチング温度の差は約 90℃に達しており、循環中の熱抽出に対してフラクチャ形状の経時変化の効果が大きいことが分かる。

フラクチャ形状変化の原因としては、第5章でも考察したように、単独坑井試験時の貯留層圧力の増加とによるフラクチャの開口・拡大と、熱抽出による岩盤の冷却によるフラクチャの拡大の2つが考えられる。前者は人為的にフラクチャの導通特性を変化させる場合に有効と考えられるが、貯留層圧力の変化によって可逆的な変化を生じ、効果が持続しない恐れもある。一方、岩盤の冷却によるフラクチャ拡大の影響が考えられる場合、注入圧力の低下を引き起こしてポンプ動力低減の点からは有利となるが、注入井と生産井間の限られた流路を流体が流れるいわゆる短絡を引き起こす恐れもあり、貯留層寿命の点からは不利になる可能性がある。このため、生産井坑口の開閉による貯留層内の流動に及ぼす効果を適正に把握し、上記2つの可能性のどちらがあるいはどの程度影響しているかを判断できることが望ましい。しかし、残念なことに単独坑井試験は HDR-1、HDR-2、HDR-3 の順に連続して実施され、その間に3坑井生産を実施していない。このため、トレーサ試験によってそれぞれの単独坑井試験によって注入井と各生産井間の導通性がどのように変化したかを評価することはできなかった。従って、ここでは第5章で RTD 解析によって求めた各坑井間のモード容積 V_m と半波値幅容積 $V_{1/2}$ の変化と、FEHM 数値シミュレーションによって求めたフィードゾーン毎の容積の変化とを比較しつつ、一連の単独坑井試験を実施した前後での貯留層の変化を推定してみる。

表 6-5 には、一連の単独坑井試験を実施する前に行った第1回トレーサ試験と、実施後に行った第5回トレーサ試験時の貯留層容積について、FEHM 数値シミュレーションによって求めた値と、第5章で述べた RTD 解析によって求めたモード容積 V_m 及び半波幅容積 $V_{1/2}$ とを比較した結果を示した。なお、数値シミュレーションでは個別のフラクチャ容積が求まるため、表では各フラクチャの容積を積算した値を坑井間の容積としてある。

表6-5 単独坑井試験前後でのフラクチャ容積の変化

	算定方法		第1回試験	第5回試験	単独坑井試験前後での増加割合
HDR-2	FEHM		89(60)	118(69)	1.33(1.15)
	RTD	V_m	26	39	1.50
		$V_{1/2}$	53	60	1.13
HDR-3	FEHM		71(34)	202(118)	2.85(3.47)
	RTD	V_m	21	30	1.43
		$V_{1/2}$	28	87	3.11

数値シミュレーション(FEHM)の値は全フラクチャの容積を積算したもの。ただし括弧内は流れの卓越するフラクチャ(HDR-2:ゾーン3,4、HDR-3:ゾーン3)だけの容積を示す。

この表から次のことが分かる。

- ① 単独坑井試験の前後ともに、FEHM で求めたフラクチャ(貯留層)容積は RTD 解析によって求めた V_m や $V_{1/2}$ に比べて相当に大きい。これは、前者が流れに寄与するフラクチャの全容積を表しているのに対して、後者が主な流路やその周辺の容積を表す数値とされていることと一致している。
- ② 単独坑井試験前後での貯留層の変化は HDR-2 と HDR-3 とで異なっており、HDR-3 においては FEHM で求めた全フラクチャ容積と $V_{1/2}$ の増加が著しいが、 V_m の変化は 50% の増とそれほど大きくはない。表6-4に示した各フラクチャの寸法と比較することにより、 $V_{1/2}$ 増加は流れの卓越するゾーン3で、フラクチャの流れと直行する長さ Y と幅が拡大したことが大きく寄与していると推定される。HDR-3 の生産流量の7割がこのゾーン3を流れており、循環の経過により周辺の岩盤の冷却が進み、フラクチャの開口と周辺域の拡大が引き起こされ、 $V_{1/2}$ の増加につながったものと考えられるが、その中で単独坑井試験がどの程度影響を及ぼしたかを判断するには情報が不足している。
- ③ HDR-2 では、それぞれの容積の増加はそれほど大きくはなく、最も大きい変化を示す V_m でも 50% の増に止まっている。この V_m の増加割合は HDR-3 と同程度である。注入井と生産井間を結ぶ最も流れの卓越する部分の容積 V_m の変化には、単独坑井試験の影響よりもむしろ循環に伴う岩盤冷却の影響の方が寄与していると考えられる。
- ④ FEHM で求めたフラクチャ容積の内、生産に寄与する割合の高い流れの卓越したフラクチャの容積は HDR-2、HDR-3 ともに $V_{1/2}$ のほぼ2割増しで、単独坑井試験前後の増加傾向も類似している。このことから RTD 解析によって求められる $V_{1/2}$ の値から、坑井間の流動に大きく寄与するフラクチャ

の主要部分の容積をある程度推定可能と考えられる。

以上のことから、FEHMにより求めた流れの卓越するフラクチャの容積は RTD 解析により求めた $V_{1/2}$ と密接に関係することが分かった。また、注入井と生産井を結ぶ最も流れの卓越する部分では、単独坑井試験よりもむしろ循環の経過による岩盤冷却の影響が大きいと考えられるが、その周辺部分においてはどちらの影響が著しいかを判断するには現在の所情報が不足している。

6-5 考察

6-5-1 生産流体の温度変化を基にした貯留層評価の問題点

生産井での PTS 検層により得られた温度、流量の経時変化とトレーサの応答曲線の数値シミュレーションマッチングを行うことにより、生産に寄与するフラクチャゾーンの熱交換面積とその幅をある程度推定できていることが分かった。しかし、今回の方法を実際の高温岩体発電システムの評価に適用しようとする場合、大きな問題が残されている。その問題とは、熱交換面積の推定を行う際に生産流体温度の経時変化とのマッチングを行っているという点である。

実規模の貯留層を開発しようとする場合を考えると、水圧破碎を行い、生産井との良好な導通が達成され、適正な規模のフラクチャ(貯留層)が造成されたと判断されると、熱抽出のための循環が開始される。しかし、熱抽出のための循環を開始する前、あるいは循環を開始した早い段階では生産流体温度の低下は起きないので、今回用いた手法によって貯留層がどの程度の熱交換面積を持つのかを正確に把握することは困難である。第5章の緒言でも述べたように、HDR 貯留層評価の最終的な目的は、水圧破碎によって造成した貯留層が、想定した期間、想定しただけの熱エネルギーを安定して供給可能かどうかをできるだけ早い段階で把握することである。生産流体の温度低下が生じ始めてから貯留層評価の結果が明らかになるのでは対応が遅れ現実的ではない。このため開発の初期段階に、できるだけ早く HDR 貯留層の熱交換面積を評価する方法が必要である。

6-5-2 複数の流路から生産するトレーサの検出

トレーサ試験によって得られるのは注入井と生産井の間の容積なので、もしフラクチャが1枚で単純な形状をしているとすれば、フラクチャ幅を何らかの方法で推定できれば熱交換面積を計算できる。しかし、6-4-1 で述べたように実際に正確なフラクチャ幅を推定するのは難しいのが現状である。このため、Robinson(1985)はフェントンヒルとローズマノウスでの実験結果から求めた有効熱交換面積 A と、トレーサ試験から求めたモード容積とが両対数グラフで直線関係になることを明らかにし、この関係を基にしてモ

ード容積から有効熱交換面積を推定可能であるとしている。しかし、熱交換面積の算定に当たっては一次元流れにおける温度降下の式を基にしており、肘折を始め各国の HDR 実験場で明らかになっているような複数のフラクチャが関与している場合に、この方法の適応が妥当であるという根拠に乏しい。

複数のフラクチャ(流路)が関与する場合の解析に一般に用いられているのは、上述した FEHM シミュレーションで行ったような最も応答の良いフラクチャから順にマッチングを繰り返す方法である(例えば福田他, 1992; Werner, 1998)。しかし、正確なマッチングを行うためには各流路の流量を正確に把握する必要があるばかりか、滞留時間の長い流路については応答も遅くかつ小さくなるのでマッチング自体非常に困難になる。そのように多数のフラクチャが関与する場合でも、各フィードゾーンのトレーサ応答を個別に把握できれば容易に解析を行うことができるが、そのためには坑井内の各フィードゾーンにおいてトレーサを検出可能な機器の開発が必要である。

このような事例として、フェントンヒル第1期計画では、坑井内 γ 線計測器を開発し、ゾーン毎の ^{82}Br 放射性トレーサの検出例があげられる(Tester 他, 1982)。しかし、我が国では放射性トレーサの使用は不可能なのでこの方法は適応できない。イギリスローズマノウスではフィードゾーンの近くに降下させたパイプを用いて特定の深度からの流体を採取し、注入井と生産井間の流路を把握している(Jones 他, 1992)。これは特殊な装置を必要とせずに現場への適応も簡単だが、熱水を生産するためのパイプのハンドリングにリグを必要とするため費用がかかる点と、パイプの挿入によりフラクチャ相互の流動状況が変化する可能性があるという欠点がある。このような点を考慮すると、将来有望な方法として考えられるのは、光ファイバーを利用した遠隔の蛍光光度測定である。既に、地下水の流動測定用のポータブル測定装置が開発されており(Benischke and Leitner, 1992)、肘折の長期循環試験時にも同様の装置を導入して地表の熱水ラインでの連続測定に既に使用している(Matsunaga et al., 2001)。この結果については第7章で詳細に述べるが、高温高压の坑井内で使用する場合、検出部分のゾンデ組み込み、光ファイバーのケーブル化など解決すべき問題は多い。しかし、レーザーを光源とすることによって温度との同時測定も可能となり、実規模の HDR 貯留層評価のため効果的な測定方法となるであろう。

6-5-3 個別のフラクチャの評価手法

トレーサの応答曲線から貯留層の評価を行う場合、応答曲線のピーク値とその出現時間(あるいはそれまでの積算生産量)のように簡単に得ることができる値を指標とし、貯留層のパラメータを推定できることが望ましい。そこで、6-3-4で説明したと同じ矩形フラクチャモデルを用い、その形状パラメータを変化させることによりピーク濃度やその出現時間がどのように変化するかを調べ、フラクチャ形状との関係を調べた。検討した形状パラメータは表6-6に示すように注入井から境界までの距離 X_1 、坑井間距離 D 、フラク

チャの広さ Y 、フラクチャの幅 Z とし、生産井からその後方境界までの距離 X_2 は一定とした。これら各パラメータは肘折上部貯留層で最も導通状況の良かった HDR-3 ゾーン 3 を想定して設定した。

表6-6 数値計算を行ったフラクチャモデルとその形状パラメータ値

フラクチャ	X_1	X_2	D	Y	Z
82m x 70m	1m	11m	70m	70m	2, 4, 6, 8, 10mm
82m x 120m	1m	11m	70m	120m	2, 4, 6, 8, 10mm
112m x 70m	31m	11m	70m	70m	2, 4, 6, 8, 10mm
112m x 80m	31m	11m	70m	80m	2, 4, 6, 8, 10mm
112m x 90m	31m	11m	70m	90m	2, 4, 6, 8, 10mm
112m x 100m	31m	11m	70m	100m	2, 4, 6, 8, 10mm
112m x 120m	31m	11m	70m	120m	2, 4, 6, 8, 10mm
122m x 90m	31m	11m	80m	90m	4, 8mm
132m x 90m	31m	11m	90m	90m	4, 8mm

図 6-13 にフラクチャ容積、即ち $V_f = X \times Y \times Z$ (ただし $X = X_1 + X_2 + D$) と、トレーサの正規化濃度 C/C_0 との関係プロットした。図よりフラクチャ容積と正規化濃度の間に明瞭な反比例関係が認められ、しかもフラクチャの形状が異なってもほぼ同一の曲線上にプロットされることが分かる。ただ1ケース、注入点側の境界までの距離 X_1 を短く設定した 82m x 70m のフラクチャについては、他のプロットに比較して濃度が多少低くなっており、注入点からフラクチャへ流入するトレーサの流動に対して境界の影響が表れている。しかし一方で、境界までの距離が等しい 82m x 120m のモデルではこのような影響が表れておらず、後背域だけでなく横方向への広がり限定された場合に濃度への影響が表れることが分かる。

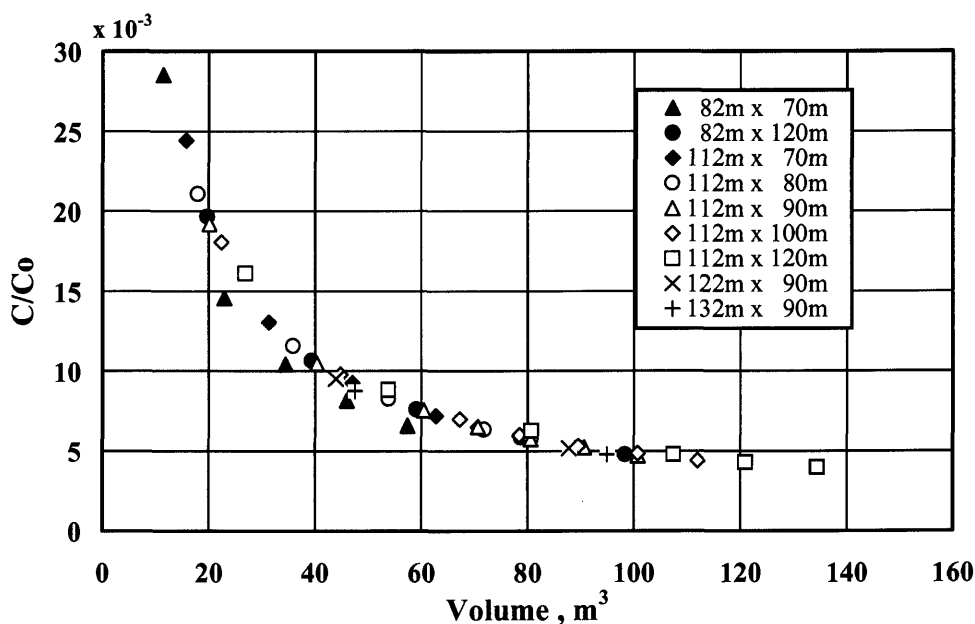


図 6-13 種々の寸法のフラクチャに対するフラクチャ容積と正規化トレーサ濃度との関係

図 6-13 に示した結果は、少なくとも肘折上部貯留層のフラクチャ規模に対しては、フラクチャ毎のトレーサ応答曲線を求めることができればその正規化濃度 C/C_0 からフラクチャの容積 V_f を推定できることを示している。

我々が最終的に求めたいのは有効熱交換面積 A_f である。上述した方法により V_f は推定可能なので、もし何らかの方法でフラクチャの幅 Z を求めることができれば V_f/Z によって簡単に A_f を推定できる。

Z を求める方法としては、まず BHTV や FMI など坑井内において直接フラクチャを観察するものが考えられる。しかし、これらの方法は数 mm のフラクチャ幅を正確に求めるには精度の点で問題がある。また、坑井壁面におけるフラクチャ幅を表しているにすぎず、規模の大きいフラクチャの代表幅を表しているとは考え難い。坑井への注水試験結果を用いてフラクチャ幅を推定することも考えられるが、6-4-1 で述べたように質量バランスフラクチャ幅と摩擦損失フラクチャ幅との差が大きな問題となるし、循環試験中に注水試験を実施する場合、貯留層の状況が変化することが考えられる。この点、トレーサ試験は循環状況を何ら変化させることなく実施できるので、トレーサ試験のデータからフラクチャ幅を推定できれば非常に便利である。このため、トレーサ試験から得られる幾つかの値を基にフラクチャ幅が推定可能かどうかを検討した。

ここでピーク濃度到達時間 t_{\max} に注目すると、 t_{\max} は坑井間を結ぶ流路の容積と注入流量に関係し、流路の容積 V_f は坑井間距離 D とフラクチャの横方向の長さ Y 及び幅 Z に関係すると考えられる。これまでに述べてきたように Z を直接推定するのは困難であるが、 D は既知なので Z/D とトレーサ濃度のピーク到達時間との間に何らかの関係があれば、 t_{\max} から Z を求めることができることになる。このため、パラメータ Z/D と t_{\max} との関係を求めてみた (図 6-14)。

この図より分かるように、トレーサの到達時間には Y 方向の長さも影響するために一義的には Z/D を求めることはできない。しかし、ピーク到達時間が比較的短い場合、例えば図 6-14 において t_{\max} が 120 分の場合を考えると、70m の坑井間距離に対して今回シミュレーションを行ったフラクチャ寸法の範囲では Z/D の範囲は 9.5～13.5 の範囲となるので、フラクチャの幅としては $8.05 \pm 1.38\text{mm}$ が得られる。このフラクチャ幅を基に熱交換面積を求めると、取りうる面積の変動幅は最大でも 20% 以内に収まるので、ほぼ満足できる範囲で熱交換面積の推定が可能といえる。従って、前もって現場の状況を想定した貯留層モデルを設定し流量毎にタイプカーブを作成しておけば、トレーサ試験によって得られるデータから簡便に熱交換面積を推定することが可能といえる。

本章では、トレーサ試験からフラクチャ幅とフラクチャの容積が求まり、これから熱交換面積が推定できる可能性を指摘したが、他方、6-3 では別な手法として循環試験中の温度変化から熱交換面積を求めた (表 6-3)。両手法はお互いにいくつかの仮定を入れた推定であり、お互いの手法によりフラクチャの熱交

換面積などを求め比較することにより、それら手法の適用性についての評価が可能となる。

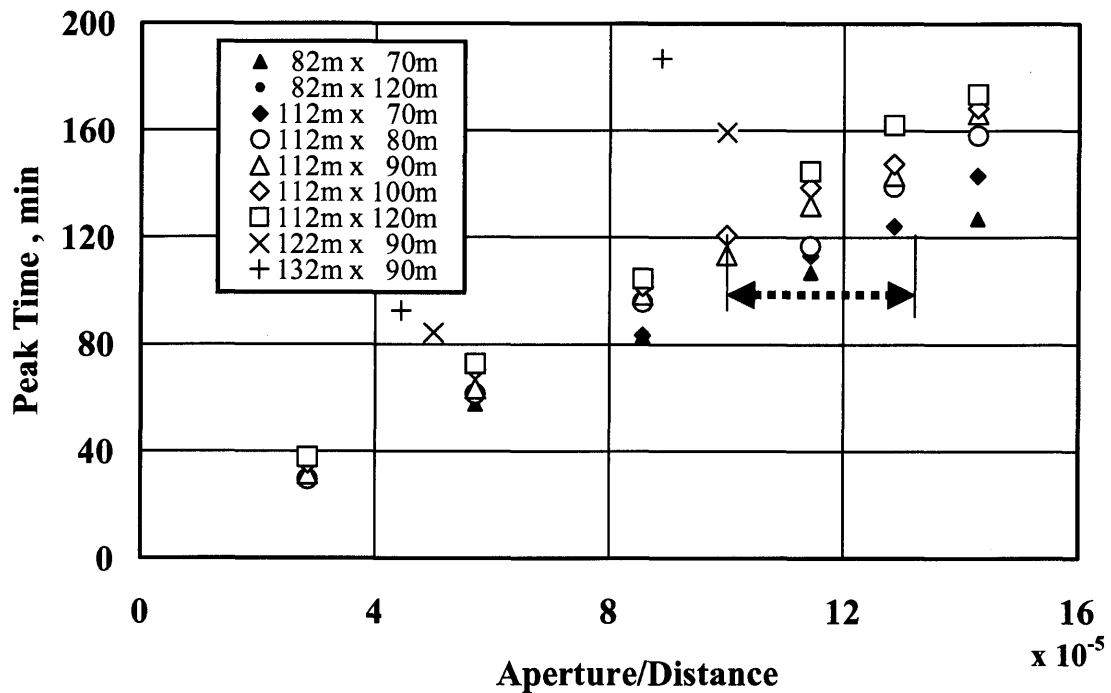


図 6-14 肘折上部貯留層のフラクチャを想定した種々の大きさのフラクチャに対するフラクチャの厚みと坑井間距離の比 (Z/D) とピーク濃度到達時間との関係

このため、トレーサの応答が最も明瞭な第1回トレーサ試験の HDR-3 井ゾーン3を対象として比較を行った。その結果、6-5 の手法で求めた貯留層容積は 49m^3 、フラクチャ幅は 4.5mm 、熱交換面積は $10,800\text{m}^2$ となり、表 6-3 に示した数値シミュレーションとのマッチングによって求めたそれぞれの値 34m^3 、 6mm 、 $5,740\text{m}^2$ とオーダとしては同じだが、多少大きな値となった。

数値シミュレーションにより熱交換面積を求める場合、上述したように生産井内のフィードゾーン毎の温度変化を求める必要がある。このことは、貯留層の温度低下が生産井側に達する、即ち生産井でサーマルブレイクスルーが発生しない限り正確な熱交換面積を得られないことを示しており、HDR 貯留層を安定して運転するためには適当でない。本節で述べた手法は、フィードゾーンでのトレーサのブレイクスルー曲線を求めることができれば、その時点のフラクチャの寸法を概略値として求めることができるという点に特徴があり、さらに一定期間毎に繰り返してトレーサ試験を行うことにより、フラクチャの変化をある程度定量的に把握できるという特徴がある。逆に、複数のフィードゾーンからなる貯留層の場合、フィードゾーン毎のトレーサの応答をいかに求められるかが問題となる。この問題を解決するには坑井内でトレーサを連続測定する手法を開発する必要があるだろう。

6-6 結言

HDR 貯留層においては、長期間安定して熱エネルギーを抽出するために、貯留層の規模を正確に評価するとともに、循環の経過につれて貯留層の状況がどのように変化するかを把握することが重要である。このため、本章では肘折 HDR 実験場で 1991 年に行われた3ヶ月間の循環試験(Exp9102)の対象となった上部貯留層について、試験によって得られた実測値と数値シミュレーションとのマッチングを行い、貯留層の規模及び循環時間の経過に伴う変化を評価した。

まず、循環試験中の PTS 検層から求めたフラクチャ毎の生産流体温度の経時変化とシミュレーションとのマッチングにより、それぞれの流路毎の熱交換面積だけでなく、循環時間の経過による熱交換面積の変化も把握可能なことを明らかにした。肘折上部貯留層の場合、注入箇所から生産井までの導通距離の近いフラクチャほど縦横比が小さく、しかも生産井から注入した流体は注入深度よりも上方へ流動しやすいことを明らかにした。次に、生産流体温度の経時変化とのマッチングにより求めた熱交換面積に、トレーサ試験により得られる応答曲線とのマッチングを加味することで、フラクチャ幅(厚み)を推定可能なことを示した。

今回得られたフラクチャ幅は2～14 mmの範囲にあり、坑井試験から推定された既存の値に比べて1桁大きな値となったが、水圧破碎の導通箇所からの得られたコアに認められるフラクチャの観察結果や手法の違いを考慮すると、得られた数値は既存の報告値と矛盾しないと考えられる。

今回適用した貯留層規模の評価方法では、生産流体の温度低下が最も重要な情報となるが、実際の HDR 貯留層の評価を行う場合には、温度の変化が起こる前に貯留層の評価を行う必要がある。本章ではトレーサ試験結果を評価する際に問題となる複数のフラクチャの流動を評価する方法として、光ファイバーによる坑井内蛍光光度測定の可能性を指摘した。また、前もって現場の状況を想定した貯留層モデルを設定し流量毎のタイプカーブを作成しておけば、トレーサ試験によって得られるデータから簡便におおよその貯留層容積を推定できることを明らかにした。更に、トレーサピーク濃度到達時間と坑井間隔を基にしてフラクチャ幅の概略値を求めることにより、推定した貯留層容積から熱交換面積も推定可能なことを明らかにした。

トレーサ試験は循環試験の条件を乱すことなく実施できるため、循環中の貯留層状況を簡便にしかも正確に把握できることが大きな利点といえる。今回提案した手法を実際の現場データの解析に適用することにより、フラクチャの寸法、即ち熱抽出を予測するために必要な熱交換面積を、より簡便に、より定量的に推定でき、貯留層管理のために有益な情報を提供できるようになる。

参考文献

- Benischke, R. and Leitner, A., 1992, Fiberoptic fluorescence sensors – An advanced concept for tracer hydrology. *Tracer Hydrology*, Hötzel, H. & Werner, A. (eds) , Balkema, Rotterdam.
- Birrell, S.A. and Robinson, B.A., 1988, A three-dimensional model of fluid, heat, and tracer transport in the Fenton Hill Hot Dry Rock Reservoir. *Proc. 13th Annual Workshop on Geothermal Reservoir Eng.*, Stanford Univ., Stanford, CA, Jan. 19-21.
- Dash, Z. and Murphy, H., 1985, Estimating fracture apertures from hydraulic data and comparison with theory. *Trans. Geotherm. Res. Council*, 9.
- 福田道博, 加藤恭子, 糸井龍一, 秋林 智, 1992, トレーサー試験データの解析法. 日本地熱学会誌, 14, 1-12.
- Gringarten, A.C., Witherspoon, P.A., and Ohnishi, Y., 1975, Theory of heat extraction from fractured hot dry rock. *J. Geophys. Res.*, 80, 1120-1124.
- Hayashi, K., and Abe, H., 1989, Evaluation of hydraulic properties of the artificial subsurface system in Higashihachimantai geothermal model field. *J. Geotherm. Res. Soc. Japan*, 11, 203-215.
- 石戸経士, 1997, 地熱貯留層工学 第1回序説－貯留層評価－, 地熱, 34, 61-73.
- Jones, R.H., Jupe, A., Wilkins, C., Willis-Richards, J., and Nicholls, J., 1992, Review of HDR measurement techniques. *Report for AEA Technology, IR02/08*, CSM Associates Limited.
- Jung, R., 1987, Propagation and hydraulic testing of a large unpropped hydraulic fracture in granite. *Terrestrial Heat from Impervious Rocks, Investigations in the Falkenberg Granite Massif* (O. Kappelmeyer and F. Rummel, eds). *Geol. Jb.* E39, 37-65.
- 木谷清一, 手塚和彦, 2002, NEDO 肘折実験場の地質構造と高温岩体貯留層のフラクチャ系. 日本地熱学会誌, 24, 283-297.
- 厨川道雄, ジョージ ジボロスキー, シュラッド ケルカー, 松永 烈, 山口 勉, 1988, 水圧破碎により形成される円板形フラクチャの寸法と形状－高温岩体開発のための水圧破碎によるフラクチャ成長のシミュレーション(第1報). 日本鉱業会誌, 104, 431-436.
- 厨川道雄, ジョージ ジボロスキー, シュラッド ケルカー, 松永 烈, 山口 勉, 1989, 水圧破碎による複数のフラクチャの成長－高温岩体開発のための水圧破碎によるフラクチャ成長のシミュレーション(第2報). 資源・素材学会誌, 105, 221-226.
- Matsunaga, I., Tenma, N., Miyazaki, A., and Kuriyagawa, M., 1995, Characterization of forced flow in a deep fractured reservoir at the Hijiori hot dry rock test site, Yamagata, Japan. *Proc. 8th Int. Congress on Rock Mechanics*, 795-798, Tokyo, Japan.
- Matsunaga, I., 1997, Reservoir evaluation of the Hijiori hot dry rock geothermal system. *Proc. NEDO Int. Geothermal Symposium*, 357-362, Sendai, Japan.

- Matsunaga, I., Sugita, H., and Tao, H., 2001, Tracer monitoring by a fiber-optic fluoremeter during a long-term circulation test at the Hijiori HDR site. *Proc. 26th Workshop on Geothermal Reservoir Eng.*, Stanford Univ., Stanford, Cal., SGP-TR-168.
- Murphy, H. D., 1977, Fluid injection profiles – A modern analysis of wellbore temperature surveys. SPE 6783, Soc. Petroleum Engineers of AIME.
- Murphy, H.D. and Cornwell, D.K., 1982, Transport of tracers through simple fractures, *LANL EES-4 internal memorandum*, May 27.
- Richards, H.G., Parker, R.H., Green, A.S.P., Jones, R.H., Nicholls, J.D.M., Nicol, D.A.C., Randall, M.M., Richards, S., Stewart, R.C., and Willis-Richards, J., 1994, The performance and characteristics of the experimental Hot Dry Rock geothermal reservoir at Rosemanowes, Cornwall (1985-1988). *Geothermics*, 23, 73-109.
- Robinson, B.A. and Tester, J.W., 1984, Dispersed fluid flow in fractured reservoirs: An analysis of tracer-determined residence time distributions. *J. Geophys. Res.*, 89, 10374-10384.
- Robinson, B.A., 1985, *Non-reactive and chemically reactive tracers: Theory and applications*, Ph.D Thesis, Massachusetts Institute of Technology, p.551.
- Robinson, B.A., 1988, A fracture network modeling of a hot dry rock geothermal reservoir. *Proc. 13th Annual Workshop on Geothermal Reservoir Eng.*, Stanford Univ., Stanford, CA, Jan. 19-21.
- Rodrigues, N.E.V., Green, A.S.P., and Barley, R., 1995, Modelling tracer tests in the Rosemanowes HDR reservoir. *Geothermics*, 24, 375-384.
- 白畑洋, 関根英樹, 1998, トレーサー応答解析に関する効率的な高度差分法の研究. 日本地熱学会誌, 20, 1-13.
- 白畑洋, 関根英樹, 2000, 複数の流れの卓越した流路面が接続した流路系を有する地熱貯留層のトレーサー応答シミュレーション. 日本地熱学会誌, 22, 131-142.
- 手塚和彦, 1997, AE 法による肘折高温岩体人工貯留層構造の評価に関する研究, 東北大学学位論文, 222p.
- 天満則夫, 山口 勉, 及川寧己, 厨川道雄, 小林秀男, 松永 烈, ジョージ・ジボロスキー, 1991, 肘折高温岩体貯留層での4坑井間循環試験のシミュレーション. 資源, 3, 251-262.
- 天満則夫, 松永 烈, 厨川道雄, 山口 勉, ジョージ・ジボロスキー, 宮入 誠, 1994, 肘折高温岩体に形成された人工貯留層の亀裂面の熱交換面積の推定. 資源と素材, 110, 539-546.
- Taylor, G., 1953, Dispersion of soluble matter in solvent flowing slowly through a tube. *Proc. Roy. Soc. (London)*, A219, 186-203.
- Tester, J.W., Bivins, R.L., and Potter, R.M., 1982, Interwell tracer analysis of a hydraulically fractured granitic geothermal reservoir. *Soc. Petrol. Engng. J.*, 22, 537-554.
- Werner, A., 1998, TRACI – An example for mathematical tracing-interpretation-model. *In Tracing*

Technique in Geohydrology, Kass, W. ed. p.377, Balkema, Rotterdam.

山口 勉, 佐藤嘉晃, 厨川道雄, 松永 烈, 及川寧己, 光永祥子, ジョージ・ジボロスキー, 1990, 高温岩体抽熱システムの評価のための現場実験とモデル化. 資源・素材学会誌, 106, 843-849.

Zyvoloski, G., 1983, Finite element methods for geothermal reservoir simulation. *Int. J. Numerical and Analytical Methods in Geomech.*, 7, 75-86.

Zyvoloski, G., Dash, Z., and Kelkar, S., 1992, FEHMN 1.0: Finite Element Heat and Mass Transfer Code. *Los Alamos National Laboratory Report*, LA-12062-MS, Rev.1.