

## 第4章 坑井掘削中のトレーサ試験と移流分散

### 4-1 緒言

HDR 貯留層を評価する上で最も重要なことは、どの程度の熱エネルギーをどの位の期間にわたって取り出せるかを把握する点である。その場合、HDR 貯留層内を流れる流体の空間的な分布とその時間的変化が、熱抽出の効率、ひいては貯留層の寿命に大きな影響を及ぼすと考えられる。流体が均質に流れる多くのフラクチャによって形成される HDR 貯留層の方が、ある限定された卓越する流路を持つ貯留層よりも、熱抽出の効率が良いことはいうまでもない。

従って、水圧刺激によって造成されたフラクチャとの導通を達成し、熱抽出を行うための地下システム（貯留層）が形成された段階で行う導通確認試験や、ある期間にわたって循環して熱水の生産状況やその温度などを調べる循環抽熱試験によって、HDR 貯留層内の流体流動状況とその経時的な変化をできるだけ早く把握することが重要となる。トレーサ試験はこのような HDR 貯留層内の流動の違いを把握するために最も効果的な手法と考えられる。また、トレーサ試験を繰り返して行うことにより、流動状況の時間的な変化を的確に把握することができる (Murphy et al., 1999)。

トレーサ試験では、貯留層に注入する流体に指標物質を添加し、貯留層出口側における濃度（分布）を調べることで、流体の貯留層内滞留時間やその容積を推定することができる。このため、高温岩体開発を最初に開始したアメリカのフェントンヒルだけでなく、イギリスのコーンウォール、フランスのラ・メイヨ・デ・モンターニュや、ソルツの各実験場においても種々の形でトレーサ試験が実施され、その結果を基に貯留層の解析評価が行われている (Tester et al., 1982; Robinson et al., 1987; Richard, et al., 1990; Rodrigues et al., 1995; Cornet, 1989; Powels, et al., 1991)。山形県肘折の NEDO の HDR 実験場においても、これまでに実施された循環試験ごとに、我々は貯留層内での流動状況を把握するためにトレーサ試験を実施し、貯留層の評価を行ってきた (松永他, 1992; 天満他, 1994; Matsunaga et al., 1995; Matsunaga et al., 1996)。

これらのトレーサ試験では、坑井内での流体流動には押し出し流れ（プラグフロー：plug flow）が仮定されており、坑井内でのトレーサの移流分散はないものとした解析が行われている（例えば Robinson et al., 1987）。しかし、高温岩体では注入井と生産井との間隔が比較的短く、しかもその間がフラクチャによって結ばれているため、トレーサの流動に寄与する貯留層の容積は比較的小さい。このため、注入・生産両坑井の容積が貯留層の容積に匹敵する場合があります、しかも注入井と生産井間の距離に比べて注入井内における流体の流動距離の方が1桁近くも長い場合が多い。例えば、肘折深部貯留層では、坑井間距離がたかだか100m程度なのに対して、注入井 HDR-1 坑内のトレーサの流動距離は2,000m以上に達する。このため、坑井内でのトレーサの移流分散が大きい場合には、坑口から注入したトレーサは裸坑部のフラクチャとの導通部分に達するまでに濃度が大きく変化する可能性がある。そのような場合、フラクチャを通

って生産井側で得られるトレーサの応答曲線も大きく変化し、貯留層の状況を定量的に把握することが難しくなる恐れがある。

Hayashi and Abe(1989)は、東八幡平の実験場で行ったトレーサ試験を解析する際に、パイプの半径方向における流速の違いを基にして注入井での移流分散の影響を求め、フラクチャ入り口のトレーサ濃度を推定している。彼らの実験は深度が数百mの比較的浅い坑井を用いた実験であったが、深度が数 km にもなる実坑井の場合、ケーシングパイプや裸坑壁面の摩擦による影響や、注入流量が格段に大きいことなどを考えると、坑井内でのトレーサの移流分散の効果について正確に把握しておくことが必要と思われる。このため、平成5(1993)年の HDR-3 坑井増堀(深度 1,900m～2,300m)時と、平成6(1994)年の HDR-2 井の枝掘り(深度 1,600～2,300m)時に、坑井内でのトレーサ試験をそれぞれ実施し、得られた結果を基に坑井内におけるトレーサの移流分散について評価した。

## 4-2 坑井掘削中のトレーサ試験

### 4-2-1 試験の概要

平成5(1993)年の HDR-3 井掘削中に実施した坑井内トレーサ試験5回と、既に第3章において説明した平成6(1994)年の HDR-1 井掘削中に行ったトレーサ試験の内、トレーサ湧出を把握できた3回の試験について、合計8回のトレーサ試験条件を表 4-1 に示す。HDR-3 井でのトレーサ試験は、通常のスリーコーンビットで掘削中に2回(深度 1,960m 付近、1,985m 付近)、方位測定のための掘削停止を間に挟んだ場合に1回(2,235m 付近)、コアリング前の浚いを行っている間に1回(2250m 付近)、そしてダイヤモンドビットによる定方位コアリング中に1回(深度 2,251m 付近)の計5回である。HDR-2 井での試験は通常の掘削時に2回、掘り止め後の温度回復試験を間に挟んで1回行った。

表 4-1 肘折実験場での坑井増堀中に行ったトレーサ試験

年 月 日	注入時間	掘削深度, m	送水量, m <sup>3</sup> /min	トレーサ注入 時間、秒	注入トレーサ	トレーサ 原液量, l	備 考
93/08/04	11:00	1961	1.32	57	KI, KBr	5	通常掘削中
93/08/05	13:30	1986	1.33	40	KI, KBr, Mo	5	通常掘削中
93/08/18	16:12:40	2235	1.32/1.34	53	KI, KBr	5	途中循環停止
93/08/19	15:00	2250	1.33	50	KI, KBr	5	ワイパー中
93/08/20	20:45	2251	1.09	40	KI, W	5	コアリング中
94/09/13	22:30	2225	1.54	118	KI, KBr, Fl	6	通常掘削中
94/09/14	16:00	2251	1.54	125	KBr, W, RhdB., AmG	6	通常掘削中
94/09/15	17:46	2303	1.65	180	KI, KBr, Fl, AmG	7	温度回復試験前後

W:タングステン酸ナトリウム、Fl:フルオレセイン、RhdB:ローダミンB、AmG:アミノ酸G

1993年第3回試験での方位測定中の循環停止は約52分間だったが、1994年の温度回復試験中の循環停止はほぼ30時間にも達した。従って、循環状態におけるトレーサの湧出状態との比較を行うことにより、循環停止によるトレーサ拡散の影響が把握できる。また、定方位コアリングを行うための掘削編成ではビット直上の掘り管内部にコア採取用の6mのコアバーレルを設置しており、また坑径の大きなドリルカラーをたくさんつないでいるので、通常のスリーコーンビットに比べて掘り管下部での流動が制限され、循環流体の流れが乱されていると考えられる。従って、コアビットと通常のスリーコーンビットの編成とのトレーサ試験を比較することにより、掘削編成による影響を評価できる。

#### 4-2-2 試験方法

坑井内トレーサ試験時の流体の経路や坑井内の状況については、既に第3章に概念図(図3-17)を示してある。試験は以下の手順で行った。掘削リグに付属する掘削流体タンクから循環ポンプへ至るラインに注入用のポートを設け、10 lのトレーサタンクから水頭差によってトレーサ原液5 l程度を流下させ、掘削流体と混合させた。一部の試験を除いてトレーサの投入時間はほぼ1分になるように調整した。HDR-3井掘削の際のトレーサとしては、KI、KBr、タングステン酸ナトリウム(W)、モリブデン酸アンモニウム(Mo)の中から2~3種類を用いた。既に第3章でも述べたように、HDR-2井掘削の際には蛍光染料トレーサを併用した。通常、掘削中はカティングス排出のために毎分1.5m<sup>3</sup>前後の清水をポンプ循環している。採取した流体の分析を容易にするため、循環流体中でトレーサ濃度が数10 mg・l<sup>-1</sup>になるように注入トレーサの原液濃度と注入量を調整した。例えば、毎分1.5m<sup>3</sup>で掘削流体をポンプしている時に、トレーサ原液を1分間で5 lほどラインに注入し、出口側でIが20 mg・l<sup>-1</sup>の濃度の流体を得ようとする、トレーサの原液濃度は $20 \times 1505 / 5 = 6020 \text{ mg} \cdot \text{l}^{-1}$ が必要ということになる。

トレーサを注入後どの位でトレーサの湧出が始まるか、すなわち坑井内のトレーサ滞留時間は、坑井の掘削深度、坑径、掘削編成から坑井内の容積を求め、これを掘削流体の循環量によって割ることによって求めることができる。裸坑部分の坑径拡大や地表配管部分の容積等による坑井内容積の増加および坑井裸坑部分での逸水により、一般にラグタイムは計算値よりも大きくなる。最初の実験の場合には実際のラグタイムがどの程度か不明なため、算定したラグタイム以降長い時間(20分間)流体を採取した。その場合、流体採取時間間隔は1分と長めに設定した。2回目以降は1回目で得られたラグタイムを基に採取開始時間を調整し、採取時間は短くしたが、その分採取間隔は30秒と短く設定した。

流体の採取は、掘削坑口からのフローライン出口で行った。掘削流体はポリエチレンビーカーですくい取り、その場で250mlのポリ瓶に入れた。注入したトレーサの濃度を求めるため、トレーサタンク内に残ったトレーサ原液についても保存した。

流体の温度は、HDR-3井の場合には50℃を越えていたが、HDR-2井の場合には多少逸水があったため坑井内の冷却が進み、45℃程度であった。ポリ瓶に入れた流体は、室温に冷却するまで放置し、その後0.45 μmのフィルタでろ過し、電気伝導率とpHを測定した。流体の分析方法については、既に第3章で述べたのでここでは省略する。

#### 4-2-3 試験結果

図 4-1 に HDR-3 井掘削中に行った第1回試験(TR93-1)で得られたトレーサ応答曲線を示す。トレーサの湧出は11時 57 分(投入 57 分後)に採取した流体において最初に確認され、2分後の 11 時 59 分にはほぼ終了している。図から分かるように、I については検出できたのはわずか2点のみで、5点で検出できた Br についてもその内3点はバックグラウンド濃度に近いものであった。従って、サンプリングが1分間隔ではトレーサの応答曲線を把握するに十分ではないと考えられた。このため、第2回試験(TR93-2)では流体の採取間隔を 30 秒としたところ、図 4-2 に示すように明瞭なトレーサ応答をとらえることができた。

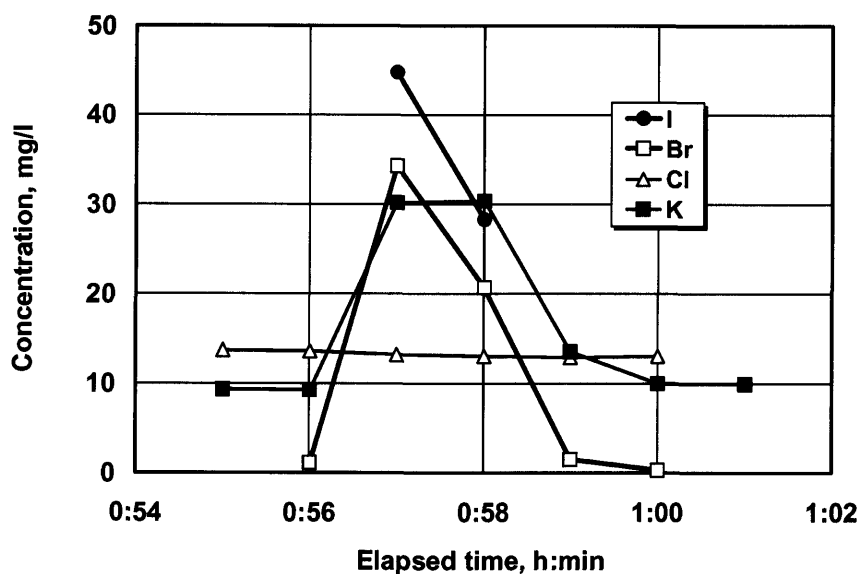


図 4-1 HDR-3 井掘削中に行った第 1 回トレーサ試験のトレーサ湧出時間と濃度の関係

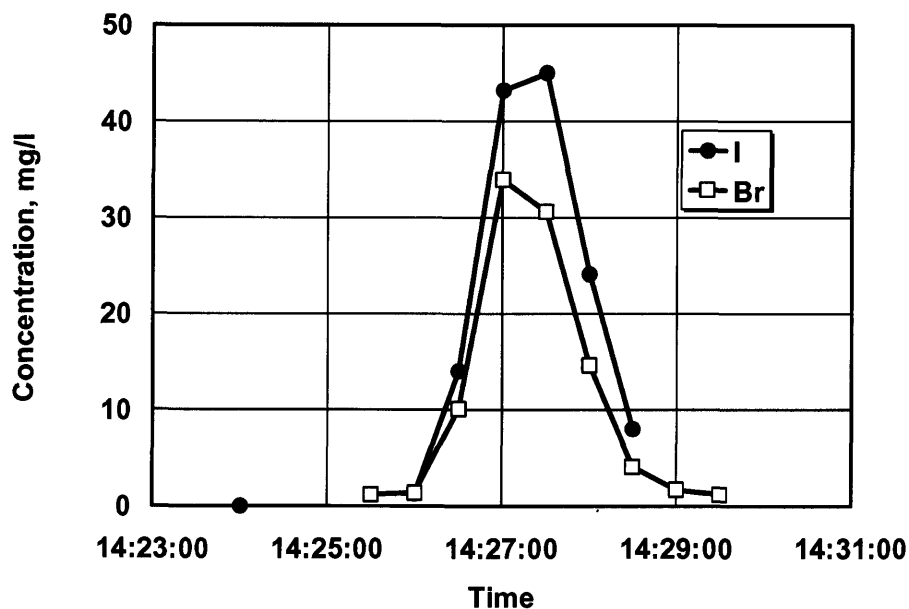


図 4-2 HDR-3 井掘削中に行った第2回試験のトレーサ応答曲線

各回とも複数のトレーサを使用したので、それぞれのトレーサの応答曲線を比較することにより、使用した各トレーサの熱分解や吸着に対する安定性や分析の誤差を評価することができる。図 4-3 は第4回トレーサ試験で得られた各溶存成分の濃度曲線であるが、この内 I と Br の2種類のトレーサ濃度を注入濃度によって正規化したものが図 4-4 である。I の方が Br に比べてわずかにピーク付近の濃度が高いが、全体として両トレーサの濃度曲線は良く一致していることが分かる。

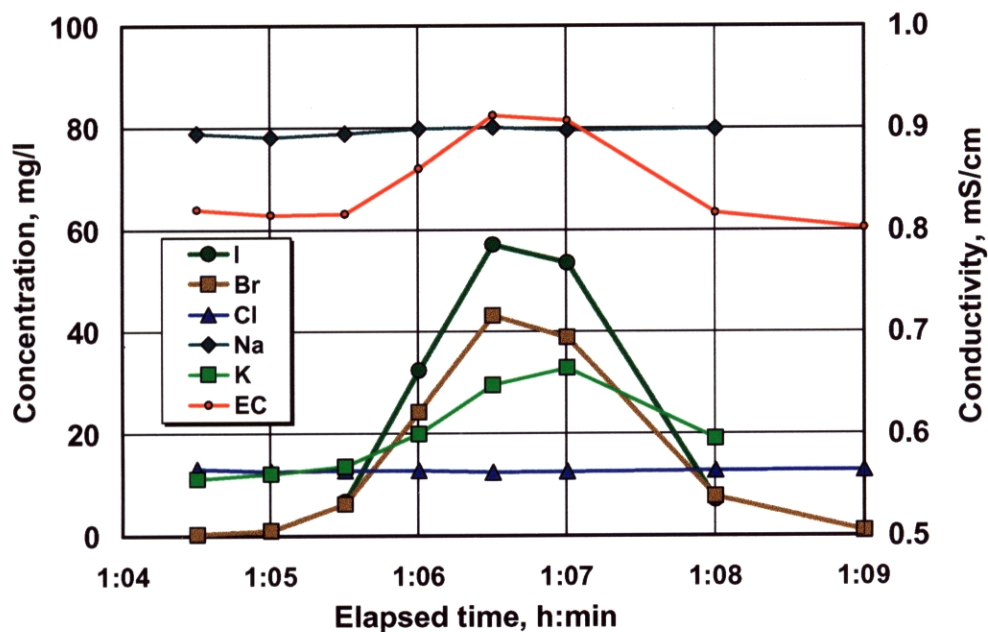


図 4-3 HDR-3 井掘削中に行った第4回試験のトレーサおよび他の溶存成分濃度と電気伝導率の経時変化

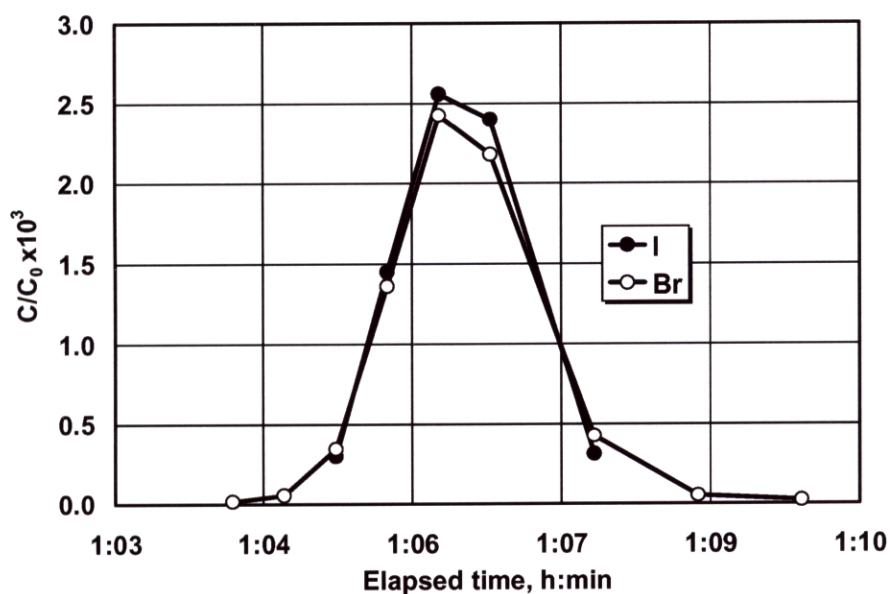


図 4-4 第4回試験の正規化したトレーサ濃度応答曲線

図 4-3 には、I と Br の 2 種類のトレーサ以外にも、流体の Na と K の濃度および電気伝導率(EC)の値をプロットしてあるが、トレーサ濃度に変化が現れている付近で K と電気伝導率も変化していることが分かる。これらの変化は、トレーサとして KI および KBr を使用したためによる K の付加と、溶存成分の増加による電気伝導率の増加と考えられる。しかし、K の濃度変化だけが他のイオンに比べて多少異なる変化を示していることが分かる。同様の結果は第 5 回トレーサ試験(TR93-5)においても認められる(図 4-5)。TR93-5 では、KI とタングステン酸ナトリウムの 2 種類の試薬をトレーサとして使用したため、K 以外に Na 濃度でも変化が認められる。しかし、Na についてはトレーサと同様の変化を示しており、K だけがピーク後のテール部分が延びる傾向を示している。このような K の湧出の遅延は岩盤との間に吸着あるいは交換などの相互作用が発生したことを示唆している。掘削流体が坑井内を循環する高々 1 時間程度の間に、このような相互作用が進行するという事は掘削流体の管理をする上で重要と考えられる。

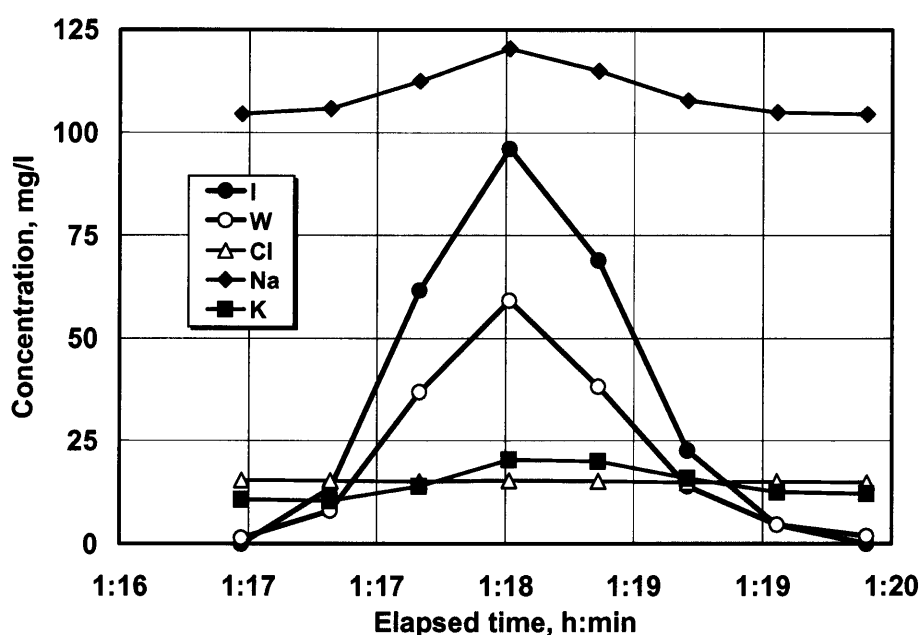


図 4-5 HDR-3 井掘削中に行った第 5 回試験のトレーサおよび溶存各成分濃度の経時変化

既に述べたように、肘折での坑井掘削は清水掘りによって行われたため、掘削流体中の各溶存成分濃度は低く、しかもその変動は少ない。このことは各成分のバックグラウンド濃度が低いことを意味するため、トレーサ以外の溶存成分の分析においてもわずかの濃度変動を把握することができる。このため、松永ら(1995a)や Matsunaga et al.(1996)は、HDR-2、HDR-3 両坑井の掘削中に採取した掘削流体中の非反応性溶存成分である Cl と、貯留層岩石中に比較的多量に含まれる硬石膏( $\text{CaSO}_4$ )から解けてくる  $\text{SO}_4$  濃度等に注目し、フラクチャとの導通について評価している。

今回のトレーサ試験で把握された電気伝導率の変動は、清水掘削による溶存成分のバックグラウンド濃度の低さが幸いしており、注入したトレーサによる溶存成分濃度の増加を的確に反映していると考えられる。図 4-6 は HDR-3 井第 4 回試験での I と Br との応答曲線に電気伝導率の変化を重ね合わせたもの

である。この場合、トレーサ、電気伝導率ともに最大（ピーク）値によって正規化を行ったが、電気伝導率については正規化する際にバックグラウンド値を差し引いた値を使用している。この図からトレーサの応答曲線と電気伝導率の変化は良く一致していることが分かる。この結果は、電気伝導率の変化もトレーサと同じ指標として使用できることを示唆している。

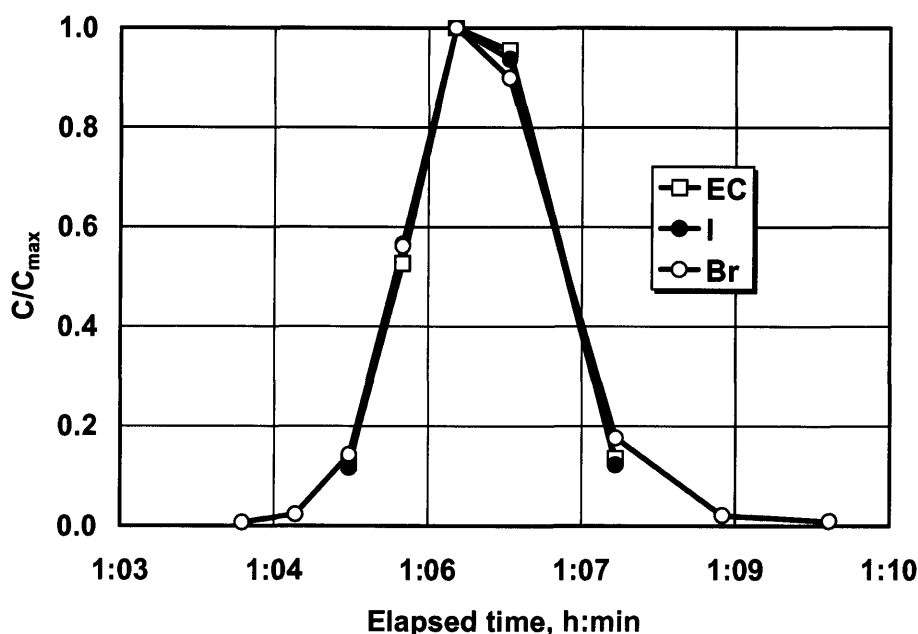


図 4-6 ピーク値によって正規化した第4回トレーサ試験のトレーサ応答と電気伝導率の変化

もし、電気伝導率を使用することができれば、溶存成分のように処理や分析に必要とする多くの時間が不要となり、坑井から湧出する流体の測定をオンタイムでしかも連続して行うことができるので、掘削中の坑井内トレーサ試験をより広範な目的に使用することができると考えられる。例えば、トレーサ試験によって得られる掘削流体のラグタイムから、掘削中の逸水量を正確に把握できるようになり、より効果的な対策を取りうるようになる。更に、得られたラグタイムからは裸坑部分の坑井容積を正確に推定できるので、ケーシングのセメンティングを行う際に用いれば、必要なセメントスラリー量を正確に判断でき、掘削コストの低減を図ることができる。

今回は清水掘りのために比較的電気伝導率の変化を把握し易かったと考えられるが、掘削流体として泥水を使用している場合はどうであろうか。例えば、阪神大震災によって発生した野島断層の調査のために掘削された平林調査ボーリングにおいてはベントナイト泥水掘りが行われたが、掘削中の泥水の電気伝導率は  $1.2\text{mS}\cdot\text{cm}^{-1}$  前後であった。この数値は今回の掘削流体の値と比較してそれほど大きな値ではない。ただし、泥水掘削の際には、掘削流体中に種々の泥材が添加されるので、それによる変動が大きいと考えられる。しかし、逆に泥材の添加はトレーサの注入とも考えることができるので、電気伝導率の変化を測定することにより上述した幾つかの目的に応用できる可能性がある。今後この面の検討が必要と考えられる。

#### 4-3 坑井内におけるトレーサの移流分散評価

坑井内でのトレーサの分散を評価するため、それぞれの試験ごとに得られたトレーサ濃度変化と、坑井内の掘削流体の流動を一次元流れと仮定して計算した坑井出口におけるトレーサの応答との比較を行った。

##### 4-3-1 トレーサの一次元移流分散

一次元の均質な(すなわち一定速度の平行流、一定の分散定数で、トレーサの投入が流れの場に影響しない)流れ場を考えると、一次元輸送方程式は次のようになる(例えばキンツェルバッハ, 1990)。

$$\frac{\partial C}{\partial t} + \frac{u}{R} \frac{\partial C}{\partial x} = \frac{D_L}{R} \frac{\partial^2 C}{\partial x^2} - \lambda C \quad (4.1)$$

ここに、 $C$  は流体中の対象物質の濃度、 $R$  は遅れ係数、 $\lambda$  は反応による減衰係数、 $D_L$  は分散係数(diffusion coefficient)で、分子拡散を無視すると  $D_L = \alpha_L u$  である。ここで  $\alpha_L$  は縦分散長(longitudinal dispersivity)、 $u(>0)$  は流体速度である。

今回想定した坑井内を折り返す掘削流体の流動を、次のような境界および初期条件を持つ半無限の

$$C(0, t) = \begin{cases} 0 & : t < 0 \\ C_0 & : t \geq 0 \end{cases}$$

カラム内の流れと考えると、

$$C(\infty, t) = 0$$

$$C(x, 0) = 0 : x \geq 0$$

解は次式(Ogata and Banks, 1961)となる。

$$C(x, t) = \frac{C_0}{2} \exp\left(\frac{x}{2\alpha_L}\right) \left( \exp\left(\frac{-x\gamma}{2\alpha_L}\right) \operatorname{erfc}\left(\frac{x - ut\gamma/R}{2\sqrt{\alpha_L ut/R}}\right) + \exp\left(\frac{x\gamma}{2\alpha_L}\right) \operatorname{erfc}\left(\frac{x + ut\gamma/R}{2\sqrt{\alpha_L ut/R}}\right) \right) \quad (4.2)$$

ただし、 $\gamma = \sqrt{1 + 4\lambda\alpha_L R/u}$  である。

ペクレ数  $Pe (= x/\alpha_L)$  が大きい場合( $>10$ )、(4.2)式は次のように近似される。

$$C(x, t) = \frac{C_0}{2} \exp\left(\frac{x}{2\alpha_L}(1 - \gamma)\right) \operatorname{erfc}\left(\frac{x - ut\gamma/R}{2\sqrt{\alpha_L ut/R}}\right) \quad (4.3)$$

更に、I や Br のように岩石との吸着や減衰を無視できる( $R=1$ ,  $\lambda=0$ ) 場合、次式のように簡略化される。



$$C(x,t) = \frac{C_0}{2} \operatorname{erfc}\left(\frac{x-ut}{2\sqrt{\alpha_L ut}}\right) \quad (4.4)$$

境界条件から分かるように、この式はある時間からトレーサをステップ状に注入した場合の応答を表している。実際のトレーサ試験では、トレーサはパルス状に注入されることが多い。そこで、時刻  $t=0$  から  $t_1$  までの間トレーサを一定濃度で注入した場合を考えると、 $t=0$  から濃度  $C_0$  の連続注入を行った解に、 $t=t_1$  から濃度  $-C_0$  で連続注入を行った解を重ね合わせれば良いことになる。従って、出口側の応答は次のようになる。

$$C(x,t) = \frac{C_0}{2} \operatorname{erfc}\left(\frac{x-ut}{2\sqrt{\alpha_L ut}}\right) - \frac{C_0}{2} \operatorname{erfc}\left(\frac{x-u(t-t_1)}{2\sqrt{\alpha_L u(t-t_1)}}\right) \quad (4.5)$$

掘削深度、掘削流体の流量、トレーサの注入濃度 ( $C_0$ )、注入開始からの時間と注入終了時間 ( $t_1$ )、および湧出時間 ( $t_0$ ) は測定できるので、坑井出口までの距離を掘削深度 ( $D$ ) の2倍程度と仮定して流速  $u(=2D/t_0)$  を求め、分散長  $\alpha_L$  をパラメータとして、坑井出口でのトレーサ濃度の時間変化  $C(t)$  を求めることができる。実際には、適当な  $\alpha_L$  を用いてトレーサ濃度を計算し、その値と実測値の全体誤差を次式 (root mean square error: RMSE) によって求め、この値が最小となる時の値を最適値とした。

$$RMSE = \left[ \frac{\sum_{i=1}^N (x_{means}^i - x_{cal}^i)^2}{N} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.6)$$

$\alpha_L$  以外にも、掘削深度から推定される観測位置までの長さ ( $x$ ) には地表の配管システム分や裸坑部分の拡坑による誤差が、またトレーサを注入してから湧出するまでの経過時間にはトレーサ注入時のバルブ操作や流体採取時のわずかな時間誤差が含まれている。更に、裸坑部分での逸水によるトレーサの回収率の低下や、出口での流体採取における秒単位の誤差によって結果が多少異なってくる可能性がある。従ってこれら数値についても考慮することとし、それぞれのパラメータを変化させて RMSE が最低となるように最適化を行った。

#### 4-3-2 移流分散曲線による分散長の評価

図 4-7 に HDR-3 井で行った第1回トレーサ試験 (TR93-1) についての実測値と計算結果との比較結果を示す。図中に示した数値は RMSE が最低となった各パラメータの値で、それぞれ以下に示す値である。 $T_0$  は押し出し流れを仮定した場合のトレーサの滞留 (ブレイクスルー) 時間に相当する。図中にはパルス状に注入したトレーサが坑井内を押し出し流れ状に流れた場合の応答についても示してあるが、 $T_0$  はその立ち上がり側の時間になる。 $T_1$  はトレーサの注入時間でこれは実測値を入力した。 $\alpha_L$  は流れ方向の分

散長で、図中に示した3つの曲線(細線、太線、破線)は $\alpha_L$ がそれぞれ0.03、0.04、0.1mの場合を表している。 $L$ はトレーサを採取した位置までの距離を表しており、1)で述べたように坑井の掘削深度の2倍程度と考え、地表の配管部分と裸坑部分の拡大による容積増を考慮した長さをつけ加えたものとなっている。フラクチャとの導通状況によっては裸坑部分で逸水が発生する場合がある。逸水が発生した場合、地表から裸坑部まで流下する流体の流速は変わらずに、裸坑部分から坑井のアニュラス部(ケーシングと掘り管との間)を上昇してくる間の流速だけが遅くなる。しかし、逸水の発生深度や裸坑部分の坑径を正確に把握できなかったため、坑井内の流速としては $L$ とトレーサの坑井内滞留時間( $T_0$ )から求めた平均流速を使用した。また、逸水に伴いトレーサの回収量も少なくなるため、トレーサが100%帰ってくるとした応答曲線ではマッチングが悪くなる。このため、注入側のトレーサ投入量(濃度)を変化させて出口側の応答曲線を求め、実測濃度との最適なマッチングが得られた時の値を流体の回収率(Rfl)とした。

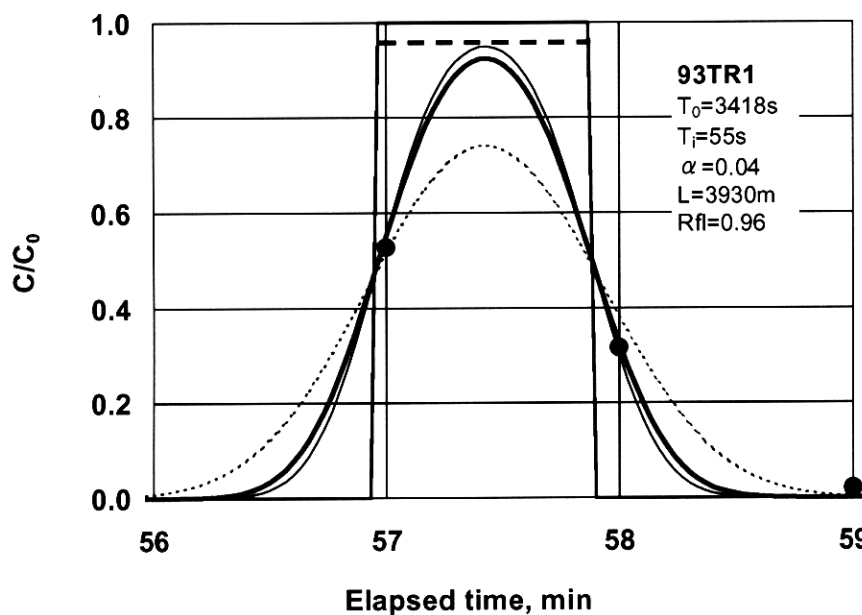


図 4-7 HDR-3 井掘削中に行った第1回試験のトレーサ応答の計算曲線と実測値との比較

図 4-7 に示したように、TR93-1 では  $T_0$  が 56 分 58 秒 (3418 秒)、 $\alpha_L$  が 0.04m、 $L$  が坑井の掘削深度の 2 倍 (3,922m) よりもわずかに長い 3,930m、そしてトレーサの回収率が 0.96 の時 (波線のパルス投入に相当) に最適なマッチング結果が得られた。しかし、この実験では流体の採取を 1 分間隔で行ったため、計算結果とフィットさせるデータポイントはトレーサを注入して 57 分後と 58 分後の実質 2 点だけである。従って、図中細線で示された  $\alpha_L$  が 0.03 と太線で示された 0.04m ではマッチング結果にそれほど大きな差異は認められない。一方で、どちらかの測定点が 1 秒ずれるだけで、マッチング結果が大きく変わる怖れがある。例えば採取した流体試料がどちらとも実際には 1 秒遅く採取されたものだったとすると、破線で示した  $\alpha_L$  が 0.1m の曲線により近くなる。このため、途中で温度計測のために循環を停止した第 3 回試験を除いて、以降の実験では 30 秒間隔でサンプリングを行い、マッチングの精度を上げることにした。HDR-3 井での第 2 回トレーサ試験 (TR93-2) を例として図 4-8 に示す。

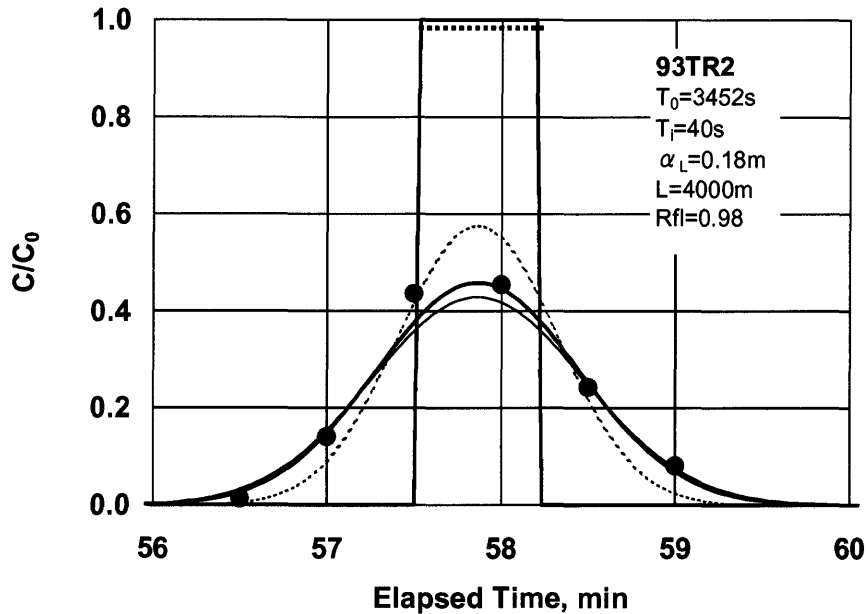


図 4-8 HDR-3 井掘削中に行った第2回試験のトレーサ応答の計算曲線と実測値との比較  
(太線は  $\alpha_L$  が 0.18m、細線は 0.2m、破線は 0.1m の時のもの)

4-3-1 で述べたように、 $\alpha_L$  以外にもトレーサ実験の測定値には多少の誤差が入り込んでいる可能性がある。このため、TR93-2 を対象として、各パラメータの変動により RMSE がどの程度変化するかを検討した。図 4-9 には  $T_0$  と  $L$  の影響について示した。この場合、 $\alpha_L$  は 0.18m、流体の回収率  $Rfl$  は 100% に固定した。図から、 $L$  の変動に対して RMSE はそれほど大きく変化しないのに対し、 $T_0$  に対しては変化が大きいことが分かる。これは流体の採取時間間隔が 30 秒であったことと関係しており、 $T_0$  が 1 秒ずれることによって実測濃度との差が非常に大きくなるのに対し、 $L$  は注入流体の流速 ( $u=L/T_0$ ) に影響するだけなので、 $L$  が 40m 違って計算によって求められる濃度の変化はそれほど大きくないことが原因である。一方、図 4-10 は  $\alpha_L$  と  $Rfl$  の影響を検討したものである。 $\alpha_L$  が最適値に近づくと、RMSE の変化は小さくなる傾向が認められる。また、 $Rfl$  と  $\alpha_L$  が小さくなる方向への RMSE の増加割合は小さく、それと直交する(すなわち  $Rfl$  が小さくなる一方  $\alpha_L$  が大きくなる)方向への RMSE の増加割合は大きいことが分かる。

それぞれのトレーサ試験の測定値とマッチングを行って得られた各最適値を表 4-2 に示す。なお、HDR-2 井で行った最後の試験(TR94-5)では、掘削パイプによる坑井冷却の最後にトレーサ流体を坑井内に静置した後、温度回復を測定するためにいったんパイプを引き上げたため、一次元移流分散式によるマッチングを行うことはできなかった。表 4-2 から分かるように、TR93-1 を除いて  $\alpha_L$  は 0.09~0.18m に分布する。通常のスリーコーンビットによる掘削の場合の  $\alpha_L$  は 0.14~0.18m で、コアリング時の 0.1m に比較して多少高い値を示しているようにも見えるが、ワイパー作業を行っている TR93-4 でも  $\alpha_L$  は 0.11m と低めの値を示している。このため、通常の掘削とコアリングとの間で  $\alpha_L$  にあまり大きな違いはないと考えられる。掘削の途中で温度測定のために循環を止めた TR93-3 と、連続して循環した TR93-2 とを比較すると、 $\alpha_L$  は良く一致しており、循環停止によるトレーサ流体の拡散の影響は認められないことが分かった。

なお、TR93-1 について低い値が得られた原因としては、上述したように有効なデータポイントが2つしかなかったことが原因と考えられる。以上から、坑井内でのトレーサの流動に対する $\alpha_L$ は 0.1~0.2(m)と考えられる。

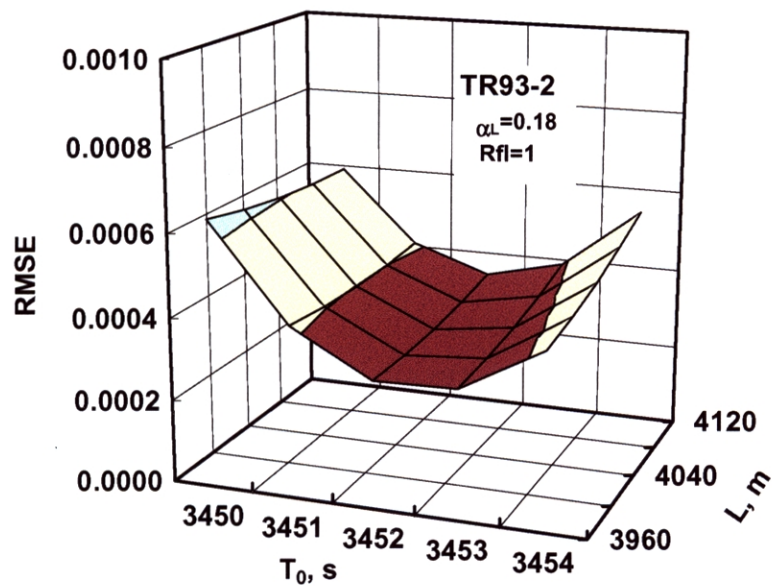


図 4-9 滞留時間と流路長さをパラメータとした TR93-2 トレーサ試験の感度分析

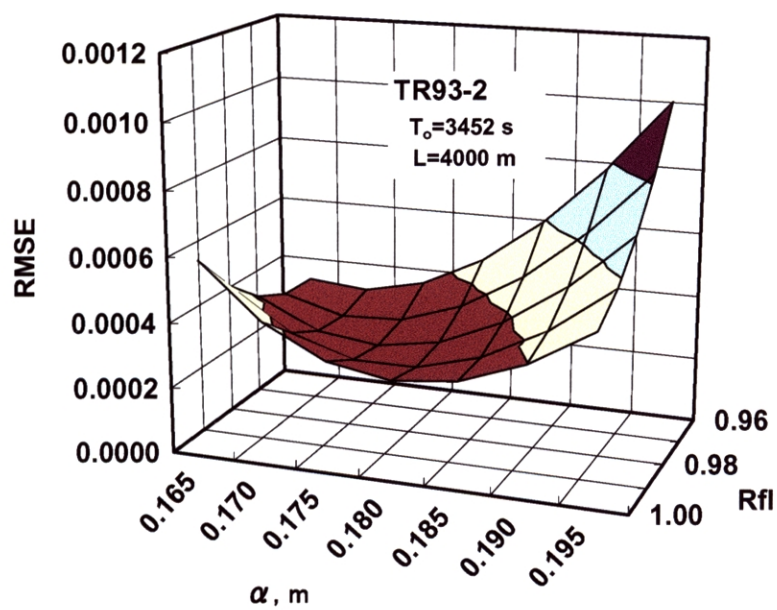


図 4-10 滞留時間と流路長さをパラメータとした TR93-2 トレーサ試験の感度分析

表 4-2 坑井掘削中のトレーサ試験結果

実験番号	掘削深度, m	送水流量, m <sup>3</sup> /min	流路長さ, m	L-2D, m	流速, m/s	ブレークスルー時間, s	トレーサ注入時間, s	$\alpha_L$ , m	流体回収率, Rfl	RMSE
TR93-1	1961	1.32	3930	8	1.15	3418	55	0.04	0.96	0.000241
TR93-2	1986	1.33	4000	28	1.16	3452	40	0.18	0.98	0.000266
TR93-3	2235	1.32/1.34	4610	140	1.18	3916	53	0.17	1.00	0.000042
TR93-4	2250	1.33	4380	-120	1.09	4002	50	0.11	0.92	0.002022
			4500	0	1.12	4002	50	0.11	0.92	0.002045
TR93-5	2251	1.09	4310	-192	0.92	4688	50	0.09	1.00	0.001062
			4502	0	0.96	4688	50	0.10	1.00	0.001065
TR94-3	2225	1.54	4570	120	1.16	3928	118	0.14	0.77	0.000223
TR94-4	2251	1.54	4510	8	1.12	4025	123	0.14	0.98	0.001020
TR94-5	2303	1.65	-	-	-	-	180	-	-	-

#### 4-4 考察

##### 4-4-1 得られた分散長と既存値との比較

今回求めた  $\alpha_L$  について文献値との比較を行ってみる。Gelhar et al. (1992) は多くの文献を調査して条件の異なる 59 の現場実験によって得られた  $\alpha_L$  を再評価し、観測規模に依存して 2～3 桁も変化することを指摘している (図 4-11)。この図に今回の結果を当てはめると、今回求めた  $\alpha_L$  は同一観測規模 (10<sup>3</sup>m 程度) において得られた一般的な値に比べ 2～3 桁小さいことが分かる。図 4-11 では観測規模が大きくなるに従って  $\alpha_L$  が大きくなっている。この理由として規模が大きくなるに従って不均質性の影響がより明瞭になるためと考えられている (例えばキンツェルバッハ, 1990) が、坑井内での一次元流れを対象とした今回の試験ではこのような不均質な流れが起こり難いため、観測規模に比較して小さな  $\alpha_L$  が得られたものと考えられる。従って、今回実施した坑井内でのトレーサ試験のような場合、管内流れにおける分散を想定する必要がある。

管内流れの分散については、一般にテイラー分散が考えられている。円管内の流速は壁面で遅く、中心軸付近では速い流れとなる。平均流れ距離が直交する方向の分散域の大きさに比べて十分に長い場合には、分散係数  $D$  に関して次の経験式が成り立つとされている (土木工学ハンドブック, 1989)。

$$D = 10.1 a u_* \quad (4.7)$$

ただし、 $a$  は管の半径、 $u_*$  は摩擦速度 ( $= (\tau_0/\rho)^{1/2}$ ) で、摩擦応力  $\tau_0$  は次式で示される。

$$\tau_0 = dh_i \rho g / 4L \quad (4.8)$$

ここで、 $d$ は管の直径、 $h_i$ は水頭差、 $L$ は対象距離である。

(4.7)および(4.8)式に肘折の坑井試験の値( $d=0.097\text{m}$ 、 $h_i=350\text{m}$ 、 $L=2,150\text{m}$ )を代入して $D$ を求めると $0.1\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$ となり、一次元流れの拡散を仮定して求めた $D$ 値( $=\alpha_L u$ ) $0.13\sim 0.26\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$ に比べて若干小さな値となる。この差異の原因としては、テイラー分散を仮定した管内流れが、坑口から坑底までを一本のパイプを流れる安定した流れと考えているのに対し、後者はビット先端のノズル部分を通過したり、表面形状が粗い裸坑部を経由したりする多少複雑な流れであるという違いが考えられる。この点を考慮すると、今回坑井掘削中に行われたトレーサ試験で得られた分散長 $\alpha_L$ が $0.1\sim 0.2\text{m}$ という値はほぼ妥当なものと考えられる。

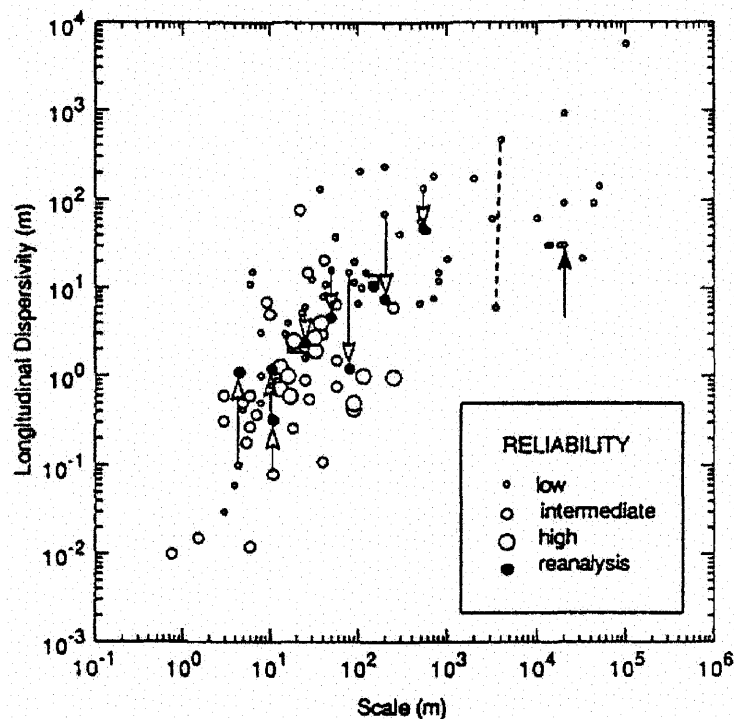


図 4-11 各地の現場で観測された縦分散長と実験規模との関係 (Gelhar et al., 1992)

#### 4-4-2 貯留層へ流入するトレーサ濃度推定

上述したように今回実施した6回のトレーサ試験から推定された値 $\alpha_L$   $0.1\sim 0.2\text{m}$  が坑井内での分散長としてほぼ妥当な数値と考えられるので、この値を用いて肘折における循環試験時に実施するトレーサ試験の坑底付近でのトレーサ濃度を求めた。計算にあたって使用したトレーサの注入時間と流量は、これまでに肘折で行ってきたトレーサ試験と同じ $17\text{kg/s}$  ( $1\text{m}^3/\text{min}$ )とした。まず、上部貯留層でのトレーサ試験を想定してSKG-2井からの注入を検討した。その場合、SKG-2井には深度 $1,800\text{m}$ まで7インチのケーシングが挿入されているとした。幾つかの $\alpha_L$ に対して得られたSKG-2坑底でのトレーサ濃度曲線を図4-12

に示す。図より明らかなように、坑底に達したトレーサの濃度は坑口で注入した濃度の9割前後に低下し、その形状も坑口注入時のパルス状の形状からは若干崩れることが分かる。ただし、図 14-11 にも示されているように、フラクチャ内の移流分散の程度が格段に大きいため、この程度の濃度変化ならばほぼ坑口で投入したトレーサ濃度がフラクチャ内に流入すると仮定しても大きな誤差はないと考えられる。

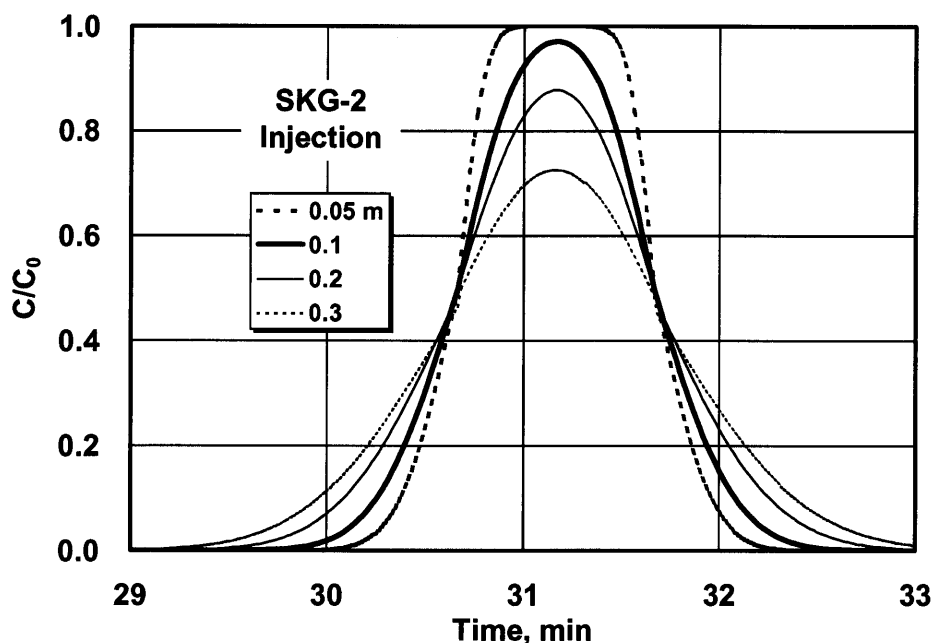


図 4-12 坑井掘削中のトレーサ試験から得られた分散長を基にした  
SKG-2 井坑底に到達するトレーサ溶液の濃度推定結果

次に、肘折実験場の深部貯留層を対象としたトレーサ試験を想定し、トレーサのフラクチャ流入深度を HDR-1 井の裸坑部 2,150m とした場合を考えてみる。HDR-1 井は深度 1,500m まで 9・5/8 インチのケーシングが挿入されており、更にケーシング下部の 1,367m から 2,150m までは 7 インチの PBR ライナーが入っている。このため実際には坑井内でのトレーサ流体の流速は途中で変化して下部で速くなるが、計算を簡単にするために、坑内容積と送水流量とから滞留時間を求め、更にこの値から平均流速を求めて計算に使用した。

図 4-13 は、地表において 1 分間トレーサを投入した場合の坑底付近でのトレーサ濃度の時間変化を求めたものである。 $\alpha_L$  が 0.1～0.2m の場合には、坑底付近からフラクチャに流入するトレーサ濃度は、地表で投入されたトレーサ濃度に比べてほぼ半分程度に低下し、その分前後に広がりを見せていることが分かる。深部貯留層でのこのようなトレーサ濃度曲線の変化は、坑井が深くなったこともさることながら、ケーシング坑径が 7 インチから 9・5/8 インチに拡大したことによって流体の流速がほぼ半分になり、坑井内滞留時間が 2 倍以上になったことが効いている。何れにしても、これら濃度曲線からは、フラクチャへ流れ込む

トレーサの濃度が坑口に注入する濃度と同じと考えるのは困難なことが分かる。

このように注入井を流下する間にトレーサの濃度が変化し、フラクチャへ流入するトレーサの濃度曲線がパルス形状からずれることへの対応策としては、①トレーサの投入時間を長く取って正規化濃度が1の区間を増やす、②坑井内注入器を使用してフラクチャ近傍でトレーサを投入する、③流体の循環量を増やして流速を速め、トレーサ濃度曲線のパルス形状を維持する、④計算によって坑底付近のトレーサ応答曲線を求め、これをフラクチャでのシミュレーションの入力とするという4つの方法が考えられる。

図 4-14 にはトレーサの注入時間を長くして3分間とした場合の効果を検討したもので、3分間注入すれば正規化濃度は1に近づき、SKG-2 井におけるトレーサ注入と同程度の形状を示すようになる。ただし、現在使用している注入タンク等の注入装置の大容量化や注入するトレーサ試薬量の取り扱いや費用等の問題が生じてくる。②の坑井内トレーサ注入器の使用に関しては、注入濃度が正確に把握できるだけでなく、注入を行うフラクチャを選択できる可能性があり、トレーサ試験を行う上で利点が多い。しかし、一方で、注入装置によってはトレーサの注入量が限定されることがあるし、作業が繁雑で費用が高くつく怖れがある。③に関しては、トレーサ試験前後だけ送水流量を増加させると、それに伴ってフラクチャ内の流動状況が変化して安定状態でのトレーサ試験ができない。また、実験期間中全てにわたって高流量による注入を行おうとすると、ポンプ、貯水池、配管等の地表施設全般にわたる仕様変更が必要となり現実的ではない。従って、今後予定されている肘折深部貯留層での長期循環試験中のトレーサ試験では、①による対応が最も現実的で、④による対応も可能である。

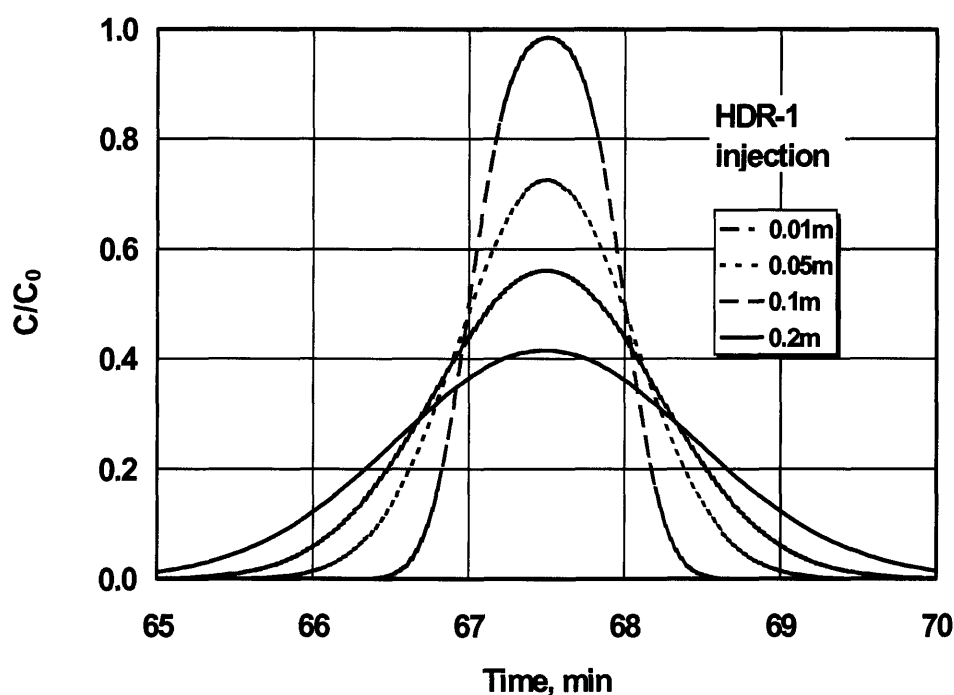


図 4-13 HDR-1 坑口から下部貯留層へ1分間トレーサを注入した際の坑底付近での濃度変化



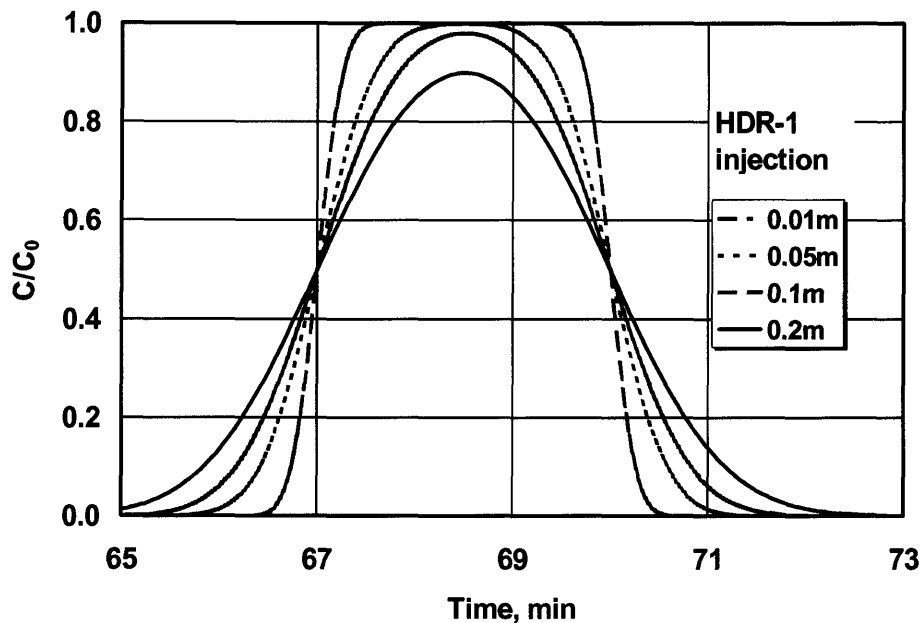


図 4-14 HDR-1 坑口から下部貯留層へ3分間トレーサを注入した際の坑底付近での濃度変化

#### 4-4-3 トレーサ試験による坑内状況把握

坑井内トレーサ試験では、坑井内を流動してきた流体の滞留時間が求まるので、トレーサ試験から求めた坑井容量とケーシングやビット径、掘削編成等から計算した坑井容量との差は、地表部配管の容量、裸坑部分での逸水量、および裸坑部分の拡坑による容積増の合計量を表していることになる。また、最近の掘削リグでは、掘削トルク、ビット荷重、回転数等の掘削記録だけでなく、マッドログとして掘削流体の流入流出量や温度についても連続的に測定が行われるようになってきた。このため、これら掘削中の流体の循環データと坑井内トレーサ試験の結果を組み合わせることにより、マッドログから求められる逸水量だけでなく裸坑部分の容積増についても推定できると考えられる。この裸坑部分の容積増や逸水量についてのデータはケーシングセメンティングを計画する上で重要である。特に、必要とするセメントスラリー量を正確に把握できれば、最少のセメントスラリーを準備すれば良くコスト低減の上から効果的であるばかりか、セメントの配合や注入速度を決定する上でも重要なデータとなりうる。

坑井内トレーサ試験に関して、既に 4-2 において電気伝導率の連続測定により坑井内のトレーサ滞留時間が容易に求まる可能性があることを指摘したが、電気伝導率以外にもイオン選択電極による特定イオンや蛍光分光光度計による蛍光染料の連続計測を行うことが可能である。使用するイオンとしては妨害の少ない点で Br よりも I が適当と考えられる。また、蛍光染料としては3章で述べた結果を考慮すればフルオレセインが適当と考えられる。それらをトレーサとして使用して連続測定を行うに際して、特に掘削泥水を使用している場合には、流体のろ過が不可欠となる。これにはフランス BRGM が開発したマッドロギングシステム (Aquilina et al., 1995) で使用されているような連続処理が可能なる過装置の導入も考えられる。今後、マッドロギング装置を用いて、掘削状況の把握等に坑井内トレーサ試験を積極的に応用する必要がある。

#### 4-5 結論

坑井内におけるトレーサの分散長を求めるために、HDR-3 井と HDR-2 井の増掘中トレーサ試験を行った。得られた結果をまとめると以下のようになる。

- ① 各試験ともトレーサの応答曲線が得られた。しかし、今回のように1分間のトレーサ注入を行った場合、明瞭な応答曲線を得るためには、流体の採取時間間隔を 30 秒程度にする必要がある。
- ② 各試験とも2種類以上のトレーサを用いたが、トレーサの応答曲線は互いにほぼ一致した。
- ③ 一次元流れによる分散を仮定して、試験結果に最もフィットする縦分散長  $\alpha_L$  を求めたところ、0.1 ~ 0.2m となった。この値はパイプ管内の流れにおける値とほぼ同じである。
- ④ ③の値を用いて肘折上部貯留層のフラクチャに流入するトレーサの濃度時間曲線を求めたところ、トレーサのパルス投入を仮定した場合に比べて若干濃度の低下が見込まれるが、それほど大きな差はないと考えられる。
- ⑤ 一方、深部貯留層を対象としたトレーサ試験では、フラクチャへ流入するトレーサの濃度は移流分散の影響が大きくなり、フラクチャへの流入濃度は注入濃度に比べて半分程度まで低下すると見込まれる。
- ⑥ 現場での対応策として注入時間を長く取ることが考えられる。しかし、現場での作業を考えると、今回の試験で得られた分散長を用いてフラクチャ流入部の濃度を推定するのも有効な方法と考えられる。
- ⑦ トレーサの坑井内滞留時間から求められる坑内容量は、裸坑部分からの逸水や裸坑部分の拡坑容量を把握する良い指標となりうる。このため、最近利用が進んできたマッドロギングのデータと組み合わせた評価方法や、トレーサの現場での連続計測法を検討する必要がある。

#### 参考文献

- Aquilina, L. and Brach, M., 1995, Characterization of Soultz hydrochemical system: WELCOM(well chemical on-line monitoring) applied to deepening of GPK-1 borehole. *Geothermal Sci. & Tech.*, 4, 239-251.
- Cornet, F.H., 1989, Experimental investigation on forced fluid flow through a granite rock mass. In *European Geothermal Update, Proc. 4th International Seminar on the Results of EC Geotherm. Energy R & D*, pp.189-204, Florence, Kluwer Academic.
- 土木工学ハンドブック(I), 第4版, 1989, p.505, 技報堂出版.
- Gelhar, L., Welty, C., and Rehfeldt, K.R., 1992, A critical review of data on field scale dispersion in aquifers. *Water Resources Res.*, 28, 1955-1974.
- Hayashi, M. and Abe, H., 1989, Evaluation of hydraulic properties of the artificial subsurface system in Higashihachimantai geothermal model field. *J. Geothermal Res. Soc. Japan*, 11, 203-215.
- キンツェルバッハ, 1990, パソコンによる地下水解析, 上田年比古監訳, p.177, 森北出版.

- 松永 烈, 宮崎 章, 小林 秀男, 1992, トレーサ試験による循環試験中の高温岩体貯留層の挙動の推定. 能動的地熱抽出システムに関するシンポジウム論文, p.83-88.
- 松永 烈, 田尾博明, 木村 明, 1995, 高温岩体坑井HDR-2掘削中のマッドロギング. 日本地熱学会平成8年学術講演会要旨集, C23.
- 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 International Congress on Rock Mechanics*, pp.795-798, Tokyo Japan.
- Matsunaga, I., Tao, H., and Aquilina, L., 1996, Characterization of the Hijiori HDR reservoir through the chemical monitoring of drilling. *Proc. of 8th International Symposium on the Continental Crust Through Drilling*, pp.343-348, Feb.26-28, Tsukuba.
- Murphy, H., Brown, D., Jung, R., Matsunaga, I., and Parker, R., 1999, Hydraulics and well testing of engineered geothermal reservoirs. *Geothermics*, 28, 491-506.
- Ogata, A. and Banks, R.B., 1961, A solution of the differential equation of longitudinal dispersion in porous media. *United State Geological Survey, Professional Paper* No. 411-A.
- Pawels, H., Criaud, A., Vuataz, F.D., Brach, M., and Fouillac, C., 1991, Uses of chemical tracers in HDR reservoir studies. Example of Soultz-sous-Forets (Alsace, France). *Geotherm. Sci. & Tech.*, 3, 83-103.
- Richards, H.G., Kwakwa, K.A., and Osuki, G.P., 1990, Flowpath characterization of the Rosemanowes HDR reservoir using inert tracers. In *Camborne School of Mines International Conference on Hot Dry Rock Geothermal Energy*, 1989 (Edited by Baria, R.) pp.557-574.
- Robinson, B.A., Aguilar, R.G., Kanaori, Y., Trujillo, P., Counce, D., Birdsel, S., and Matsunaga, I., 1987, Geochemistry and tracer behavior during a thirty day flow test of the Fenton Hill HDR reservoir. *Proc. 12th Workshop on Geothermal Reservoir Eng.*, Stanford Univ., Stanford, Cal., 121-135.
- Rodrigues, N.E.V., Green, A.S.P., and Barley, R., 1995, Modelling tracer tests in the Rosemanowes HDR reservoir. *Geothermics*, 24, 375-384.
- 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フラクチャ面の熱交換面積の推定, 資源と素材. 110, 539-546.
- Tester, J.W., Potter, R.M., and Bivins, R.L., 1982, Interwell tracer analyses of a hydraulically fractured granitic geothermal reservoir. *Soc. Petrol. Engrs J.*, 22, 537-554.

## 第5章 上部循環試験中のトレーサ試験と滞留時間分布法による貯留層評価

### 5-1 緒言

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。更に、もし否という予想がなされた場合、どのような対応を取れば良いかの方策を検討するための情報を提供することも重要である。HDR貯留層は高温の岩盤中に人為的に造成したフラクチャを熱交換面として熱エネルギーを取り出すため、貯留層評価の主な目的はフラクチャの空間的広がり、温度分布、透水特性およびその経時的な変化を把握することになる。貯留層の造成が終わった段階や本格的な循環抽熱が開始された後で、前述したような貯留層特性を把握する手法としては注水試験やトレーサ試験が考えられる。

トレーサ試験は、HDR 貯留層評価だけでなく、一般の地熱貯留層の流動を調べるために広く使用されている(Horne, 1986; 茂野, 1988a, 1988b, 1989)。従来型の地熱貯留層の場合、トレーサ試験による貯留層の評価ではある貯留層モデルを仮定し、その貯留層の内部の流れを表すいくつかのパラメータの最適値を実際のデータとマッチングによって決定しようとする決定論的な手法が広く用いられている。このような手法を用いて地熱貯留層を最も簡単に評価する場合、地下水の流動と同じく多孔質均質体内での一次元、二次元あるいは放射状流れに対する解析解(例えば4章で述べた Ogata and Banks(1961)による一次元流れへのステップ関数濃度注入)が用いられてきた(例えば藤井, 1982)。貯留層の流れをより実際に即して解析するために、複数の独立した流路を仮定して、それぞれの流路での一次元の移流拡散結果を重ね合わせることも行われている(例えば Tester et al., 1982; 福田他, 1992)。

1980年代からは、水圧破碎フラクチャを熱交換に利用する高温岩体貯留層のみならず、熱水卓越型の貯留層においても天然の割れ目が地熱流体の流動に大きく影響していることが明らかになってきており、フラクチャ型貯留層モデルを用いたトレーサ試験評価が行われるようになってきた(例えばHorne and Rodgigez, 1983; 小倉他, 1991)。HDR貯留層においても単純な円盤状フラクチャを対象として、トレーサ試験結果を基にした流動の評価が行われている(例えばHayashi and Abe, 1989)。

決定論的な手法による貯留層評価を行う場合、その結果は得られた情報量に依存するだけでなく、設定する貯留層モデルに大きく依存することに留意する必要がある。特に、HDR貯留層のようにフラクチャ内の流動が支配的な場合、(熱抽出に関して)定量的な解析を行うにはフラクチャの空間的な情報だけでなく、それぞれのフラクチャごとの流動状況に関する情報が重要である。開発の初期段階において貯留

層に関してのデータが非常に少ない場合、あるいは実験上の制約によって得られるデータが限定される場合には、設定するパラメータの数が多すぎて貯留層モデル自体が不正確なものとなり、定量的な解析を行うことが困難であるばかりか、逆に解析によって誤った結果を導く恐れもある。そのような場合、貯留層全体を1つの大きなシステムとしてとらえ、全体の挙動を定性的に把握する方法の方がむしろ簡便で有効な場合もある。このため、HDR貯留層でのトレーサ試験によって得られたブレイクスルー曲線の解釈に滞留時間分布 (Residence Time Distribution; RTD) 法のような定性的で簡便な評価が行われてきた (Robinson and Tester, 1984; Jones et al., 1992)。

本章では、肘折HDR実験場の上部貯留層を対象に実施したトレーサ試験を、滞留時間分布 (RTD) 法によって評価した結果について述べる。まず、5-2においてはRTD法を用いたHDR貯留層の評価方法について述べる。次いで5-3では、1988年夏に肘折で最初に行われた15日間の循環試験 (Exp.8805) と、既に第3章で紹介した1989年夏に実施した1ヶ月間の循環試験 (Exp.8902) 中に行ったトレーサ試験のRTD解析結果について述べる。Exp.8805とExp.8902の大きな違いは、Exp.8805では生産井がHDR-1一本だったのに対してExp.8902では生産井を新たに1本追加して2坑井による生産を行った点である。また、Exp.8805では生産井坑口に流体の流動を制御するバルブを設置していなかったため、高温の熱水が生産井内を上昇する際にフラッシングが発生し、それに伴い間欠的な流体の流出が発生した。このため、Exp.8902では安定した生産を行えるようにフラッシング防止のために背圧制御バルブを設置した。従って、Exp.8805とExp.8902の循環試験結果を比較するためには、Exp.8805のトレーサ試験の結果に対してフラッシングの影響を補正する必要がある。このため5-3ではフラッシングの補正方法について述べ、補正後の結果について比較を行った。

5-4では肘折上部貯留層で行われた最後の循環試験である1991年の3ヶ月間循環試験 (Exp.9102) 中に行ったトレーサ試験の解析を行う。Exp.9102では主に3本の実産井による循環が行われたが、注井と個々の生産井間の流動状況を把握するためにそれぞれの生産井ごとの単独坑井生産も実施された。この循環試験中には、3本あった生産井全部から生産を行っている期間に3回、それぞれの生産井から単独に生産を行っている期間に1回ずつの計6回のトレーサ試験を実施した。従って、3坑井生産による定常循環時の循環時間の経過に伴う流動状況の変化だけでなく、単独坑井生産の影響も評価できた。

## 5-2 滞留時間分布解析による貯留層評価

Robinson and Tester(1984)によると、RTD法は化学工学の分野で連続流れ系における反応過程を予測するためにDanckwerts(1953)によって広く一般化されたものである。ある反応槽に注井された流体の反応

を考える場合、槽内の滞留時間が重要なパラメータとなる。槽内の滞留時間を考える場合に、Danckwerts以前は押し出し流れあるいは完全混合モデルが仮定されていたが、 $t=0$ で系内に流入した流体が $t$ から $t+dt$ の間に系外に流出する割合を $E(t)dt$ と表すことにより定義されるRTD関数 $E(t)$ を導入することによって、実際の流れ場での反応過程をより正確に評価できるようになった。実際には流出する流体の区別がつかないので、何らかの指標がないと $E(t)dt$ を求めることはできない。このような場合にトレーサが有効な指標となる。即ち、 $t=0$ に系内に注入したトレーサが流体と同じ経路を流動して系外に流出すると考えるならば、流出するトレーサ濃度の時間変化 $C(t)$ を基にして次式によって $E(t)$ を求めることができる。

$$E(t) = QC(t)/m_T \quad (5.1)$$

ただし、 $m_T$ はトレーサの全投入量、 $Q$ は単位時間当たりの流体生産量である。

RTD曲線による貯留層の流動評価法としては、多くのデータを使って貯留層の形状や流動状況を把握することにより決定論的にモデル化を行う場合と、RTD曲線を確率論的に取り扱う場合の2通りがある(Robinson and Tester, 1984)。前者の例としてはTester et al.(1982)によるフェントンヒル第1期計画中のトレーサ試験の解析がある。この方法はより定量的な状況を把握できる可能性があるが、非常に多くのデータを必要とし、マッチングの作業も非常に煩雑になる怖れがある。これに対して後者はより定性的ではあるが、貯留層の挙動変化をより簡便に把握することができる利点を有している。

RTD曲線を確率論的に解析する場合、通常は試験期間中の定常流れを仮定して、(5.1)式の $E(t)$ の代わりに $E(V)=(E(t)/Q)$ と積算生産量 $V$ との関係を求め、その曲線から得られる色々なパラメータを比較することになる(Robinson and Tester, 1984)。ここで $E(V)$ が用いられるのは、(5.1)式から $E(V)=C(t)/m_T$ となるので、生産流体中のトレーサ濃度 $C(t)$ と注入したトレーサの総量 $m_T$ とから簡単に $E(V)$ を求めることができるためである。また $E(V)$ - $V$ の関係をを用いることで、流量が異なったトレーサ実験の結果をお互いに比較することができるということも大きな利点である。

RTD曲線から求めることのできるパラメータの内、よく使われるものは次の各パラメータである。なお、これらパラメータとRTD曲線との関係を図5-1に示す。

- ① ブレークスルー容積(Breakthrough volume):トレーサを投入後、最初に観測位置でトレーサが観測されるまでの積算流体量から坑井容積を差し引いたもので、最短のパスを推測するために使われる。以下、ブレークスルー容積を $V_b$ と表記することにする。
- ② 最頻(モード)容積(Modal volume):RTD曲線がピーク値(モード値)となる時の $V$ で、入り口から出口へ直接続く低インピーダンスな領域の容積を表すといわれている。以下モード容積を $V_m$ と表記する。
- ③ モード値の半波値幅容積(Width at 1/2 height):ピーク値の半波値における容積幅で、この値自体

物理的な意味を持つてはいない。しかし、 $V_m$ を通過するトレーサの分散の程度を表す指標となる。以下半波値幅容積を $V_{1/2}$ と表記する。

- ④ 累積平均体積(Integral mean volume): 次式によって表される容積で、観測している領域の全容積を表すとされる。

$$\langle V \rangle = \int_0^{\infty} VE(V)dV$$

$V_m$ の代わりに次式で定義される $F(t)$ (Levenspiel, 1972)が0.5となる時の容積(Median volume)が推奨される場合もある(Jones et al., 1992)。

$$F = \int_0^t E dt$$

しかし、 $E(t)$ 曲線のテール部分の積分値を正確に求めるのは、テール部の濃度のわずかな違いによって値自体が大きく変化する怖れがあるため、長期間にわたって流体のサンプリングを行う必要があるために $F(t)$ を正確に求めるのが困難な場合が多い。このため、肘折での現場実験の解析では通常 $V_m$ を使用した。

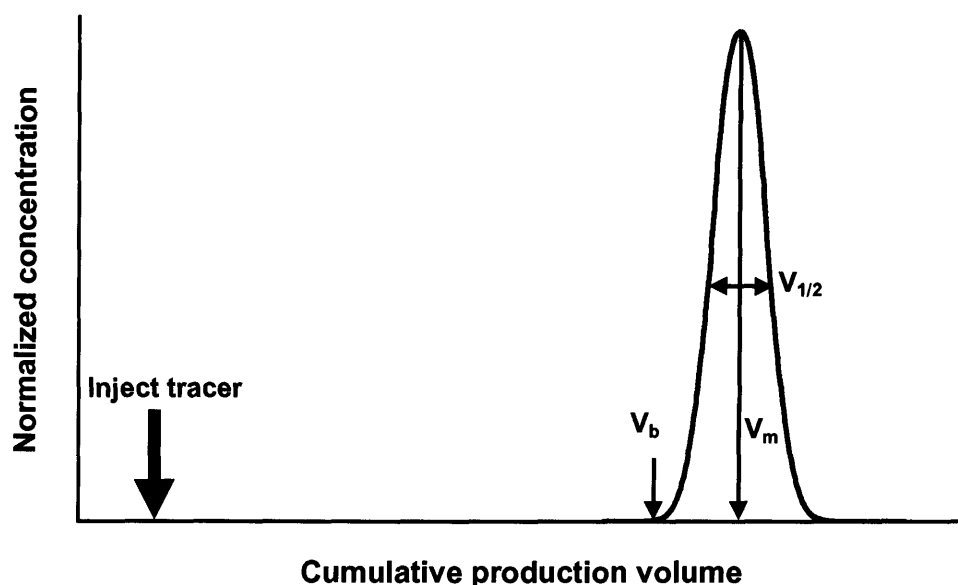


図5-1 トレーサのRTD曲線と主要なパラメータ( $V_b$ :ブレイクスルー容積、 $V_m$ :モード容積、 $V_{1/2}$ :半波値幅容積)

RTD解析により得られた各パラメータを使用して貯留層の熱交換面積を推定しようとする試みがなされ

ている。例えば、Robinson(1985)はフェントンヒルやローゼマノウスの実験データを基にして、トレーサ試験のRTD解析によって得られた $V_m$ と有効熱交換面積との関係について議論し、両対数グラフ上で両者は直線関係にあると述べている。また、Richards et al. (1994)は同じくフェントンヒルとローゼマノウスの実験データを基にして、上述したメディアン容積と貯留層温度が10%低下するまでの流体循環量との間に相関が見られると指摘している。

### 5-3 上部貯留層開発中のトレーサ試験と滞留時間分布解析

#### 5-3-1 初期循環時の試験

##### (1) 試験方法

1988年夏、SKG-2井から1,960 m<sup>3</sup>の水を注入して坑井刺激を行った後、HDR-1井との間の導通状況を把握するために2週間の循環試験(Exp.8805)が実施された。Exp.8805では、循環を開始してから10.5日間は $7\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$  ( $0.5\text{ t}\cdot\text{min}^{-1}$ )、それ以降実験が終了した15日目までは $14\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$  ( $1.0\text{ t}\cdot\text{min}^{-1}$ )の流量でSKG-2井から注入が行われた(図5-2)。

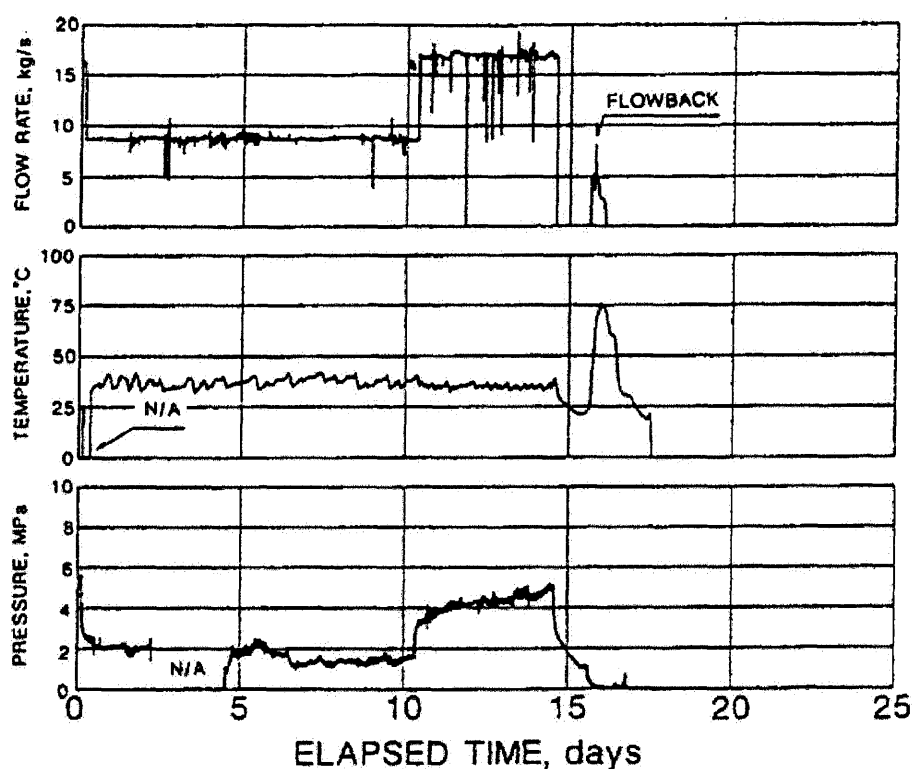


図5-2 Exp.8805における注入流量、注入水温度、注入圧力の経時変化



図5-3に循環試験システムの概要を示す。SKG-2井に注入された水は、坑底付近の裸坑部から熱交換面となるフラクチャに流入し、生産井HDR-1に達する。HDR-1井から生産された熱水は、フラッシュャによって蒸気を分離した後、450トンピットに放出される。この450トンピットの流体は、河川水によって地下での損失分を補った後、再びSKG-2井から注入された。Exp.8805の詳しい導通・循環状況については、既に2つの論文において循環試験データを用いた熱抽出シミュレーションの結果や回収率の推定結果とともに報告されている(山口他, 1990, 1991a)。

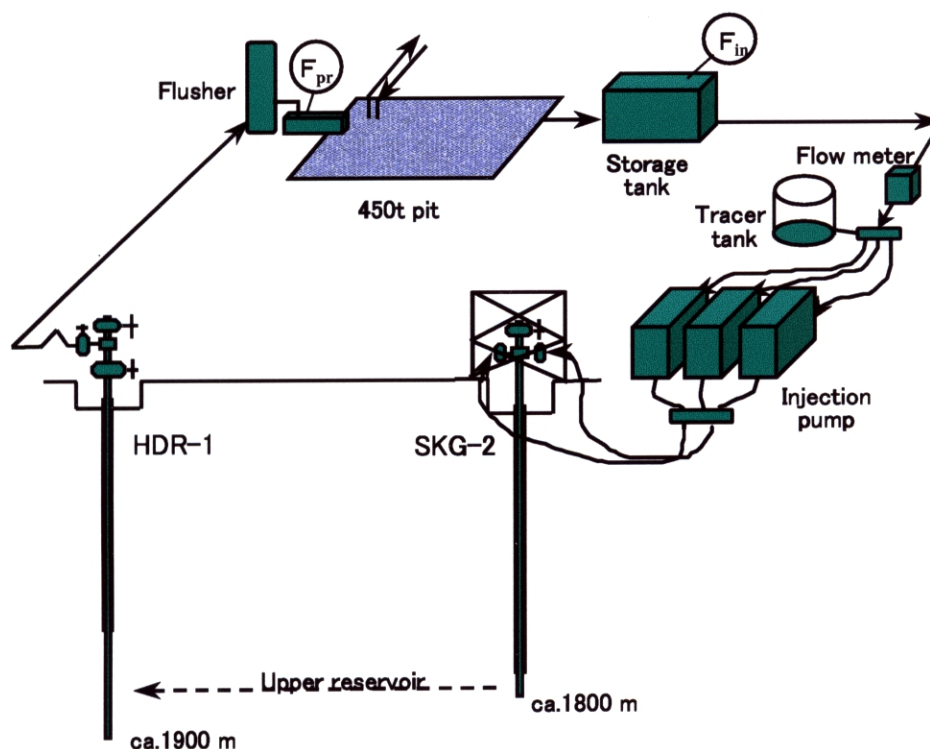


図5-3 Exp.8805における循環試験システム (SKG-2:注入井、HDR-1:生産井で、セパレータは設置されていない)

Exp.8805のHDR-1井坑口での生産流体温度と三角セキでの熱水生産量の経時変化を図5-4に示す。HDR-1井からの生産流体は間欠的な噴出を繰り返しているが、小規模な噴出の後にいったん噴出が停止し、再び大きな噴出が続く型と、1回の大きな噴出で終わる型の2つに分けられる。前者は循環試験の初期(注水流量 $7\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ )に見られ、噴出開始後1時間半程度でいったん噴出が止まり、その後再び6時間程度噴出が継続して2時間程度休止するサイクルを繰り返すものである。循環試験の進行につれて2度の噴出間隔がだんだん短くなり、循環試験開始6日目からは後者の型に移行した。また、注入流量を $7\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ から $14\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ に増加した後は、噴出のサイクルが短くなる傾向が認められた。

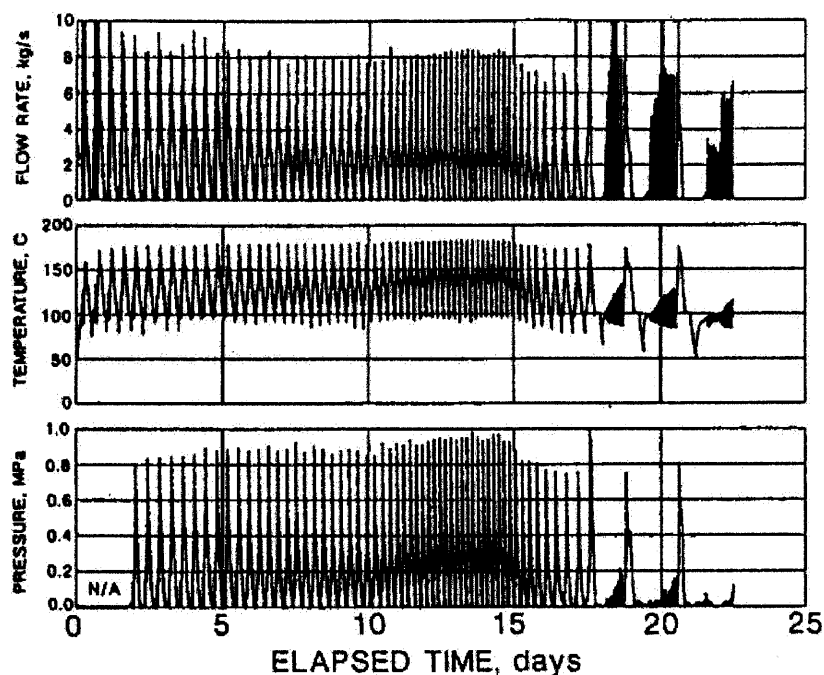


図5-4 Exp.8905でのHDR-1井における生産流量、流体温度、圧力の経時変化

Exp.8805では、注水流量が $7\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ と $14\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ 注水期間中に各1回ずつトレーサ試験を行った(表5-1)。

第1回の試験では、循環を開始して4日後(8月5日午後2時)に3.35kgのヨウ化カリウムを注入した。第2回目の試験では、循環開始11日後の8月14日午後4時15分に7.68kgのKIを注入した。トレーサ試験時の地表配管システムの状況は既に図5-3に示した。トレーサの注入には循環に用いたポンプ(HT400)をそのまま使用した。トレーサをポンプ上流側のマニホールドに接続した $1\text{m}^3$ のタンクで攪拌・溶解した後、注入水供給用の450トンの貯水ピットからポンプへの供給ラインを、トレーサ溶解タンクからのラインに切り替えることにより注入井SKG-2へ注入した。それぞれの試験で、注入に要した時間は1分弱であった。

表5-1 Exp.8805におけるトレーサ試験

	第1回試験	第2回試験
トレーサ注入時間	8/5/88 14:00	8/14/88 16:15
注入流量	8.3 kg/s	16.7 kg/s
注入トレーサ	KI:3.35kg	KI:7.68kg

HDR-1井から流出する流体の採取は、フラッシュ出口の熱水流量測定用の三角セキにおいて500mlの

ポリ容器に行った。実験期間中に採取した試料は全部で388個であった。

試料採取時の流体温度が98℃前後だったため、採取した試料はポリ溶液ごと冷水中につけて冷却した。冷却した流体は、0.45μmのフィルタによってろ過を行い、現地では電気伝導度とpHを測定した。残った試料については250mlポリ瓶に保存して研究所に持ち帰り、溶存成分の分析を行った。

化学成分の分析は、誘導結合プラズマ発光分析法(ICP-ES)により全試料のI、Ca、Mg、Fe、Siの各成分を、また一部の試料については原子吸光法によってNaとKの分析を行った。使用した装置はICPがセイコー電子工業社製SPS1200型、原子吸光は日立製作所製180-80型である。

## (2) 間欠的生産と流体の溶存成分濃度変化

図5-5に循環試験中の生産流体のヨウ素の濃度変化を示す。図では2回のトレーサ試験によるヨウ素のピークが明瞭にとらえられているが、間欠的な噴出による濃度の変動も大きく現れている。

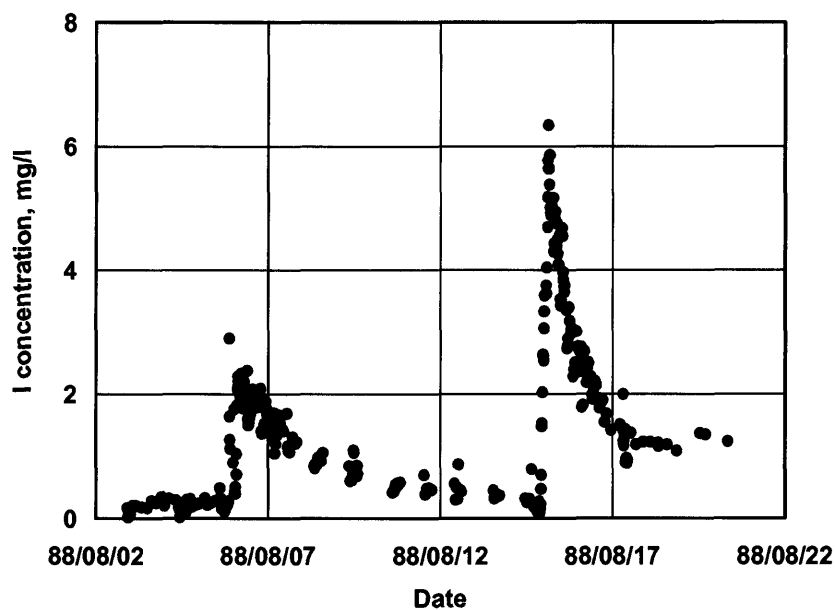


図5-5 Exp.8805循環試験中の生産流体のI 濃度の経時変化. 2つのピークがそれぞれ第1回目、第2回目のトレーサ試験に相当する

5-2でも述べたように、トレーサ試験の解析を行う場合には、得られたトレーサの時間応答曲線から生産量-正規化濃度曲線を求め、トレーサのピーク濃度に達するまでの生産量から貯留層の容量( $V_m$ )を判断する。通常、坑井内でフラッシュが生じる場合には、セパレータにより熱水と蒸気を分離してそれぞれの量

を別個に計測するため、生産量-濃度曲線を求めるに際して問題は起こらない。しかし、Exp.8805では図5-5に示したようにセパレータが設置されておらず、三角セキによって熱水量だけが計測されていない。このため、このままでは蒸気量を無視することになり、流体の積算生産量を把握することは困難である。また、後述するようにフラッシングが発生している間の気液比は一定ではなく、トレーサ濃度と積算生産量との関係を正確に求める際にも問題が生じる。

HDR-1井の流体試料を分析したところ、間欠的に発生する噴出サイクル中に溶存成分濃度が特徴的な変動を示すことが分かった。図5-6は第1回目のトレーサを注入した直後の2度噴出を繰り返すサイクルにおけるNa濃度を示したものである。この噴出サイクルでは、Na濃度は噴出開始直後が高く、その後濃度は急激に低下して噴出がいったん停止する前後に最低になり、再び噴出の終了するまで徐々に増加している。このような濃度変化はこの噴出サイクルだけのものではなく、各サイクルとも同様の変化を示しており、坑井内でのフラッシング発生による間欠的な生産と密接に関連していると考えられる。

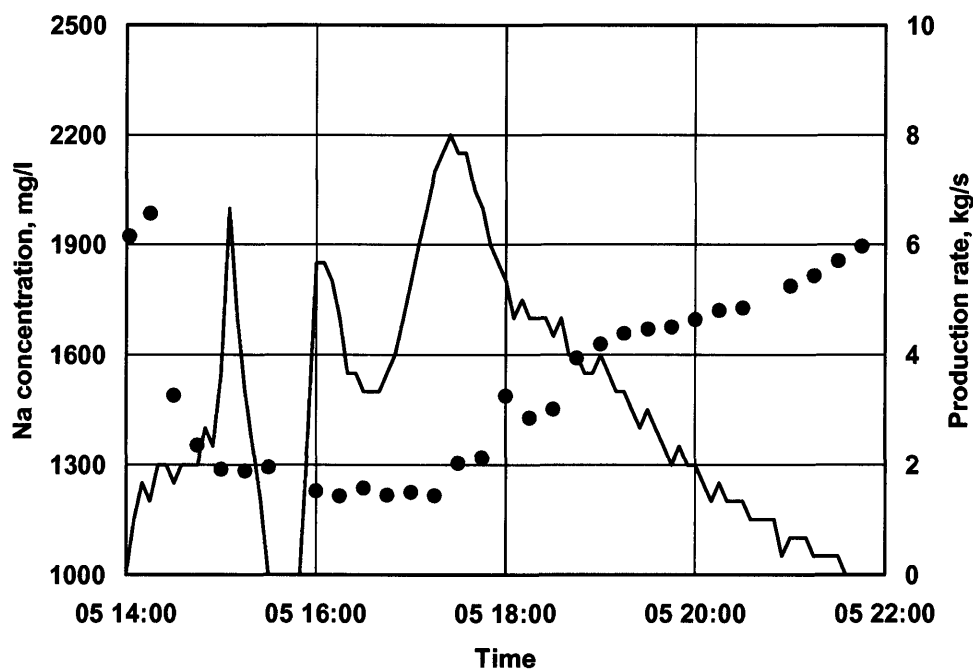


図5-6 第1回トレーサ試験期間中の間欠噴出1サイクル内のNa濃度(黒丸)と生産流量との関係

フラッシングに起因する濃度変化としては、①フラッシングにより蒸気が分離することで起こる熱水中の溶存成分の濃縮と、②フラッシングによる溶存成分の沈殿による濃度低下の2つの要因が考えられる。後者としては、坑井内のフラッシュポイント付近で観察される $\text{CaCO}_3$ 等の炭酸塩鉱物スケールの例がよく

知られており(例えばArnorsson, 1978)、Ca、Mg、Feの濃度変化はこのような現象に対応していると考えられる。一方、濃度の異なるその他の溶存成分に関しては、全て①による影響を受けていると考えられる。トレーサとして使用したKIに関しても①の影響を受けているため、測定した濃度に対して蒸発による影響を補正する必要がある。

### (3) 濃度変化を基にした間欠的生産の補正

熱水が坑井内を上昇中に沸騰を開始して蒸気相と熱水相に分離するやいなや正常エンタルピー坑井(Henley, 1985)の場合、坑井内を上昇中に熱や物質の出入りがない限り、坑井へ流入する流体のエンタルピーが既知であれば、熱水からの蒸発量を求めることができる。このため、坑井内でフラッシュが生じている場合でも、安定して生産が行われている坑井の場合には、このフラッシュした蒸気量を補正することにより、坑井に流入する熱水中の溶存成分濃度を求めることができる。しかし、今回のように間欠的にフラッシングが発生する場合、坑口で観測された生産流体の温度からも明らかなように、流体と坑井との間に熱の出入りがないという前提は成り立たないため、溶存成分の変化から蒸気量を求めるのは困難である。このため、得られた熱水の溶存成分濃度変化から濃縮率を求め、蒸気量を推定する必要がある。そのような場合、一般にCl等の非反応性成分の濃度を指標にしてフラッシングによる濃縮の補正を行うことが多い(Henley, 1985)。しかし、今回はごく一部の試料だけしかCl濃度の測定を行っていなかったことや、坑井に流入する流体のCl濃度が不明であったこと、かつCl濃度自体も循環時間の経過につれて変化していると考えられることから、この方法を適用することはできない。そこで、熱水の主要溶存成分の内で分析件数が多かったNa、K、Siの成分を基に補正を試みた。

図5-7は、図5-6に示した噴出サイクルについて、Na、K、Siの各濃度を噴出開始時の濃度によって正規化したものである。図5-7から、正規化したNaとKの濃度変化はよく一致していることが分かる。これに対して、Siは全体の傾向はNaやKと似通っているが、全般に高めの値を示している。この原因としては、正規化を行うために使用した噴出開始直後の流体のSi濃度が相対的に低かったことが理由として考えられる。

図5-8は、図5-6に示した噴出サイクルの次のサイクルで採取した流体中のSi濃度と、採取した流体をろ過した0.45 $\mu$ mのフィルタに上に捕集されたSiの量を蛍光X線分析(Siの特性X線強度)によって求めて比較したものである。

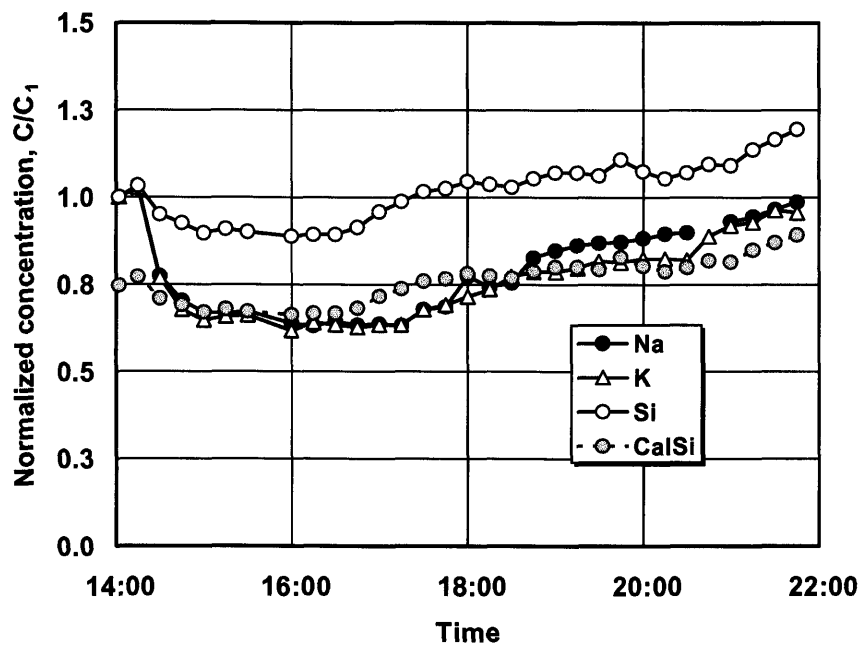


図5-7 噴出開始時に採取した流体の濃度によって正規化した噴出サイクル中のNa、K、Siの各溶存成分濃度(図中灰色丸で示したSi濃度は $324\text{mg}\cdot\text{l}^{-1}$ で正規化)

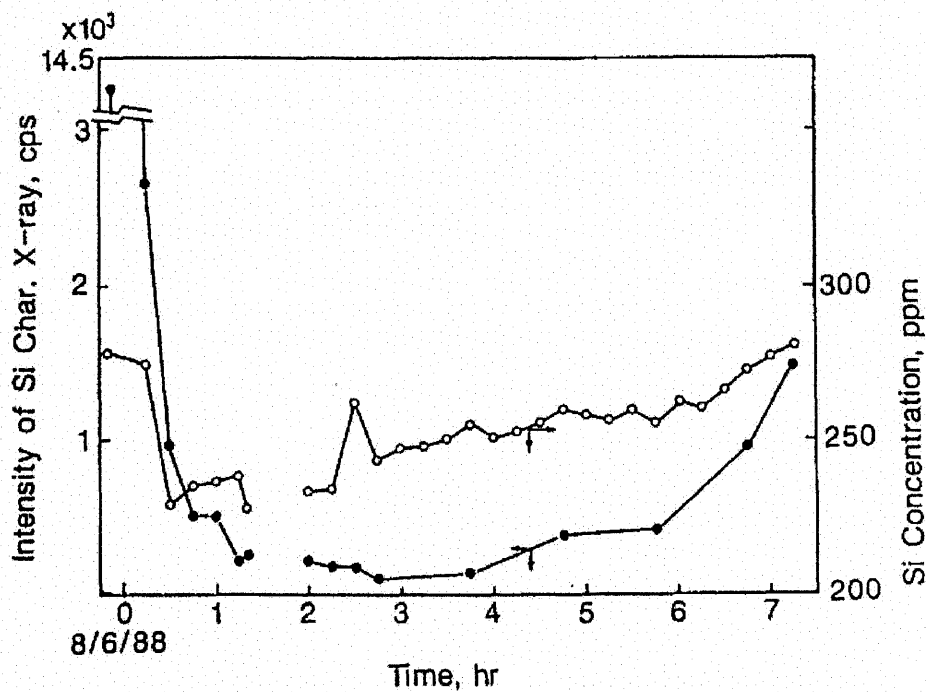


図5-8 HDR-1井から噴出した熱水をろ過したフィルタ上に残留したSiの特性X線強度と熱水中のSi濃度との関係

この図から分かるように、噴出開始直後の流体で $0.45\mu\text{m}$ のフィルタに残るSi量が特に多いことから、噴出開始時に流出してくる流体中では、前の噴出サイクルとの間の噴出停止期間中に坑井内の流体でシリカの重合が進み、それがフィルタに捕集されたため、ろ過した流体中のSi濃度が相対的に低下したものと考えられる。このことは、噴出開始時の流体のSi濃度を用いて正規化を行うと、実際のSi比と比較して高い値を示すことを意味する。このため、図5-7に示したように、坑井内に流入する流体中のSi濃度は初期岩盤温度 $250^{\circ}\text{C}$ で平衡状態に達していたと仮定し、坑井内を上昇してくる間に蒸気損失が発生する考えた場合のSi濃度値( $324\text{mg}\cdot\text{kg}^{-1}$ )をシリカ(石英)温度計(Fournier and Potter, 1982)により求めてSi濃度曲線の正規化を行ったところ、NaやKの曲線と比較的良好一致することが分かった。

図5-9には、間欠的な噴出が1つのピークだけになった循環試験の後半に実施した第2回トレーサ試験の正規化濃度曲線を示すが、図5-7と同様に $250^{\circ}\text{C}$ からの蒸発損失を考慮した場合のSi溶解濃度で正規化した曲線は、NaやKの正規化曲線と比較的良好一致している。このため、循環試験の全期間にわたって生産井内へ流入した循環流体の初期温度は $250^{\circ}\text{C}$ であったと仮定し、図5-7および図5-9の濃縮曲線を基に、以下のような手順で噴出サイクル中の蒸発率を求めた。

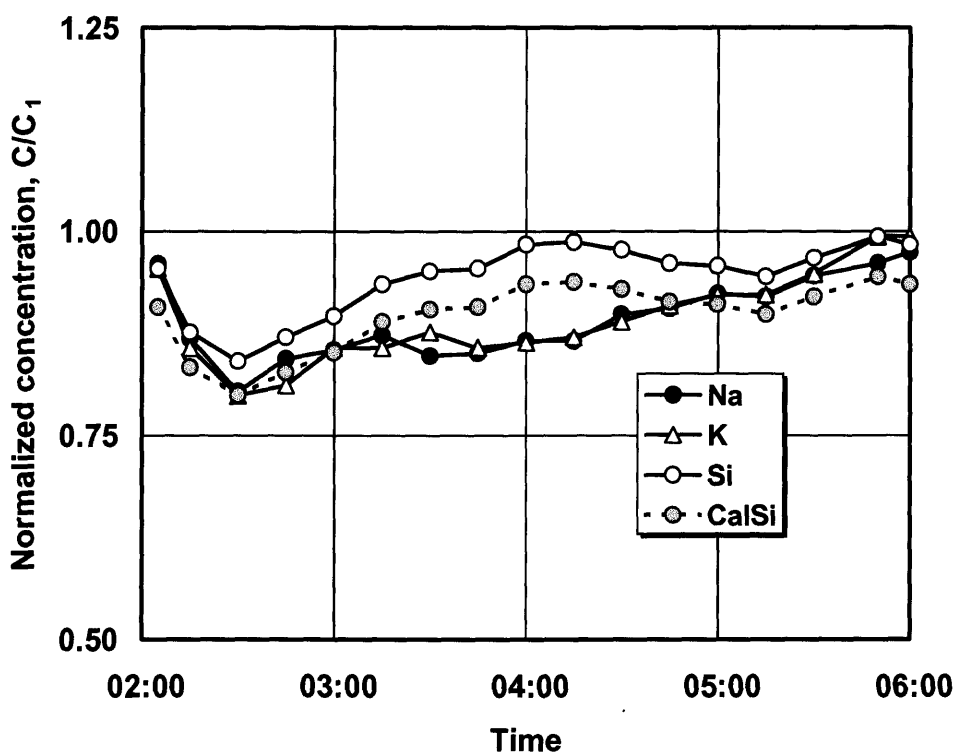


図5-9 間欠的噴出が1ピークになった第2回トレーサ試験中の噴出サイクルにおけるNa、K、Siの各溶存成分の正規化濃度

温度が250℃の貯留層内で、ある溶存成分の濃度が $C_R$ であった流体が沸騰しながら坑井内を上昇し、最終的に100℃になった状態で濃度が $C_S$ になったとすると、

$$C_S = C_R / (1 - \Phi) \quad (5.2)$$

ただし、 $\Phi$ は蒸発率である。

この流体が断熱的に地表に達して100℃で蒸発した場合の蒸発率は、蒸気表から0.295と計算できるので、その時の濃度は、

$$C_0 = C_R / 0.705 \quad (5.3)$$

となる。

噴出初期の濃度で正規化したNaやKの濃度と石英の250℃飽和濃度で正規化したSi濃度とが一致することから、これが蒸発によって最も濃くなった噴出開始時の濃度に相当する。このため、噴出開始時の濃度で正規化された濃度 $C_n$ は、

$$\begin{aligned} C_n &= C_S / C_R \\ &= 0.705 / (1 - \Phi) \end{aligned} \quad (5.4)$$

となる。

従って、ある時間に三角セキで採取された流体の蒸発率は、

$$\Phi = 1 - 0.705 / C_n \quad (5.5)$$

によって求めることができ、更にこの蒸発率を(5.2)式に代入することで貯留層から坑井内に流入した流体の濃度を求めることができる。

(5.2) と (5.5)式を用いて熱水の積算生産量とトレーサ濃度を求める場合、図5-5に示したトレーサ試験中の全ての噴出サイクルについて補正が必要になる。しかし、今回はNaとKの分析が一部の流体に限られており、しかも噴出のサイクル時間が循環時間の経過とともに徐々に短くなっている。このため、今回は噴出が2つのピークに分かれる場合については図5-7を、また噴出がピーク1つだけの場合は図5-9を基にして、正規化した噴出時間と蒸発率との関係についての近似式を求め、この近似式をトレーサ試験期間中の全ての噴出サイクルに適用して蒸発量の補正を行った。

第1回目と第2回目のトレーサ試験について、補正を行う前後の濃度－トレーサ注入後の積算生産量曲線をそれぞれ図5-10と図5-11に示す。図5-10と図5-11から明らかなように、噴出に伴う濃度変動を補正したにも関わらず、各噴出サイクル内での濃度は依然ばらついている。なお、今回のように注入水と生産熱水とで温度が大幅に異なる場合には、流体の密度が違うために容積として $m^3$ を使用すると注入量と生産量とを対比する場合にしばしば混乱が生じる。また、肘折では生産熱水量の計測がフロート式の三角セキで行われており、熱水の生産量は $t \cdot h^{-1}$ で表示されている。このため、本論文では生産量や容量の単



位として $m^3$ の代わりにトンを使用した。

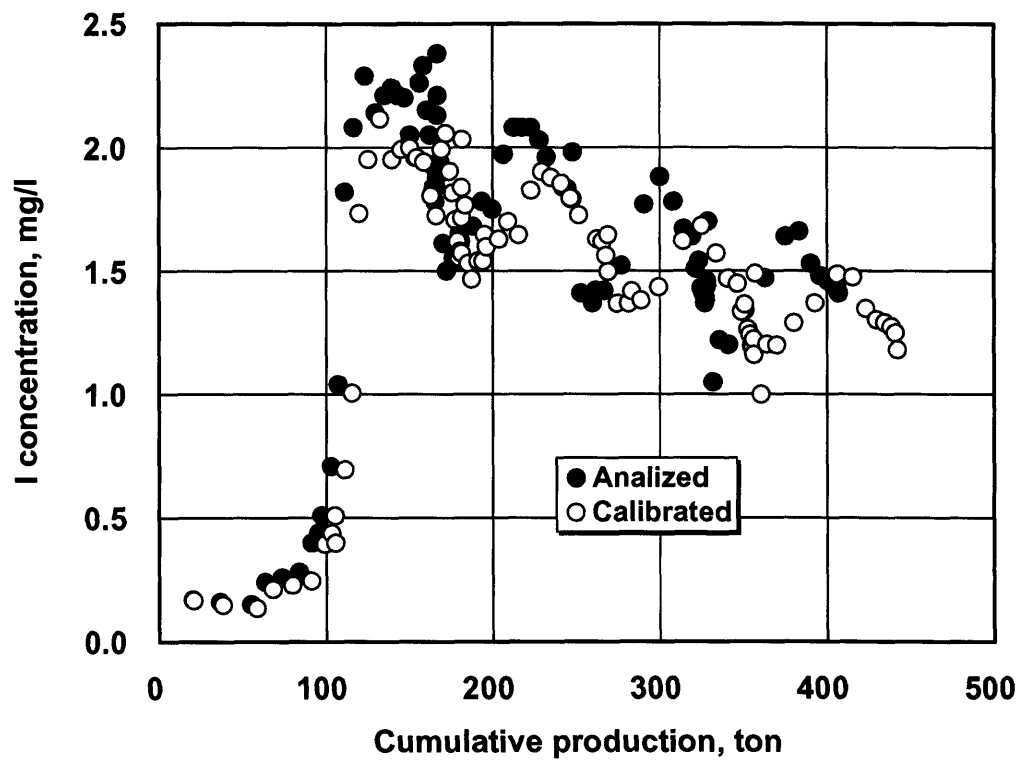


図5-10 フラッシングの影響を補正する前後のトレーサ濃度-積算流量曲線(第1回試験)

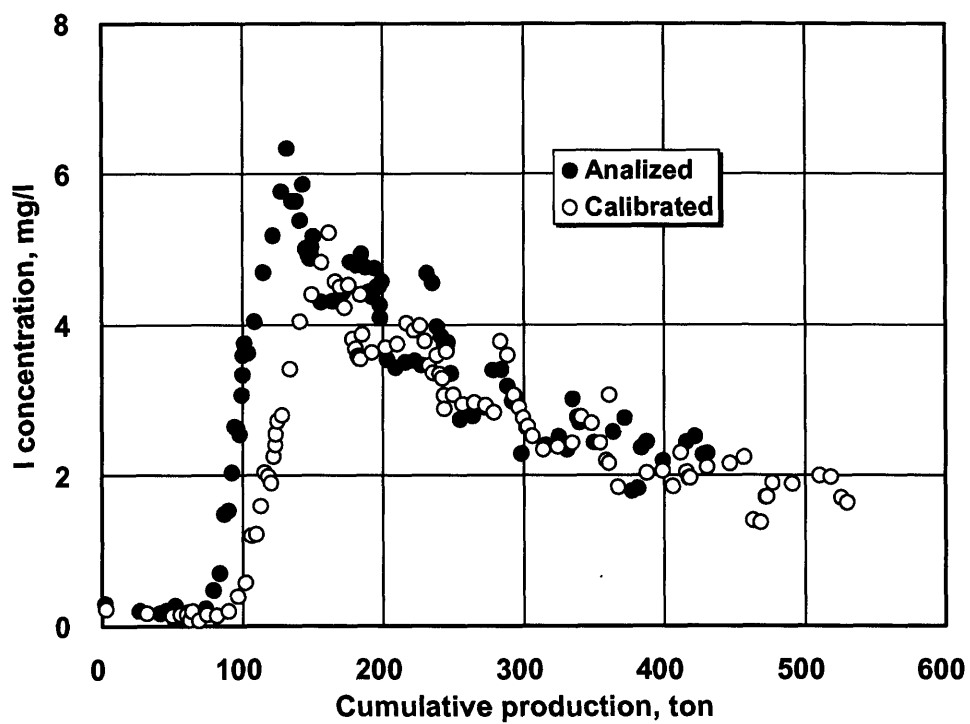


図5-11 フラッシングの影響を補正する前後のトレーサ濃度-積算流量曲線(第2回試験)

補正前後での大きな違いとしては、積算生産量が増えている点と、逆にトレーサ濃度が低くなっている点が挙げられる。特に積算生産量の増加は第2回目のトレーサ試験で著しく、ピーク値と比較すると補正前に132トンだったものが補正後には162トンになり、補正を加えることによって30トン(約23%)も増加している。第1回目のトレーサ試験については、積算生産量の増加は約11%でそれほど大きなものではないが、肘折のように坑井の容積が貯留層の容積に比較して大きい場合には、無視できない量となる。

#### (4) 循環試験(Exp.8805)におけるトレーサ試験のRTD解析

図5-10および図5-11に示したように濃度の変動は依然大きい、これら濃度-積算生産量曲線から $V_m$ と半波値幅を求めた。貯留層の $V_m$ を求めるには、見かけ上の $V_m$ からトレーサの坑井内流動に相当する容積を補正する必要がある。4章で述べたように、注入井側についてはピストン流を仮定してもトレーサの移流分散への影響はほとんどないので、注入井側に対する補正はSKG-2井内をトレーサ流体が流下する時間(=SKG-2の坑井容積/注入流量)に相当するHDR-1井の生産量を、また生産井側については見かけの $V_m$ からキャリパー検層結果を基にして求めた坑井容量を差し引けば良い。

次に、蒸発量を補正した後のトレーサ濃度と生産流量からトレーサの回収量を求め、注入量に対する回収率を計算し、流体の回収率と比較した。トレーサの回収率を求める場合、トレーサの回収が終了するまで観測を十分に長く行う必要がある。しかし、今回のように限られた循環時間ではトレーサ濃度はバックグラウンド濃度に低下しておらず、曲線のテール部分を計算するためには何らかの仮定が必要になる。今回は、ピーク値以降の濃度-生産量曲線に指数関数を当てはめ、トレーサの回収率を求めた。トレーサ試験に対するRTD解析の結果を、流体およびトレーサの回収率とともに表5-2に示した。

第1回と第2回のトレーサ試験を比較すると、SKG-2井とHDR-1井間の $V_m$ は50トンから74トンへと5割ほど増加しているのに対し、逆に半波値幅は425トンから263トンへと約4割も減少している。5-2でも述べたように、 $V_m$ は注入井と生産井の間を結ぶ透水性の高いフラクチャ部の容積に、また半波値幅は $V_m$ を通過するトレーサの分散の程度に関係する。従って、RTD解析結果からは、第2回目のトレーサ試験では第1回目の試験に比べて、SKG-2井からHDR-1井の間のフラクチャ容積が増加するとともに、両坑井間の流動がトレーサの分散が少ないより直接的なものに変化したことが分かる。この間、SKG-2井からの注入流量は $7\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ から $14\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ へと倍増しており、それに伴い注入圧力も2MPaから5MPaへと増加している。この程度の流量では注入井における圧力損失はほとんど無視できるので、注入圧力の増加によりSKG-2坑底付近の圧力も増加し、HDR-1井との間のフラクチャの開口が促進されたものと考えられる。一方で、注入量に対する生産流体の回収率は0.33から0.21へと低下しており、注入流量の増加に伴う圧力増加によって循環系の外に逃げ出す流体の割合(逸水率)も増加したものと考えられる。

表5-2 Exp.8805におけるトレーサ試験のRTD解析結果

	第1回試験.	第2回試験.
フラッシング補正期間中		
注入総量 (ton)	1407	2487
生産量 (ton)	452	431
流体回収率	0.33	0.21
トレーサ回収率	0.16	0.14
推定総トレーサ回収率	0.34	0.17
モード容積 (ton)	50	74
半波値幅容積 (ton)	425	263

トレーサ投入後ほぼ2日たった時点までのトレーサの帰還率は、表5-2に示したように、注入流量の少ない第1回試験期間中で0.16、注入流量が倍になった第2回試験期間中で0.14となった。これらの値は注入水の回収率(それぞれの試験で0.33と0.21)に比べて低く、注入水の回収率の5割と7割に相当している。特に第1回試験では、トレーサのテールを外挿することにより推定した帰還率が流体の回収率とほぼ等しくなっているにも関わらず、2日後でも注入されたトレーサの半分近くは帰還しておらず、注入流体が滞留時間の長い経路を通過していることを示唆している。一方、トレーサを投入してから2日間の流体の回収率に対するトレーサの帰還率の比率が、第2回試験の方が第1回試験に比べて高いことは、上述したSKG-2井からHDR-1井への直接的な流れが第2回試験でより顕著になったという考えを支持している。

### 5-3-2 2坑井安定生産時の試験

#### (1) 試験方法

1988年の循環試験から、注入井SKG-2と生産井HDR-1間の導通性がさほど良くないことが判明したため、1989年夏に、注入井SKG-2の西側をターゲットとして2本目の生産井HDR-2を掘削し、1ヶ月間の循環試験(Exp.8902)を実施した。Exp.8902では、注入量を短期間 $34\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ に倍増させた3回の注入作業期間を除いて、全期間ほぼ $17\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ の一定流量で注入が行われた(山口他;1991b)。その間に2回のトレーサ試験を実施したが、第1回目の試験は注入流量を一時 $32\text{kg}\cdot\text{l}^{-1}$ と倍増させることによってHDR-1とHDR-2両坑井からの生産が増加、安定してから1週間後に、また第2回目試験は同じく注入量を一時的に倍増して導通改善を2回試みた2日後に実施した。

トレーサの注入方法はExp.8805と同様であったが、生産流体の採取は2本の生産井坑口の袖バルブの操作により坑口圧力が加わるようになったため大幅に改善された。即ち、袖バルブの操作により坑井内でのフラッシュ発生を防ぐことができるようになったため、生産流量が安定するとともに、液相状態のまま生産流体を採取できるようになった。既に3章で紹介したように、流体は内部をテフロンでコーティングした11.1のステンレス製耐圧容器に直接採取できるようにしたため、フラッシングによる濃度変化を生じる恐れはなくなった。2回のトレーサ試験に関連して採取した流体試料数は、第1回目の試験で195試料、第2回目の試験で137試料であった。これら流体の処理、分析方法はExp.8805と同様である。

## (2) 滞留時間分布法解析

2回のトレーサ試験から得られたHDR-1とHDR-2両生産井坑口でのトレーサ濃度-時間曲線については、既に第3章の図3-3～図3-9に示した。これらのデータを基にしてRTD解析を行った。第1回目と第2回目試験との正規化濃度-生産量曲線をそれぞれ図5-12と図5-13に示す。

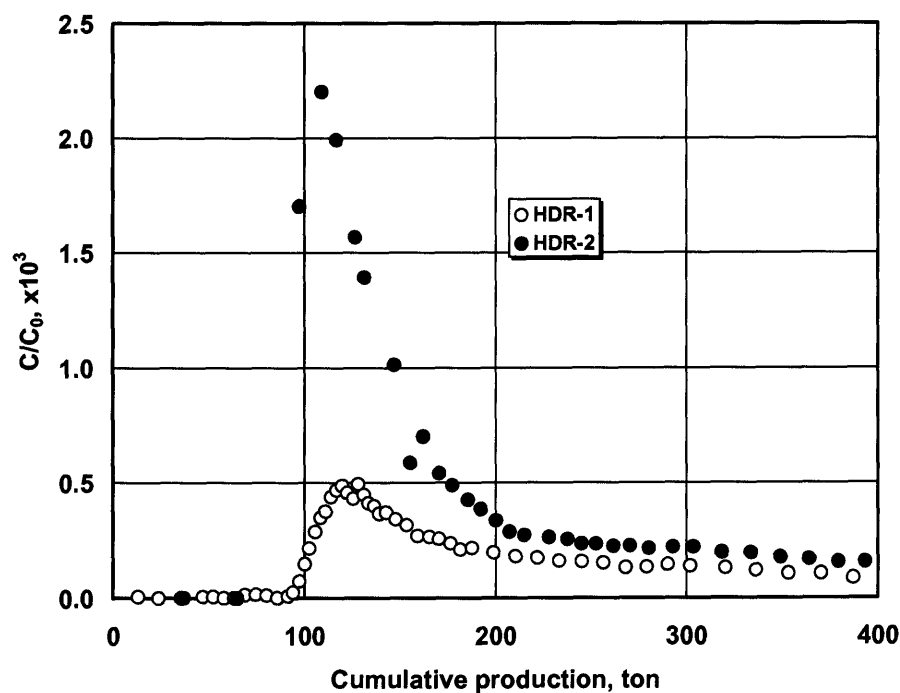


図5-12 Exp.8902の第1回トレーサ試験の正規化濃度-積算生産量曲線

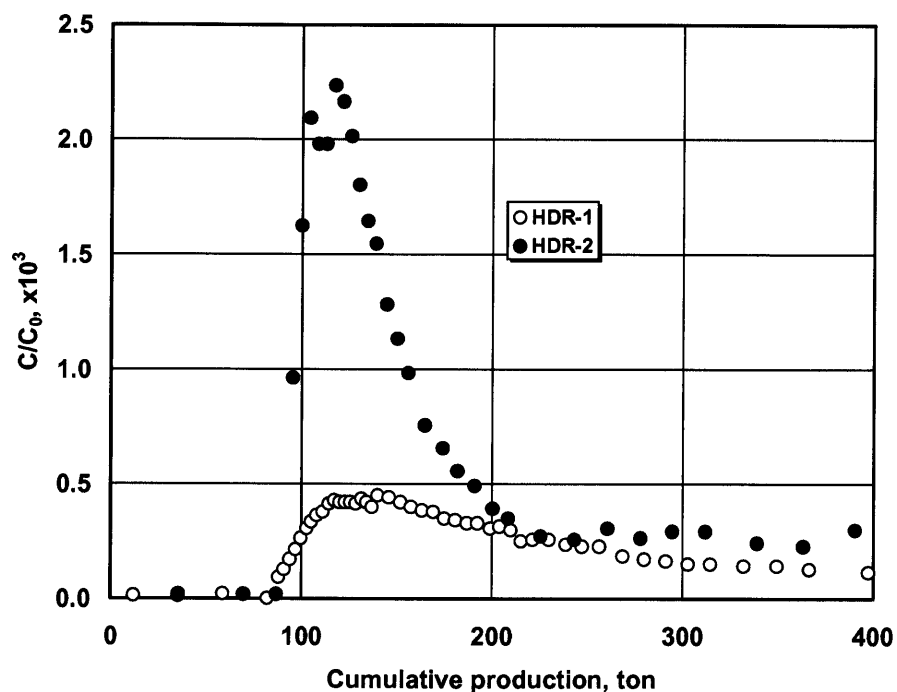


図5-13 Exp.8902の第2回トレーサ試験の正規化濃度-積算生産量曲線

両図を基にしてSKG-2井からHDR-1とHDR-2両生産井までの $V_m$ や半端値幅容積を求めた。得られた結果を表5-3に示す。第1回目の試験ではHDR-2井での流体採取時間の設定が適当でなかったために、曲線の立ち上がりを正確にとらえることができず、 $V_{1/2}$ を正確に求めることができなかった。

表5-3 Exp.8902におけるトレーサ試験の概要

	第1回試験		第2回試験	
	HDR-1	HDR-2	HDR-1	HDR-2
坑井容積 (ton)	67.9	66.4	67.9	66.4
注入時間補正 (ton)	3.9	8.9	3.5	10.3
ブレイクスルー容積 (ton)	23	-	21	8
モード容積 (ton)	52	31	59	32
半波値幅容積 (ton)	66	(54)	154	56

表5-3から次のことが指摘できる。

- ① HDR-1井については、1回目と2回目の試験で $V_m$ は若干増加しているもののそれほど大きな変化ではないのに対し、 $V_{1/2}$ は2回目の方が大幅に増加している(図5-13)。
- ② HDR-2井については、 $V_m$ にはほとんど変化がなく、 $V_{1/2}$ についても、立ち上がりの不正確さはあるものの、ほとんど変化がないと考えられる。
- ③ 第2回試験について、 $V_m$ 、 $V_{1/2}$ ともにHDR-2井に比べてHDR-1井の方が大きく、 $V_m$ で約2倍、 $V_{1/2}$ で3倍程度大きい。

HDR-1井についてはExp.8805中のPTS検層から1743mと1786mの2箇所が、またHDR-2井についてはExp.8902中のPTS検層から1,756mと1,764mの2箇所が、流体の主要な流入点(フィードポイント)であることが明らかになっている。SKG-2井の流出点をケーシングシューの深度である1,788mとして、両坑井のフィードポイントまでの距離を求めると、HDR-1井の1,743m深までが60m、1,786mまでが40m、HDR-2井(平均深度を1,760mとする)までが41mとなる。SKG-2井～HDR-1井間の距離を60mと長い方の値を採用しても、SKG-2井～HDR-2井間の距離の1.5倍にしかならず、 $V_m$ 比(1.8倍)に比べて多少小さくなる。また、上述したように第2回試験ではHDR-1井への $V_{1/2}$ はHDR-2井に対して3倍近くになっており、HDR-1井へ至る流路は、HDR-2井へのものに比べてより複雑なことを示唆している。

SKG-2井とHDR-1井間の $V_m$ と半波値容積について、前年に行われたExp.8805で得られた結果(表5-2)と比較すると、 $V_m$ はExp.8805の第2回目が74トンだったのに対してExp.8902の第1回目は63トンなのでそれほど大きな変化ではないが、 $V_{1/2}$ は263トンから66トンへと大幅に減少していることが分かる。両トレーサ試験は同一の注入流量で実施されており、しかも $V_m$ がそれほど大きく変化していないことから、Exp.8902において新たにHDR-2井が付け加わったことによる流動状況の変化が $V_{1/2}$ の大幅な増加の原因とは考え難い。考えられる要因としては、Exp.8805における間欠的な噴出とExp.8902の安定した生産との差異が挙げられる。即ち、間欠的な生産の場合には、噴出停止時や2相流状態での急激な生産に伴い、生産井坑内や生産井近傍のフラクチャ内でトレーサの混合や分散が起こり易いと考えられ、これが原因で $V_{1/2}$ が大きくなった可能性が高い。このことは、同じExp.8805におけるトレーサ試験でも、1サイクルの噴出が前後期の2回に分かれ、しかもその継続時間の長かった第1回目のトレーサ試験の $V_{1/2}$ が425トンで、第2回試験に比べて約6割も大きかったことから推察できる。

以上述べたことから、HDR貯留層でのトレーサ試験をRTD解析法により評価することによって、貯留層内の流動状況の差異を定性的に評価可能であることが分かる。ただし、評価のためのトレーサ試験で貯留層を評価するための各パラメータを精度良く求めるためには、流体の流動が安定した定常状態で試験を実施することが重要であると考ええる。

## 5-4 3ヶ月間の循環試験のトレーサ試験と滞留時間分布解析

### 5-4-1 試験方法

3ヶ月循環試験(Exp.9102)は上部貯留層の特性を把握するために行われた最後の循環熱抽出試験で、1991年8月6日から約3ヶ月間にわたって実施された。Exp.9102では注入井 SKG-2と3本の生産井(HDR-1, HDR-2 および HDR-3)の間で循環が行われた(図 5-14)。

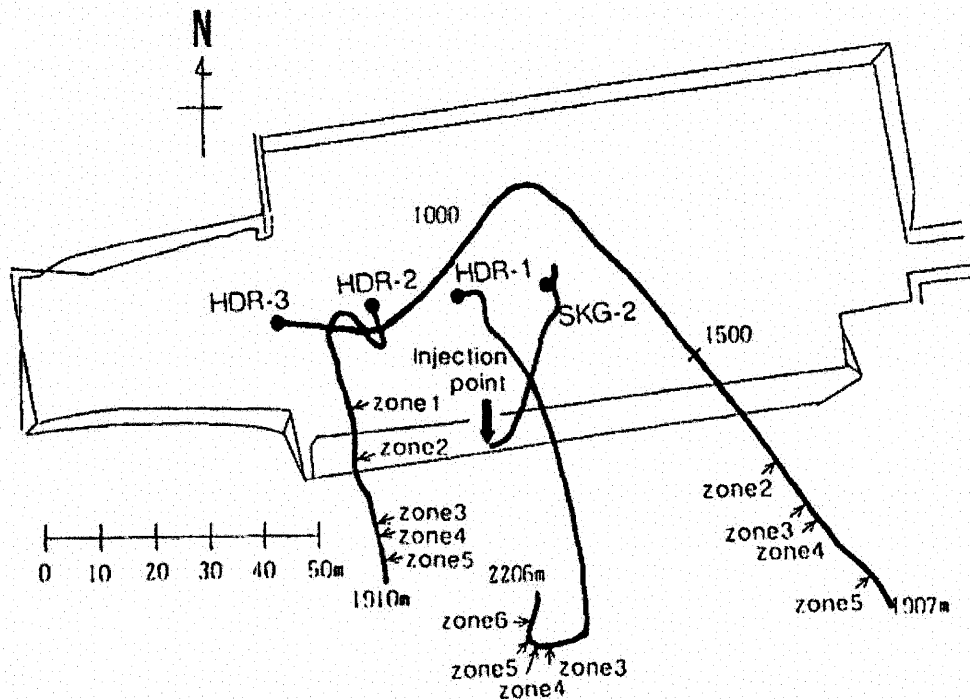


図 5-14 Exp.9102 実施時の肘折 HDR 実験場敷地配置と地表面に投影した坑井坑跡

図 5-15 に Exp.9102 中の注入流量と生産井からの蒸気と熱水生産流量を示す。Exp.9102 中、坑井刺激時を除いて、SKG-2 井からは一定流量( $17\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ )で注水を行った。試験初期には貯留層内を刺激して蒸気・熱水の生産流出の増加を目的として、また貯留層内フラクチャ面内の水の流出を促進し、更に AE を発生してフラクチャ面の位置を把握するために、注入流量を短期間 2 倍あるいは 3 倍に増加した坑井刺激を実施した。また、中期には注入井と個々の生産井間との導通特性把握のため、1本の生産井を残して他の生産井の坑口バルブを閉じる、いわゆる単独坑井生産試験を5日間実施した。それぞれの単独試験の間には、貯留層の安定を図るために3坑井による通常の生産を5日間行った。循環試験の後半実施された3坑井からの安定生産期間の HDR-1～HDR-3 の生産流出の比は 1.0:2.3:2.4 となり、HDR-2 と HDR-3 の生産流出はほぼ等しくなるとともに HDR-1 の約 2 倍の値を示した。これにより、HDR-2 と HDR-3

を結ぶ東西方向へ透水性の高い流路が存在していると推定された。Exp.9102 期間中の流体回収率は約80%であった。図 5-16 には各生産井から流出する熱水温度の経時変化を示した。

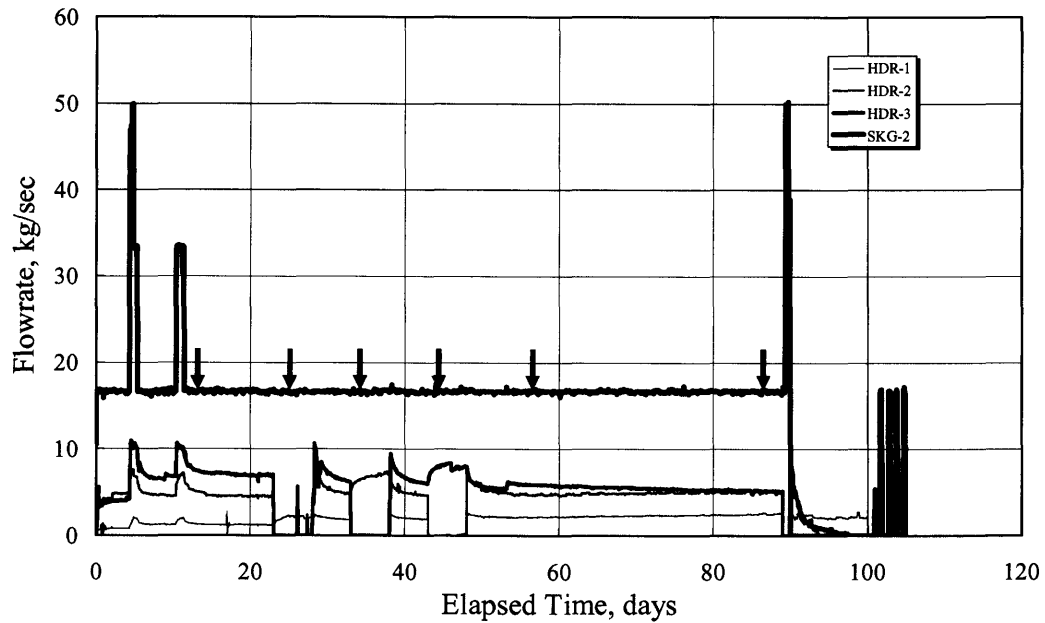


図5-15 Exp.9102における注入流量と生産流量の経時変化(トレーサ投入時間をSKG-2井注入流量線上に示す)

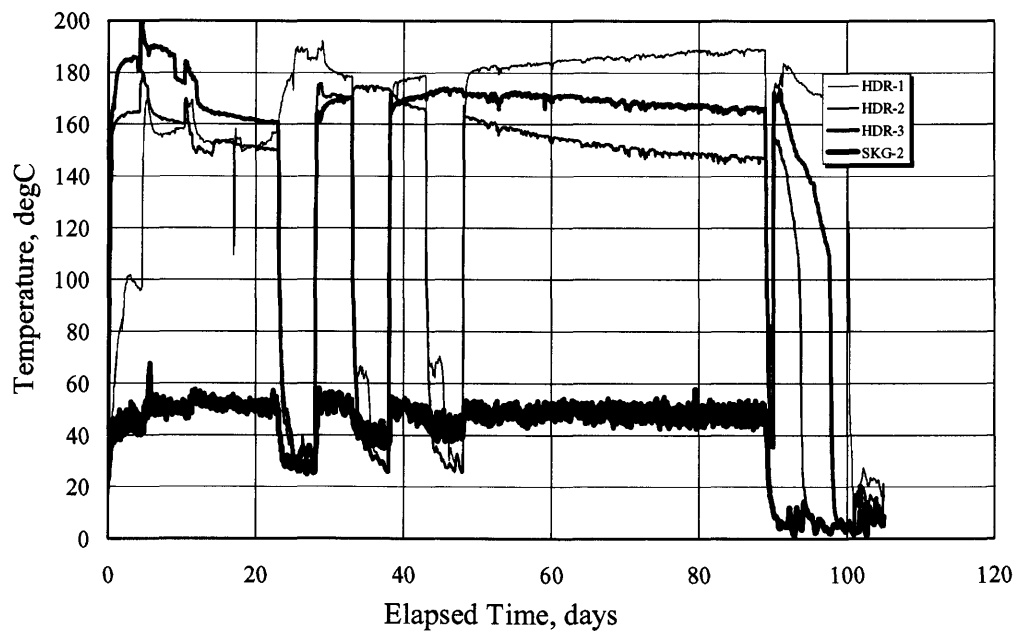


図 5-16 Exp.9102 中の生産流体温度の経時変化



HDR-1井の温度は時間の経過とともに徐々に上昇して3ヶ月後に約180℃に達した。これに対しHDR-2の温度は180℃に達した後、徐々に低下して最終的に約150℃になった。また、HDR-3の温度は試験初期に180℃に達した後、単独坑井試験を経てほぼ安定して約170℃を保った。SKG-2の注入圧力は坑井刺激時や単独坑井試験時を除いてほぼ3MPaと安定しており、HDR-1、HDR-2およびHDR-3もほぼ1MPaで安定していた。

Exp.9102中にトレーサ試験は6回実施した(表5-4)。まず、2回目の坑井刺激が終了して3坑井からの生産がほぼ安定した段階で、循環初期の貯留層の状態を把握するために第1回目のトレーサ試験を行った。続いて、生産井ごとの単独生産時に貯留層内の流動状況がどのように変化するかを把握する目的でそれぞれ1回ずつの試験を行った。更に、貯留層の経時的な変化を把握する目的で、安定生産に移った循環試験の後半の安定生産が開始された後に第5回目を、実験が終了する直前に第6回目のトレーサ試験を行った。

表5-5 Exp.9102におけるトレーサ試験の概要

	第1回	第2回	第3回	第4回	第5回	第6回
注入時間	8/19/91 0:00	8/30/91 9:00	9/9/91 16:00	9/19/91 16:00	10/2/91 16:00	10/31/91 16:00
生産坑井	HDR-1～3	HDR-1	HDR-2	HDR-3	HDR-1～3	HDR-1～3
使用トレーサ*	KI:5.04kg KBr:4.93kg	KI:6.00kg Mo:5.0kg	KBr:4.07kg W:5.08kg	KI:2.99kg Mo:3.0kg	KBr:5.04kg W:5.04kg Fl:25.0g	KI:5.04kg Mo:5.04kg Fl:25.0g
注入容量	1.01 m <sup>3</sup>	1.05 m <sup>3</sup>	1.09 m <sup>3</sup>	1.09 m <sup>3</sup>	1.09 m <sup>3</sup>	1.0 m <sup>3</sup>

\* W:Na<sub>2</sub>WO<sub>4</sub>・2H<sub>2</sub>O, Mo:(NH<sub>4</sub>)<sub>6</sub>MoO<sub>24</sub>・4H<sub>2</sub>O, Fl:フルオレセイン Na

トレーサやトレーサの注入・採取方法は、Exp.8903とほぼ同様であった。ただし、生産井が3本に増えたことにより流体採取作業が繁雑となり、時間を必要としたため、生産流量の多かったHDR-2井とHDR-3井からの流体採取には、ドラム缶を利用した熱交換器を作成して冷却した流体を直接採取可能にして労力の低減を図った。また、トレーサ試験を繰り返し行うことによるバックグラウンド濃度の上昇の懸念があったため、新たに検出感度が高い蛍光染料(フルオレセイン)を試験的に使用した。

生産流体の採取時間間隔は、トレーサ濃度曲線の立ち上がりとピークを正確に把握する上で重要となる。このため、Exp.8903のトレーサ試験結果を考慮して、積算生産流量が80～150トンの間をできるだけ細かく採取した。このため、生産流量の多かったHDR-2とHDR-3井では最も採取時間間隔が短い場合には10分ごとに、また流量の少ないHDR-1井では20分ごとに採取を行った。

#### 5-4-2 試験結果と流動評価

ここではトレーサ試験の結果を述べ、滞留時間分布解析によりトレーサの応答を整理して、単独坑井生産の前後、更にはその後の安定生産試験中に貯留層内の流動状況がどのように変化したかを評価する(松永他;1992)。

第1回目のトレーサ試験における3本の生産井でのトレーサ濃度-時間曲線を図5-17に示す。この試験では8月19日0時にSKG-2井へトレーサを注入したが、各坑井の生産流量が大きく異なるために各生産井のトレーサ流出時間は大きく異なっており、生産流量が $7.5\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ と最も多かったHDR-3井では午前3時には、流量が $5.1\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ であったHDR-2井からは午前4時30分には、また生産流量が $1.3\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ と最も少なかったHDR-1井では午後5時30分にトレーサの流出が観測されている。また、流出したトレーサの濃度も各生産井で大きく異なっており、湧出の最も早かったHDR-3井ではIのピーク濃度は $29.3\text{mg}\cdot\text{l}^{-1}$ に達しているのに対し、最も湧出の遅かったHDR-3井でのピーク濃度はそれよりも1桁低い $2\text{mg}\cdot\text{l}^{-1}$ であった。

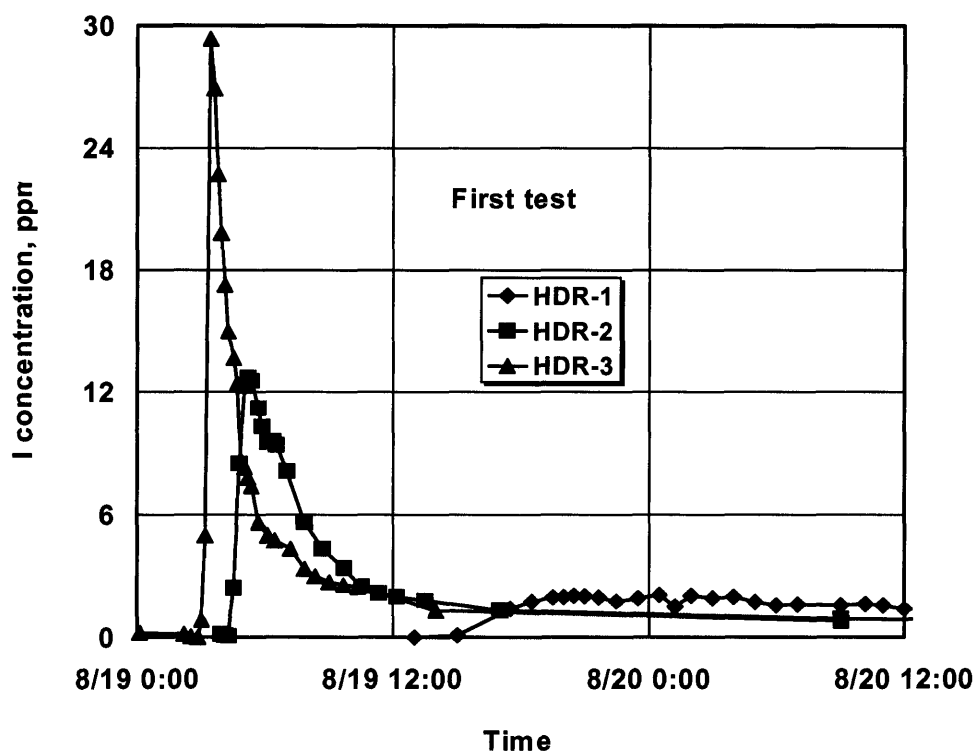


図5-17 Exp.9102第1回トレーサ試験の濃度-時間曲線

図5-18は単独生産試験が終了した後に実施した第5回目のトレーサ試験の濃度-時間曲線である。第1回目のトレーサ試験の結果(図5-17)と比べて、

- ① HDR-1井以外のトレーサピーク濃度が低下していること、

- ② 特にHDR-3井での低下が著しく、HDR-2との間でピーク濃度が逆転していること、
- ③ HDR-3井におけるトレーサ湧出時間が早くなっていること、
- が分かる。

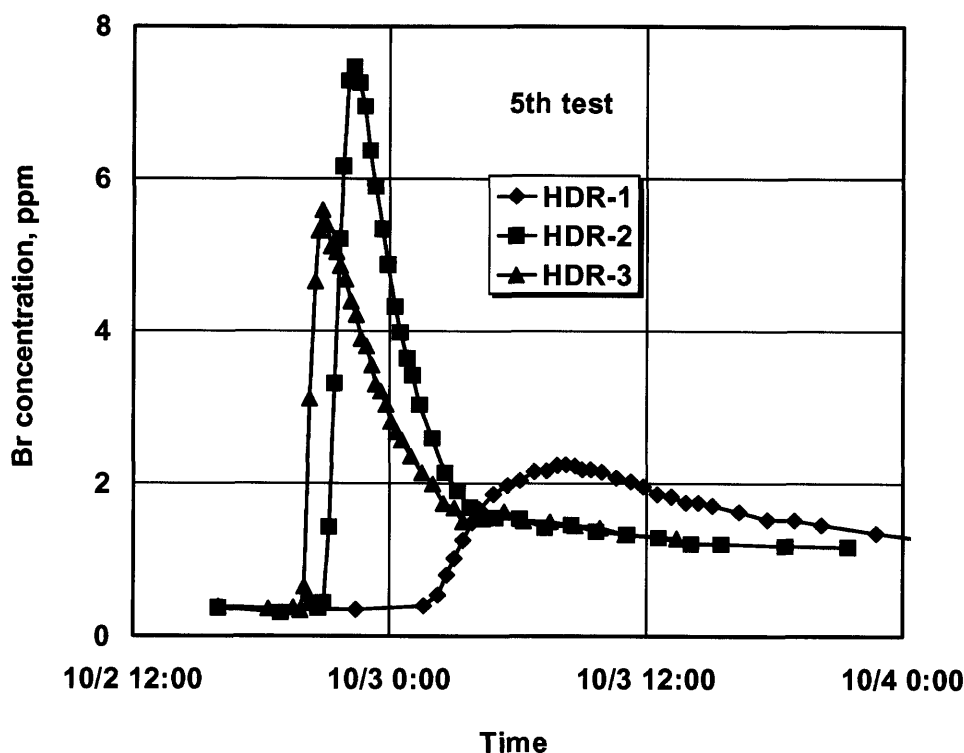


図5-18 Exp.9102第5回トレーサ試験の濃度-時間曲線

表5-4に示したように第1回目と第5回目の試験では使用したトレーサがIとBrと異なっているが、注入したトレーサ原液の濃度はIが $3,610 \text{ mg} \cdot \text{l}^{-1}$ 、Brが $3,320 \text{ mg} \cdot \text{l}^{-1}$ とそれほど大きな差はなかったにもかかわらず、HDR-2井およびHDR-3井においてピーク濃度が大きく変化している。このため、貯留層内の流動状況に何らかの変化が生じたものと考えられた。しかし、トレーサの湧出時間は生産流量によって大きく変化するので、更にRTD曲線を用いてトレーサ応答を比較した。

図5-19と図5-20に第1回目と第5回目のトレーサ試験のRTD曲線を示した。これら2つの図から、時間-濃度曲線から考えられた①～③の内、③については生産流量の影響が現れていただけで、貯留層容積の評価をする上でそれほど重要ではないことが分かる。しかし、単独坑井試験の前後でのトレーサ濃度変化は、依然HDR-2とHDR-3井の流動状況が変化したことを示唆している。単独坑井試験ではSKG-2井とHDR-1、HDR-2、HDR-3の内の1本の生産井間の流動状況を把握するため、残る2本の生産井は閉鎖されていた。この坑井の閉鎖に伴い、SKG-2井の注入圧力が上昇しており、フラクチャの流動状況が変化し

たものと考えられる。

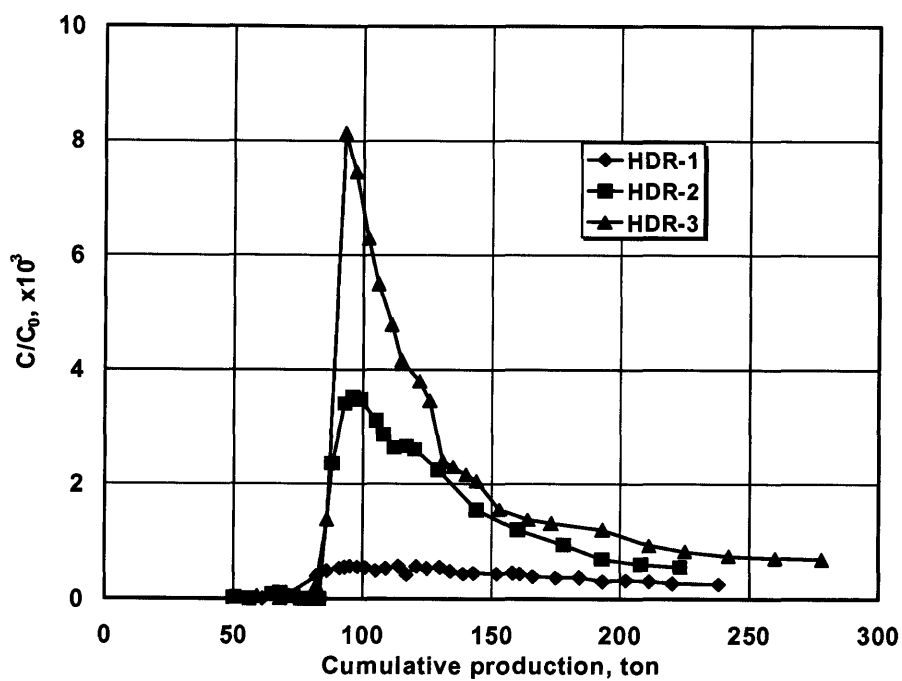


図5-19 Exp.9102第1回トレーサ試験のRTD曲線

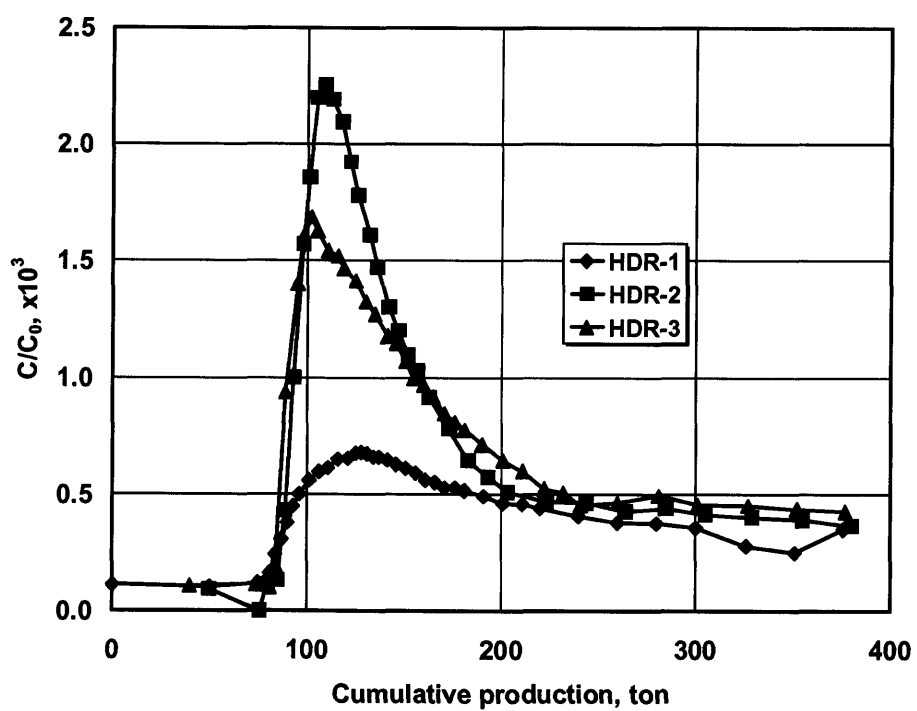


図5-20 Exp.9102第5回トレーサ試験のRTD曲線

これに対して、安定生産状態になった循環試験後半での流動状況の変化はどうだったかを以下検討してみる。このような検討は、実際にHDR貯留層から安定して熱を取り出す場合に、貯留層内の流動状況が時間とともにどのように変化していくのかを知る上で非常に重要と考えられるからである。

図5-21は、安定生産時に実施した3回のトレーサ試験について、HDR-2坑井で得られたRTD曲線を示したものである。この図から、

- ① 試験の経過につれてピーク濃度が低下し、 $V_m$ が増加していること、
  - ② 単独坑井試験による $V_b$ の増加はさほど大きくはなく、安定生産期間中の増加の方が大きいこと、
  - ③  $V_m$ についても同様の傾向を示すこと
- が指摘できる。

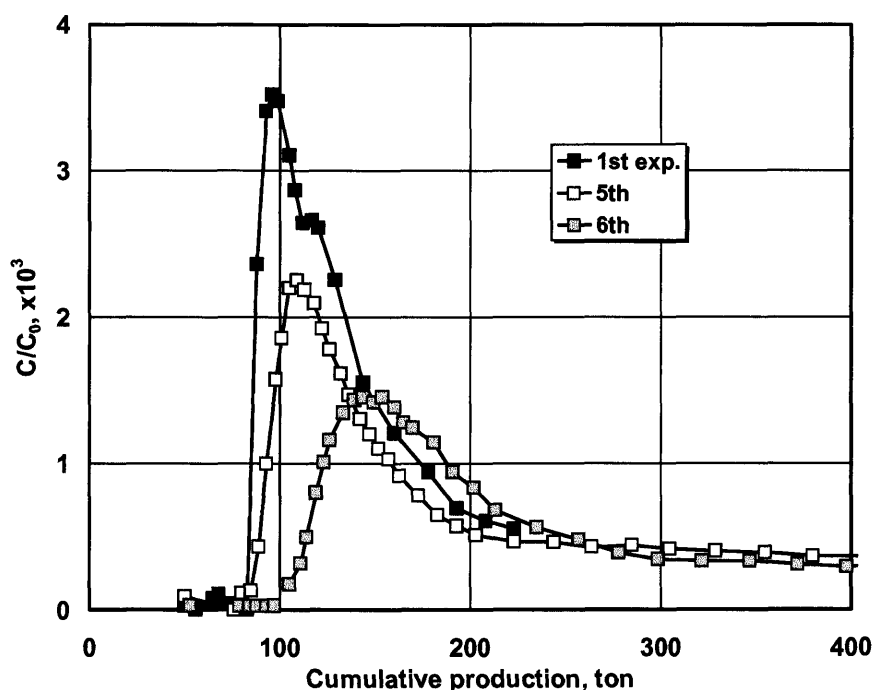


図5-21 安定生産時に実施した3回のトレーサ試験によって得られたHDR-2井でのRTD曲線

このように、各坑井について得られた複数のRTD曲線を視覚的に比較することにより、循環試験の際に行った単独坑井試験や循環の経過に伴う貯留層の状況変化を簡便に把握できる。しかし、RTD曲線から $V_b$ 、 $V_m$ 、あるいは $V_{1/2}$ を求め、それらの値を比較することにより、より適正な比較が可能になる。

Exp.9102で実施したトレーサ試験について、RTD解析によって得られた各データを、表5-6に示した。図5-22は、表5-6のデータを基に、6回のトレーサ試験によって得られた各坑井ごとの $V_m$ の変化を示したものである。図中で、白抜きのマークは単独坑井試験によって得られた値を示す。図5-22から、HDR-1井で

は単独坑井試験期間中の $V_m$ の増加が大きなことが分かる。また、HDR-2井では単独坑井生産時の変動が大きいものの、安定生産に移った段階でいったん $V_m$ は減少し、安定生産時に $V_m$ が大幅に増加していること、HDR-3井では安定生産に移行するまではHDR-2井と同様の变化を示すが、安定生産時には $V_m$ が若干低下する傾向を示している。このように、トレーサのRTD曲線の経時変化は生産井ごとに異なる傾向を示しており、注入井-生産井間の状況が循環試験中に異なる变化を示していることを示唆している。そこで、3ヶ月間の循環試験を循環初期、単独坑井生産時、安定生産時の3つに分けて、RTD解析結果から貯留層挙動を推定してみる。

表5-6 Exp.9102におけるトレーサ試験のRTD解析結果

トレーサ試験	坑 井	ブレイクスルー時間	ブレイクスルー容積	モード容積	半波値幅容積
1	HDR-1	17:30	11 ton	47 ton	186 ton
	HDR-2	4:30	13	26	53
	HDR-3	3:10	10	21	28
2	HDR-1	10:25	13	47	87
3	HDR-2	3:50	17	55	66
4	HDR-3	3:11	18	41	55
5	HDR-1	10:15	22	70	160
	HDR-2	5:10	19	39	60
	HDR-3	4:15	12	30	87
6	HDR-1	9:35	30	63	120
	HDR-2	4:55	27	69	81
	HDR-3	4:35	10	27	103

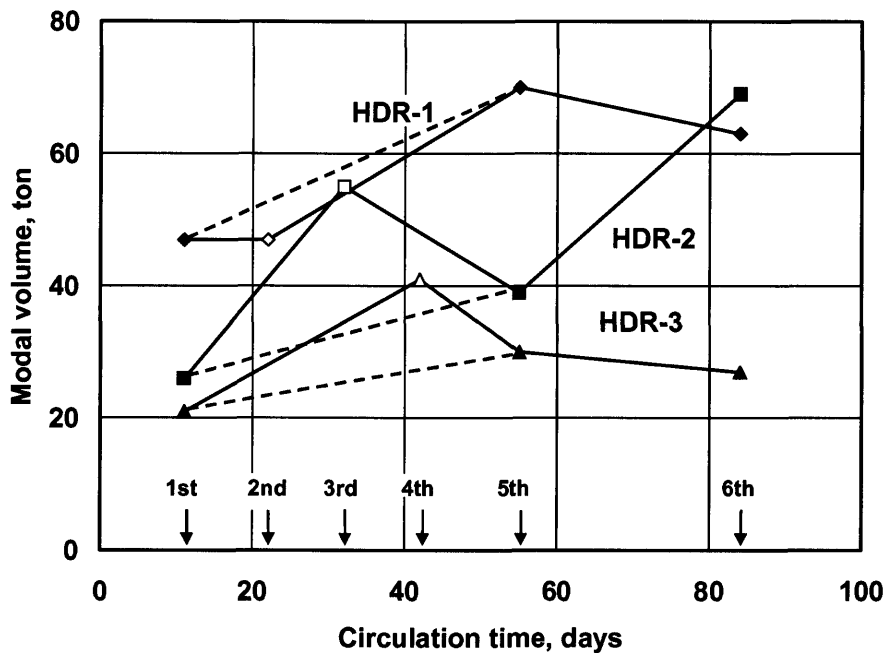


図5-22 Exp.9102期間中の各生産井におけるモード容積の変化(白抜き印は単独坑井生産時の値)

#### [a] 循環初期の状態

トレーサ試験結果だけでなく、坑井掘削時の地質調査やコア調査、水圧破碎や過去2回の循環試験中のAE観測、循環試験前後の注水試験、循環試験中のPTS検層などのデータを加味すると、HDR-2とHDR-3井とはSKG-2井から水圧破碎によって形成されたほぼ東西方向に進展したフラクチャと導通していると考えられる(Matsunaga, 1997)。これに対して、HDR-1井は東西系の主フラクチャと間接的に結ばれた並行するフラクチャと導通していると考えられた。また、坑井間距離の長いHDR-3井の方が第1回目試験でトレーサの応答が明瞭であったことから、HDR-2への導通に比較してより優勢であったと考えられる。

#### [b] 単独坑井生産時

この時の変化が大きいのはHDR-2とHDR-3井である。図5-22に示したように両坑井ともこの期間に $V_m$ と $V_b$ が増加している。このことは他の坑井が閉鎖されることによって、フラクチャ内の流路が限定されて圧力が上昇し、フラクチャ幅が広がったものと考えられる。これに対して、注入井とのつながりが間接的なHDR-1井では、主フラクチャの変動の影響をあまり受けなかったと考えられる。なお、HDR-2、HDR-3井ともに単独坑井生産後に、 $V_m$ が再び減少していることから、フラクチャ幅は圧力に依存して多少可逆的に

変化したものと考えられる。

#### [c] 安定生産時

HDR-1井ではSKG-2井との間の流動抵抗(インピーダンス)が低下していること、 $V_{1/2}$ が減少し、逆に $V_b$ が増加していることから、主フラクチャとの間を結ぶ流路の一部が選択的に流れやすくなったと考えられる。この期間HDR-2井とHDR-3井とでは状況が異なっており、HDR-2井では $V_b$ 、 $V_m$ 、 $V_{1/2}$ ともに増加しているのに対し、HDR-3井では $V_{1/2}$ は増えているものの、 $V_b$ と $V_m$ は変化していない。これは循環の初期段階にHDR-3井側の導通状況が既に良好で $V_b$ や $V_m$ があまり変化しなかったのに対し、HDR-2井側では単独坑井試験の影響を多少受けて、循環試験の後半に流体の流動に寄与するフラクチャ容積が拡大したことを意味している。PTS検層によって1,760m付近に存在する2枚の主要生産ゾーンの寄与率が変化するとともにフィードゾーンの温度降下が進んでいることが明らかになっており(宮入他, 1992)、複数のフラクチャの寄与が大きくなったことと、岩盤の冷却が進むことによってフラクチャの幅が拡大したことが原因と考えられる。また、循環試験の最後に、貯留層の広がりを確認する目的で、全坑井を閉鎖してAEの発生を促進する試みがなされたが、この時のAEはHDR-2井側で主に発生しており、安定生産時にHDR-2井側のフラクチャの流動状況が改善されたという結論とも調和的である。

### 5-5 結 言

山形県肘折のNEDO高温岩体実験場の上部貯留層を対象に行われた3つの循環試験(Exp.8805、Exp.8902、Exp.9102)中に実施されたトレーサ試験の結果を基に、RTD解析を実施して貯留層内の流動状況を評価した。

Exp.8805では坑口装置の関係から生産が間欠的となったため、トレーサ試験の解析にあたっては間欠的な生産に伴う蒸発量の補正が必要となった。このため、熱水中の溶存成分濃度変化を基にした補正を行った。補正後のトレーサ濃度－生産量曲線を基に、循環試験中の貯留層内の流動状況について検討を行った。その結果、間欠的な生産による蒸発量は平均で熱水生産量の20%強にもなり、抽出熱エネルギー量は蒸発量を0とした場合に比べて2倍にも達することが分かった。また、2回のトレーサ試験の $V_m$ と $V_{1/2}$ との比較から、注入流量が倍増した循環試験期間の後半にはSKG-2井-HDR-1井間のフラクチャ容積が増加するとともに、より直接的な流れに変化したものと推定された。

Exp.8902では、新たにHDR-2井を追加して、1坑井注入、2坑井生産による循環が行われたが、それ以外にも坑口装置の改良を行って生産井側の背圧を加えるようにし、安定した生産を行うことが可能となっ



た。このため、Exp.8805とExp.8902の結果を比較することによってHDR-1井とHDR-2井との導通状況の違いを評価できるとともに、間欠生産による影響も評価することができた。その結果、Exp.8805のRTD解析結果で $V_{1/2}$ が大きかった原因としては、間欠的生産時に坑井内でフラッシュによるトレーサの混合や分散が考えられた。また、SKG-2井～HDR-1井間の方がSKG-2井～HDR-2井間に比べて $V_m$ と $V_{1/2}$ が大きいこと、第1回目のトレーサ試験に比べて第2回目の方が $V_{1/2}$ が増加したことから、循環の継続によって流動状況がより広範囲になったことが分かった。

HDR-3井を追加して行われたExp.9102では、3ヶ月間の比較的長期間の循環が行われたばかりか、生産井ごとの単独生産試験が行われたため、循環試験の経過に伴う貯留層の変動だけでなく、それぞれの流路ごとの流動状況の評価や坑口を閉鎖(シャットイン)することによる流動状況の変化についても把握することができた。循環時間の経過やそれぞれの生産井との間の流動状況の変化は坑井ごとに異なっており、HDR-2井とHDR-3井とがSKG-2井から東西に延びる主フラクチャと導通しているのに対してHDR-1井は間接的に導通していることが、このような違いを生み出していると考えられる。また、単独坑井試験時のシャットインによる影響の程度はそれぞれの坑井で異なり、SKG-2井との導通が直接的なHDR-2井やHDR-3井では単独生産時に $V_m$ が増加しており、注入圧力の上昇によるフラクチャの開口が発生したものと考えられた。単独坑井生産時の影響が少なかったHDR-1井に関しても、一連の単独坑井生産後には流動状況の改善が認められ、これら作業によるフラクチャ内流動状況改善の可能性が示唆された。以上述べた結果は、トレーサ試験のRTD解析結果にPTS検層などの結果を加味することで得られるもので、循環試験中のHDR貯留層内の流動状況の把握にトレーサ試験が有効なことを示している。

RTD解析によってHDR貯留層の流動状況を定性的に評価する場合、RTD曲線とそれから得ることができる $V_m$ 、 $V_{1/2}$ 、 $V_b$ 等の各パラメータの変化を基に貯留層内で流動に寄与する部分とその経時的な変化を評価することが主な目的となる。その意味でRTD解析ではHDR貯留層をバルクのシステムとしてとらえており、地熱貯留層シミュレーションでのいわゆるランブドパラメータモデル(例えばGrant et al, 1982)による解析に相当する。その場合、 $V_m$ 、 $V_{1/2}$ 、 $V_b$ 等の各パラメータが大きいほど熱交換面積も大きく、また貯留層内での流体の滞留時間が長くなるので、HDR貯留層から長期間、安定して熱抽出を行うためには有利となると考えられる。このため、既に5-2の最後でも述べたように、貯留層の寿命を評価する上で重要視されている熱交換面積と $V_m$ やメディアン容積との関係式を経験的に求め、トレーサ試験の結果から簡便に貯留層評価を行おうとする試みがなされている(Robinson, 1985; Richards, et al., 1994)。一方で、HDR貯留層は通常幾つかのフラクチャによって形成されているため、HDR貯留層から効率的に熱抽出を行うには、個々のフラクチャがどの程度寄与しているかをできるだけ正確に把握する必要がある。従来の地熱貯留層と異なり、HDR貯留層は人為的に造成されるため、貯留層の評価結果をその後の作業にフィ

ードバックする場合が多いと考えられる。その意味から、坑井仕上げ等の作業を適正に行うためには、個々のフラクチャの評価をできるだけ定量的に行えることが望ましい。貯留層の評価に使用できるデータ量が増えれば、本章の冒頭で述べたようにトレーサ試験等の結果を用いて決定論的な解析を行うことができるようになり、個々のフラクチャに対する評価が可能になると考えられる。

#### 参考文献

- Arnorsson, S., 1978, Precipitation of calcite from flashed geothermal waters in Iceland. *Contr. Mineral. & Petrol.*, 66, 21-28.
- Danckwerts, P.V., 1953, Continuouse flow systems. *Chem. Eng. Sci.*, 2, 1-13.
- Fournier, R.O. and R.W. Potter, 1982, A revised and expanded silica (quartz) geothermometer. *Geothermal Resources Council Bull.*, 11, 3-9.
- Grant, M., Donaldson, J.G., and Bixley, P.F., 1982, *Geothermal reservoir engineering*. P.55-59, Academic Press, New York.
- 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一解析法, 日本地熱学会誌, 14, 1-12.
- 藤井幸夫, 1982, 坑井相互影響調査, 地熱開発総合ハンドブック, pp.680-685.
- Hayashi, K. and Abe, H., 1989, Evaluation of hydraulic properties of the artificial subsurface system in Higashihachimantai geothermal model field. *J. Geothermal Research Soc. Japan*, .11, 185-215.
- Henley, R. W., 1985, *Reviews in Economic Geology, Fluid-mineral equilibria in hydrothermal systems*, Vol. 1, 9-28, Society of Economic Geologists..
- Horne, R.N. and Rodriguez, F., 1983, Dispersion in tracer flow in fractured geothermal systems. *Geophys. Res. Lett.*, 10, 289-292.
- Horne, R.N., 1986, Tracer tests. 20p., In *Text of Geothermal Resources Council Course on testing of geothermal wells*, Palm Springs 1986.
- Jones, R., Jupe, A., Wilkins, C., Willis-Richards, J., and Nicholls, J., 1992, *Tracers*, in Review of HDR measurement techniques. Report of CSM Associates Limited for AEA Technology, 161-185.
- Levenspiel, O., 1972, *Chemical reaction engineering*, second edition. p.258, John Wiley & Sons, New York
- 松永 烈, 宮崎 章, 小林 秀男, 1992, トレーサ試験による循環試験中の高温岩体貯留層の挙動の推定. 能動的地熱抽出システムに関するシンポジウム論文, p.83-88
- Matsuanaga, I., 1997, Reservoir evaluation of the Hijiori hot dry rock geothermal system. *Proc. NEDO Int. Geotherm. Sympo.*, 357-362.
- 宮入 誠, 反町美与志, 大崎 豊, 1992, 物理探査学会第 86 回学術講演会論文集, 173-177.
- Ogata, A., and Banks, R. B., 1961, A solution of the differential equation of longitudinal dispersion in porous media. *U.S. Geological Survey Professional Paper*, 411A.

- 小倉啓明, 新堀雄一, 千田 信, 1991, 断裂型地熱貯留層におけるトレーサー応答解析, 日本地熱学会誌, 13, 95-105.
- 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., 1985, Non-reactive and chemically reactive tracers: Theory and applications. Ph.D. Thesis, Massachusetts Insititute of Technology, p.348-351.
- 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, B12, 10374-10384.
- 茂野 博, 1988a, 人工トレーサーを利用した熱水系の化学的調査・評価手法(1). 地質ニュース, 411, 22-34.
- 茂野 博, 1988b, 人工トレーサーを利用した熱水系の化学的調査・評価手法(2). 地質ニュース, 412, 44-52.
- 茂野 博, 1989, 人工トレーサーを利用した熱水系の化学的調査・評価手法(3). 地質ニュース, 413, 46-59.
- Tester, J.W., Potter, R.M., and Bivins, R.L., 1982, Interwell tracer analyses of a hydraulically fractured granitic geothermal reservoir. *Soc. Petrol. Engrs J.*, 22, 537-554.
- 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.
- 山口 勉, 厨川道雄, 佐藤嘉晃, 及川寧己, 小林秀男, 松永 烈, ジョージ・ジボロスキー, 1991a, 高温岩体からの熱抽出実験と人工貯留層のモデル化. 日本地熱学会誌, 13, 73-93.
- 山口 勉, 及川寧己, 佐藤嘉晃, 厨川道雄, 小林秀男, 松永 烈, 1991b, 肘折高温岩体人工貯留層からの熱抽出挙動についてー上部貯留層2坑井間循環試験(Exp.8805)ー. 資源, 3, 239-250.