

トレーサー試験に基づく蒸気卓越型地熱地域における貯留層涵養の評価に関する研究

福田, 大輔

<https://doi.org/10.15017/1398344>

出版情報：九州大学, 2013, 博士（工学）, 課程博士
バージョン：
権利関係：全文ファイル公表済



トレーサー試験に基づく蒸気卓越型地熱地域における
貯留層涵養の評価に関する研究

福田大輔

目次

第 1 章 緒論	1
引用文献	10
第 2 章 二相トレーサー試験方法の開発と松川地熱地域への適用	14
2.1 緒言	14
2.2 低級アルコール類の二相トレーサーとしての利点	14
2.3 低級アルコール類を用いた二相トレーサー試験方法	21
2.3.1 アルコールの注水井への投入	21
2.3.2 アルコール分析のためのモニタリング試料採取	23
2.3.3 アルコールの分析方法	27
2.3.4 トレーサー回帰データの取得方法	27
2.4 松川地熱地域の二相トレーサー試験結果	29
2.4.1 MR-1 試験(2000)	29
2.4.2 MR-1 試験(2003)	33
2.4.3 M-6 試験(2000)	35
2.4.4 M-13 試験(2002)	35
2.4.5 M-13 試験(2007)	38
2.4.6 M-14 試験(2001)	38
2.5 低級アルコール類を用いた二相トレーサー試験法の評価	41
2.6 結言	42
引用文献	44

第3章 注水による蒸気卓越型地熱貯留層涵養への生産井の応答の	
定量的評価.....	46
3.1 緒言	46
3.2 蒸気卓越型地熱貯留層で発生する注水応答と生産干渉の形態	46
3.2.1 注水応答の形態	46
3.2.2 生産干渉の形態	51
3.3 トレーサー試験を用いた注水応答の判別と定量的評価	51
3.3.1 MR-1 注水への応答	51
3.3.2 M-6 注水への応答	56
3.4 トレーサー試験を用いた生産干渉の予測	60
3.5 結言	62
引用文献	63
第4章 貯留層内における注水流体の沸騰過程と蒸気分率の解析方法の開発	64
4.1 緒言	64
4.2 注水流体の沸騰のモデル	66
4.3 揮発性トレーサーの気相－液相分配係数の推定	69
4.4 注水起源蒸気の蒸気分率の計算方法	73
4.5 蒸気分率の計算結果	75
4.5.1 MR-1(2000)試験	75
4.5.2 M-13(2002)試験	77
4.5.3 M-14(2001)試験	81
4.6 蒸気分率による熱回収と貯留層涵養の評価	83
4.7 結言	86
引用文献	87

第5章 トレーサー試験による蒸気卓越型地熱地域の貯留層構造の解明	89
5.1 緒言	89
5.2 既往研究から見る松川蒸気卓越型貯留層の特徴	90
5.2.1 松川地熱地域の地質学的特徴	90
5.2.2 松川地熱地域の初期状態	94
5.2.3 松川地域の蒸気生産流量分布	95
5.2.4 貯留層温度の特徴	95
5.2.5 貯留層圧力の特徴	95
5.2.6 蒸気化学組成の特徴	97
5.3 トレーサー流動経路から推定する透水性フラクチャ分布	101
5.3.1 閃緑斑岩貫入岩南東縁辺部	101
5.3.2 閃緑斑岩貫入岩内部	104
5.3.3 滝の上温泉層(貫入母岩)内部	104
5.3.4 澄川断層または安山岩岩脈周辺	109
5.4 透水性フラクチャ分布と蒸気化学組成の関係	109
5.5 松川地熱地域における透水性フラクチャ分布と地熱流体の 貯留層構造	113
5.6 結言	118
引用文献	119
第6章 結論	121
謝辞	124

第 1 章 緒論

化石燃料資源に乏しいわが国にとって、再生可能な自然エネルギー(地熱、水力、太陽光、風力、バイオマス等)の発電利用はきわめて重要である。また、自然エネルギーの利用は有害物質の排出量が少なく、環境保全の点でも有効である。

自然エネルギーのなかで地熱は、天候・季節に左右されることなく昼夜連続した利用が可能である。この特徴は地熱発電所の高い稼働率と利用率に反映され、例えばわが国の場合、稼働率と利用率の平均はそれぞれ約 90%および約 70%である(2006 年度、火力原子力発電技術協会, 2013, pp. 15-18)。したがって、地熱発電はベース電源として電気の安定供給に有効である。

わが国は 100 を超える活火山を有し、それに付随して地熱資源が豊富である。発電に利用可能な熱水系資源量は活火山の数から簡易的に算出され(Stefansson, 2005)、最近の国ごとの資源量が村岡 (2009, pp. 67-68)によってまとめられている。それによると、わが国の熱水系資源量は、アメリカ合衆国およびインドネシアに次いで世界第 3 位と大きい。その資源量(150°C 以上)は 2347 万 kW と推定されている(村岡ほか, 2008)。このような豊富な地熱資源を利用して、現在、わが国では 17 地点で 20 ユニットの地熱発電所が運転を行っており、認可出力合計は約 54 万 kW である(火力原子力発電技術協会, 2013, p. 1)。この出力合計は上記の推定資源量の約 2.3%に過ぎず、今後の開発と地熱発電量の増加が期待されている。

地熱資源開発を行う熱水対流系の概念を図 1.1 に示す。熱水対流系は、熱、流体、透水性フラクチャの三つの要素からなる。地熱発電に直接利用されるのは地熱流体(主に蒸気)である。その地熱流体は、概ね深度数百 m から 4000 m の地下深部に位置する地熱貯留層(透水性フラクチャのネットワーク)を流動する。ここから、地熱流体を生産し、また、利用後に還元することを目的として地熱坑井(生産井および注水井・還元井)が掘削される。したがって、地熱坑井は透水性フラクチャに遭遇することを目的とする。地熱井と透水性フラクチャが交わる点を流体の流入点(生産井の場合)もしくは流出点(還元井・注水井の場合)と呼ぶ。

天然の熱水対流系によって形成される地熱貯留層には二種類があり、一つは蒸気卓越型地熱貯留層、いま一つは熱水卓越型地熱貯留層である。前者は、掘削された坑井から乾き飽和蒸気および過熱蒸気を生産する貯留層であり、後者は湿り蒸気を生産する貯留層である。蒸気タービン式発電には、地熱流体のうち蒸気だけが利用され、熱水は分離され再び貯留層に還元される。したがって、熱水処理にかかわる設備が不要な蒸気卓越型地熱貯留層の方が発電所運転の経済性は高い。しかし、蒸気卓越型地熱貯留層の場合、発電規模の

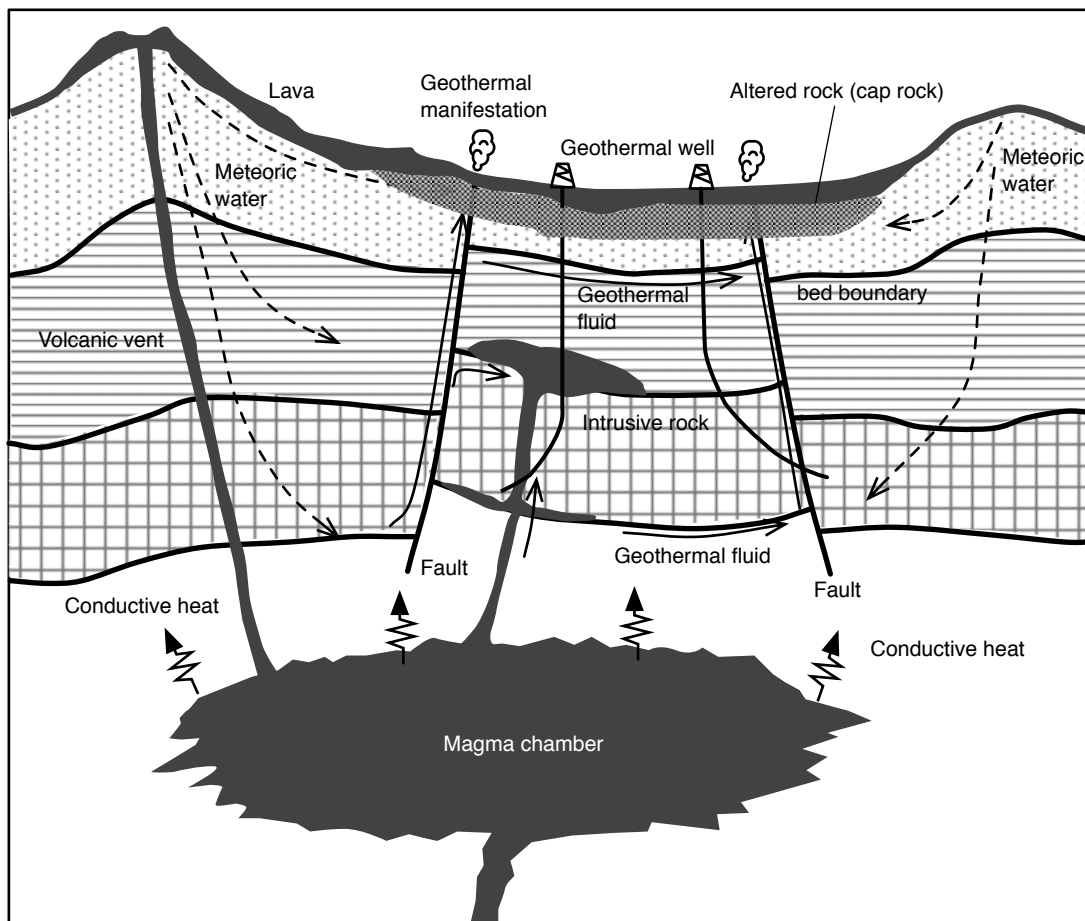


図1.1 地熱資源開発を行う熱水対流系の概念

拡大に伴う過度な蒸気生産によって、蒸気生産流量と発電量が大きく減衰することが複数の地熱地域で起きている。その代表例は、イタリアのラルデレロ地熱地域とアメリカのザ・ガイザーズ地熱地域である。両地域とも、蒸気生産の増加に伴い、貯留層圧力の低下、蒸気生産量の減少および生産蒸気の過熱度の上昇が発生した(ラルデレロ地域の例: Ferrara et al., 1970; ザ・ガイザーズの例: Barker et al., 1992; Goyal and Box, 1990; Mock, 1990)。これらの現象は、貯留層への天然の流体涵養量を超えて蒸気を生産することにより、貯留層内の流体が枯渇(ドライ・アウト)することを意味している。これへの対処として、両地熱地域では、涵養量を人為的に補充することを目的として、発電所で発生する蒸気凝縮水等を貯留層に注入する貯留層涵養が実施されている(ラルデレロ地域の例: Bertrami et al., 1985; Cappetti et al., 1995; Giovannoni et al., 1981; ザ・ガイザーズの例: Barker et al., 1995; Chasteen, 1975; Eneedy et al., 1991; Gambill, 1990; Goyal, 1999; Goyal and Box, 1992; Stark et al., 2005)。この方法では、注水流体が貯留層内で高温の岩石と接触することで加熱され(注水流体と岩石の間の熱交換)、人工の二次蒸気(以下、注水起源蒸気)が発生することにより、蒸気生産流量と貯留層圧力を維持もしくは回復させる。ひとつの例として、ザ・ガイザーズの Calpine 蒸気生産フィールドにおいては、2003 年以降、サンタローザ市から受け入れた三次処理水 (482 L/s) を主要な注水流体として貯留層に注入し、105 MW_{net} の出力を追加して獲得している (Goyal and Conant, 2010)。

貯留層への注水は、蒸気卓越型地熱貯留層の生産能力を長期間維持し、地熱発電所の利用率を高める利点を有する一方、過度な注水は貯留層を冷却し、本来の目的に反して蒸気生産量を減少させ、さらに熱水の生産を引き起こす可能性がある。したがって、注水を行う際には、貯留層の過度な冷却を回避しながら、蒸気生産流量の維持と回復を達成するための最適化が肝要である。

貯留層涵養の最適化の要素は、貯留層内の透水性フラクチャ分布と温度分布に適した注水の位置(注水井および注水深度の選択)、流量、期間の設計・調整を含む。この最適化のためには、注水に対する生産井での物理量の変化(以下、注水応答)を抽出し、その程度を監視する必要がある。もし注水応答を検知し、それが貯留層への過度な注水を反映する場合、注水流量の調整や、注水の一時停止などの対処を行う必要がある。注水応答の監視項目としては、生産井の坑口における生産流量、蒸気温度、坑口圧力が挙げられる。

生産井の物理量の時間変化は、貯留層涵養と関係のない固有のバックグラウンド変化を含むことから、注水井と生産井の水理的な繋がりがある程度以上強い場合にのみ、注水応

答は有意に検出できると考えられる。そのような例として、ザ・ガイザーズでは、注水開始後に注水井近傍の生産井の蒸気流量が増加している。この場合、蒸気量の増加分を注水起源蒸気と見なし、それを注水量で割った値をリカバリーファクターと定義し、これを指標として涵養効果の定量的な評価を行っている(Goyal and Box, 1992)。しかし、明瞭な蒸気生産流量の増加が測定されない場合も想定できる。それは、注水流体が広範囲に分散し、生産井への回帰量が少ない場合である。また、注水流体が沸騰し気液二相状態になる場合、蒸気と熱水の流れやすさは二相流体の蒸気飽和率に大きく依存する (Grant and Bixley, 2011, p.42)。例えば、蒸気飽和率が高いと熱水は不動となり、反対に蒸気飽和率が小さいと蒸気が不動となる。この蒸気飽和率は、低温の注水流体の注入により低下し、反対に貯留層内の沸騰によって上昇する。したがって、貯留層内の蒸気飽和率の分布は一様ではなく、非常に複雑である。このような条件下では、注水流体の流動挙動と沸騰過程を、坑口での物理量だけで推定することは困難であり、より直接的な別の情報が必要である。

貯留層内の注水流体の流動を直接的かつ定量的に評価する試験方法としてトレーサー試験がある。トレーサー試験は、図 1.2 に示すように、天然または人工のトレーサー物質を注水流体と共に注水井(還元井)を通じて貯留層に注入し、トレーサーが貯留層内を流動し、生産井から回帰する過程を生産流体試料の定期的な採取とトレーサーの検出および定量により確認する試験である。トレーサーの検出は注水井から特定の生産井への注水流体の流動径路(透水性フラクチャ)の存在を表し、トレーサー濃度の時間変化(図 1.2 のトレーサー回帰曲線)は注水流体の流動挙動(流速、回帰率)を反映する。

多くの熱水卓越型地熱地域では、トレーサー試験は還元流体の生産井への還流を評価する試験方法として一般に広く実施されている。その際、還元熱水(液相)に溶解する不揮発性の化学試薬がトレーサーとして用いられる(例えば、Adams, 1985; Adams et al., 1992; Horne, 1985)。一方、蒸気卓越型地熱貯留層に対するトレーサー試験では、蒸気(気相)に分配される揮発性のトレーサー物質を使用しなければならない。蒸気卓越型地熱地域でのトレーサー試験の初期において、ラルデレロ地域では、注水流体である蒸気凝縮水の安定同位体(^2H および ^{18}O)が天然のトレーサーとして利用された(Nuti et al., 1981)。ザ・ガイザーズでは、放射性元素のトリチウム(三重水素)を含む水がトレーサーとして使われ(Gulati et al., 1978)、次いで安定同位体も利用されている(Beall et al., 1989; Gambill, 1990)。これらトレーサー物質は水そのものであり、注水流体(水)の挙動を追跡するのに理想的な物質である。しかし、ザ・ガイザーズでは注水流体として蒸気凝縮水の他に系外の水が加えられるようになり、

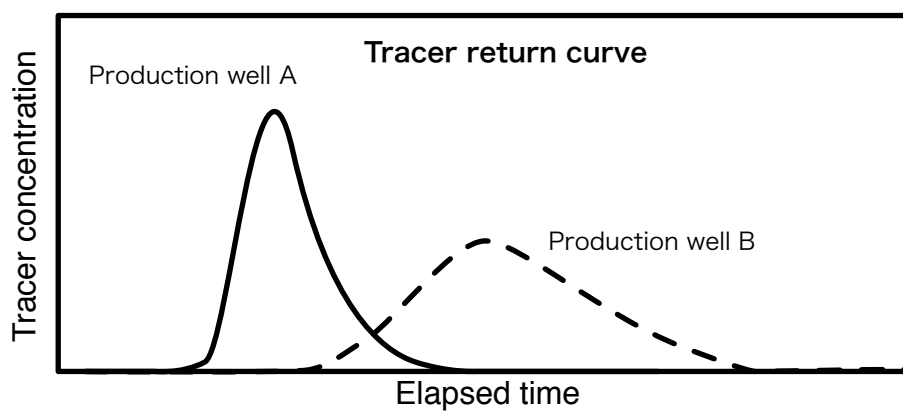
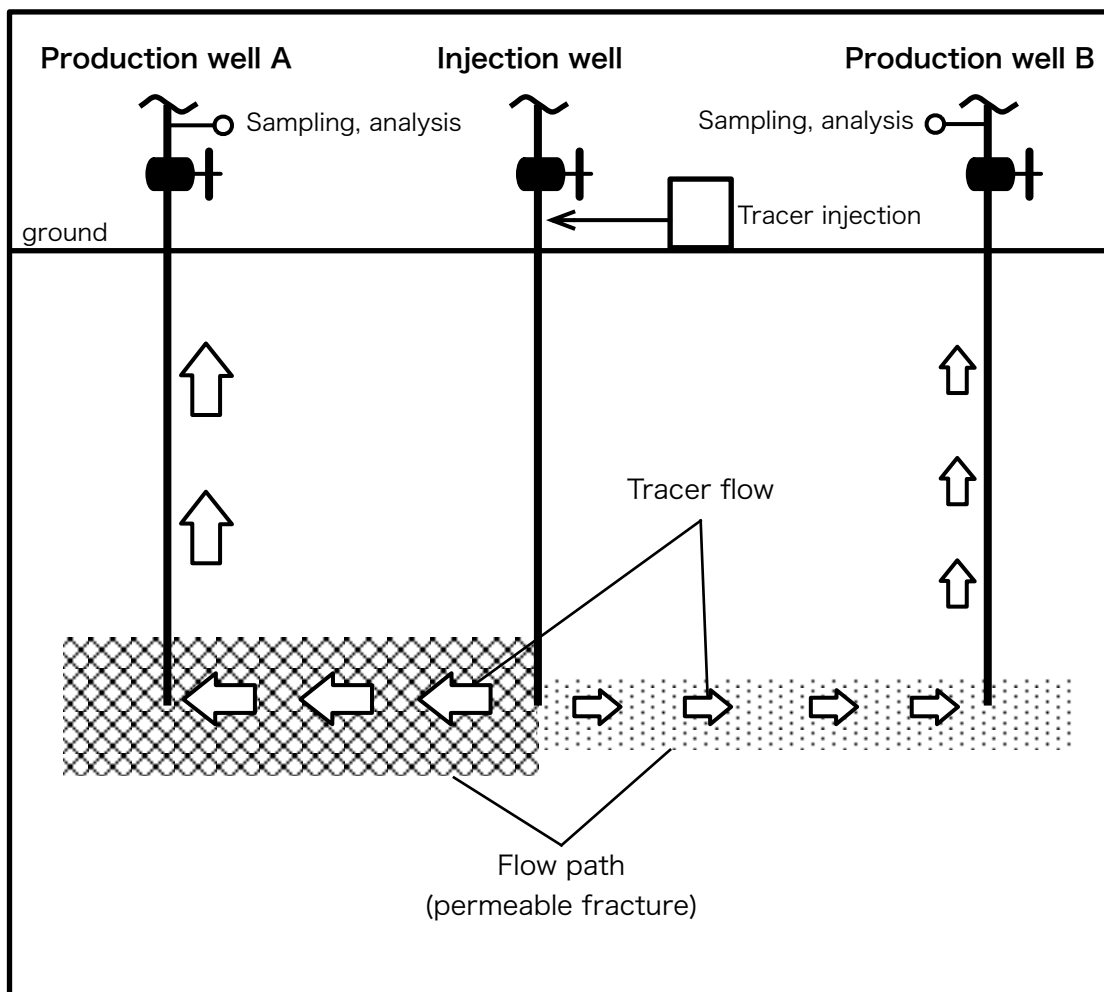


図1.2 トレーサー試験の概念

天然のトレーサーを利用する利点が失われた(Adams et al., 2001)。この問題を克服するために、1990 年以降のザ・ガイザーズでは人工ガスが気相トレーサーとして使用され、複数の成功例が報告されている。トレーサー試薬として用いられたのは冷媒ガスであるクロロフルオロカーボン(R-12, R-13, Adams et al., 1991; Beall et al., 1994), ハイドロフルオロカーボン(R-23, R-134a, Beall et al., 1998; Adams et al., 1999), および絶縁ガスの六フッ化硫黄(SF₆, Voge et al., 1994)である。これらの人工ガスは常温で気体であり、揮発性が非常に高いため気相トレーサーと呼ばれる。

気相トレーサーは、注水井へ投入される時には注水流体に溶解しているが、揮発性がきわめて高いため、注水流体の貯留層内での沸騰開始直後に発生するごく少量の蒸気に、投入したトレーサーの大部分が移り、残りの注水流体(液相)にはトレーサーはほとんど残らない(Adams et al., 2001)。このことから、気相トレーサーが追跡できるのは、注水流体の沸騰過程のごく初期に発生する注水起源蒸気に限られ、注水流体が流動しながら時間をかけて連続的に沸騰する場合、注水流体の流動・沸騰挙動を十分に追跡できないことが指摘されている(Adams, 1995)。

ザ・ガイザーズのように、貯留層涵養時にも生産蒸気が過熱状態であれば、生産井から回帰する注水流体はその全量が貯留層内で完全に蒸気化していると考えられ、気相トレーサー試験によって注水流体の流動・沸騰挙動が把握できると考えられる。しかし、蒸気卓越型地熱地域の中には、生産井が少量の熱水を伴う湿り蒸気を生産するものがある。この場合、貯留層の一部の領域は気液二相状態であり、注水流体は貯留層内を流動する間に、連続的に沸騰することが想定できる。この気液二相条件に対しては、上に述べた理由により、気相トレーサーでは注水流体の流動・沸騰過程を適切に把握することは困難といえる。そこで Adams (1995)は、気相トレーサーの弱点を克服するために、揮発性が気相トレーサーよりも低く、水のそれに近い物質をトレーサーとして用いる方法を提唱し、そのようなトレーサーを二相トレーサーと呼んだ(Adams, 1995)。また、二相トレーサーは、注水流体が完全に蒸気化する場合にも利用できるため、二相トレーサーを用いたトレーサー試験方法の開発は、貯留層流体の相状態に影響を受けない汎用性の高いトレーサー試験方法を開発することにほかならない。

二相トレーサー試薬の候補として Adams (1995)は低級アルコール類を提唱し、その耐熱性を室内実験によって確認した(Adams, 1995; Adams et al., 2000, 2004; 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 1998)。その結果、低級アルコール類(メタノール, エタノール, 1-プロ

パノール、1-ブタノール)は地熱用のトレーサーとして十分な耐熱性を持つことを示した。しかし、室内実験は実在の地熱貯留層の条件を全て再現することは困難である。例えば、実際の地熱貯留層流体にはガス(主に二酸化炭素、硫化水素)、熱水溶存成分(塩化物イオン、硫酸イオンなど)が含まれ、また、流体の流路の岩石は各種鉱物(珪酸塩鉱物、炭酸塩鉱物、硫化鉱物、硫酸塩鉱物など)で構成されている。こういった環境下でのトレーサー試薬の耐熱性は実在の貯留層を使った試験を通じて評価するほかない。

ここで、わが国における蒸気卓越型地熱貯留層に対する貯留層涵養の例に目を向けると、松川地熱地域の事例が唯一挙げられる。松川地熱地域では 1988 年から 1989 年にかけて貯留層涵養を目的とした最初の注水実験が行われ(Hanano et al., 1991)、その後 2003 年に至るまで長期間の注水と、10 ヶ月未満の短期の注水試験が実施されている(福田ほか, 2013)。1988 年から 1989 年にかけての注水実験では、安定同位体もしくはトリチウム水を用いたトレーサー試験が検討されたが実施には至っていない。この注水実験に使用された注水流体は蒸気凝縮水と河川水の混合流体であり、その安定同位体比は注水期間を通じて一定でなくトレーサーに向かないこと、また、トリチウムは放射性元素であるために使用が許可されないことがその理由である(Hanano et al., 1991)。したがって、松川地熱地域に適したトレーサー試験方法の開発と適用は長年の懸案であった。松川地熱地域では過熱蒸気を生産する生産井とともに、飽和蒸気を生産する生産井と、飽和蒸気と熱水の両方を生産する生産井が混在することから、注水流体は流動過程において連続的に沸騰することが予想され、例えば上述の低級アルコール類を用いた二相トレーサー試験の適用が望ましい。しかし、トレーサー試験を実施するに当たり、実在の地熱貯留層における低級アルコール類を用いた試験の実施例はなく、試験方法は確立されていない。そのため、蒸気卓越型地熱貯留層における貯留層涵養の評価を二相トレーサー試験により行うには、まず、トレーサー試験方法の開発を行い、次いで実在の地熱貯留層に対し試験を実施し、トレーサー試薬の地熱環境下における耐熱性を評価することから始めなければならない。

以上の現状を鑑み、図 1.3 に示す流れで本研究を行う。初めに低級アルコール類を用いる二相トレーサー試験方法を開発し、実在の蒸気卓越型地熱貯留層に適用する。その時、二相トレーサー試験を実施する地熱地域として、注水流体が貯留層内において連続的に沸騰すると考えられる松川地熱地域を選択する。そして、様々な条件に対する試験結果を得るために、4 種類の低級アルコールを用い、4 本の注水井に対し計 6 回の試験を実施する。これらの試験結果を用い、低級アルコール類の地熱環境下における耐熱性と、本研究で開発

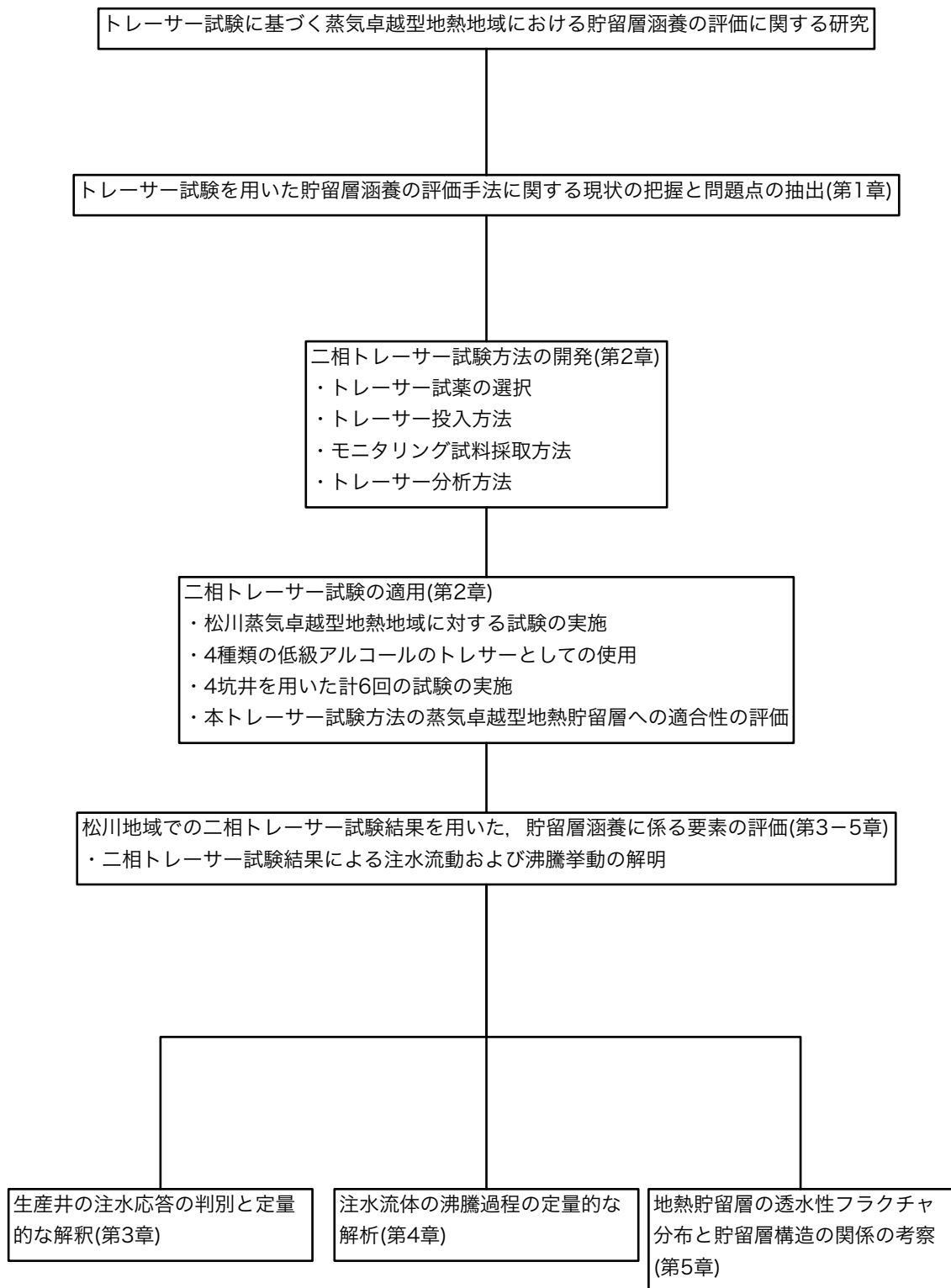


図1.3 本研究の流れと各章の関係

する二相トレーサー試験方法の有効性を評価する。次いで、トレーサー試験結果を用いて貯留層涵養の効果を左右する以下の三つの要素を検討する。

- 1) 注水に起因して生産井に現れる注水応答
- 2) 注水流体の貯留層内における沸騰過程
- 3) 貯留層内の透水性フラクチャ分布と貯留層構造の関係

本論文は全部で 6 章からなる。

第 1 章は緒言であり、蒸気卓越型地熱貯留層における蒸気生産を維持または回復させる貯留層涵養について解説し、その最適化に必要な技術としての二相トレーサー試験の必要性と問題点を述べ、それらに基づいて本研究の目的と流れを明らかにする。

第 2 章では、低級アルコール類を用いる二相トレーサー試験方法の開発と、松川地熱地域への適用について述べる。4 種類の低級アルコールを用い、松川地熱地域の 4 本の注水井に対して行った計 6 回の試験結果を基に、この試験方法が蒸気卓越型地熱貯留層における注水流体の流動挙動と沸騰過程の定量的な把握に有効か評価する。

第 3 章では、トレーサー試験結果を用いて、生産井の物理的および地球化学的变化から注水応答を判別し、注水応答の程度を定量的に評価する。また、注水応答の判別方法を応用し、生産井間の生産干渉の予測と検証を行う。

第 4 章では、異なる種類の低級アルコールの揮発性の差と蒸留のモデルを利用して、注水流体(液体)から発生する蒸気の質量割合を定量化する方法を述べる。また、松川地熱地域におけるトレーサー試験結果にその方法を適用し、複数の注水流動経路毎に沸騰過程と蒸気分率を求める。さらにその蒸気分率の分布から、注水流体による岩体からの熱回収の程度について考察する。

第 5 章では、トレーサー試験結果を基に、松川地熱地域における注水流体および地熱流体の流動経路となる透水性フラクチャの分布を明らかにする。次いで、松川地熱地域の地質構造および貯留層の物理的または地球化学的特徴を取り上げ、これを透水性フラクチャ分布と比較することで、本地域の貯留層構造を考察する。

第 6 章は結論であり、本研究で得られた成果をまとめている。

引用文献

- Adams, M. C. (1985) Tracer stability and chemical changes in an injected geothermal fluid during injection-backflow testing at the East Mesa geothermal field. Proceedings of Tenth Workshop on Geothermal Reservoir Engineering, Stanford University, Stanford, California, January 22- 24, 1985, SCP-TU-84, 247-252.
- Adams, M. C., Beall, J. J., Eneedy, S. L., and Hirtz, P. N. (1991) The application of halogenated alkanes as vapor-phase tracers: A field test in The Southeast Geysers. Geothermal Resources Council Transactions, **15**, 457-463.
- Adams, M. C., Moore, J. N., Fabry, L. G., and Ahn, J. (1992) Thermal stabilities of aromatic acids as geothermal tracers. Geothermics, **21**, 323-339.
- Adams, M. C. (1995) Vapor, liquid and two-phase tracers for geothermal systems. Proceedings of the 1995 World Geothermal Congress, Florence, Italy, May 18-31, 1875-1880.
- Adams, M. C., Beall, J. J., Hirtz, P., Koenig, B. A., and Smith, J. L. B. (1999) Tracing effluent injection into The SE Geysers - a progress report. Geothermal Resources Council Transactions, **23**, 341-345.
- Adams, M. C., Yamada, Y., Yagi, M., Kondo, T., and Wada, T. (2000) Stability of methanol, propanol, and SF₆ as high-temperature tracers. Proceedings of the 2000 World Geothermal Congress, Kyushu-Tohoku, Japan, May 28-June 10, 3015-3019.
- Adams, M. C., Beall, J. J., Eneedy, S. L., Hirtz, P. N., Kilbourn, P., Koenig, B. A., Kunzman, R., and Smith, J. L. B. (2001) Hydrofluorocarbons as geothermal vapor-phase tracers. Geothermics, **30**, 747-775.
- Adams, M. C., Yamada, Y., Yagi, M., Kasteler, C., Kilbourn, P., and Dahdah, N. (2004) Alcohols as two-phase tracers. Proceedings of 29th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering, Stanford University, Stanford, CA, USA, January 26-28, 2004, SGP-TR-175, 8p.
- Barker, B. J., Gulati, M. S., Bryan, M. A., and Riedel, K. L. (1992) Geysers reservoir performance. Monograph on The Geysers Geothermal Field, Geothermal Resources Council, 167-177.
- Barker, B. J., Koenig, B. A., and Stark, M. A. (1995) Water injection management for resource maximization: Observations from 25 years at The Geysers, California. Proceedings of the 1995 World Geothermal Congress, Florence, Italy, May 18-31, 1959-1964.
- Beall, J. J., Eneedy, S., and Box Jr., W. T. (1989) Recovery of injected condensate as steam in The

- South Geysers field. Geothermal Resources Council Transactions, **13**, 351-358.
- Beall, J. J., Adams, M. C., and Hirtz, P. N. (1994) R-13 tracing of injection in The Geysers. Geothermal Resources Council Transactions, **18**, 151-159.
- Beall, J. J., Adams, M. C., and Hirtz, P. N. (1998) Evaluation of R134A as an injection water tracer in The Southeast Geysers. Geothermal Resources Council Transactions, **22**, 569-573.
- Bertrami, R., Calore, C., Cappetti, G., Celati, R., and D'Amore, F. (1985) A three-year recharge test by reinjection in the central area of Larderello field: Analysis of production data. Geothermal Resources Council Transactions, **9**, 293-298.
- Cappetti, G., Parisi, L., Ridolfi, A., and Stefani, G. (1995) Fifteen years of reinjection in the Larderello-Valle Secolo area: Analysis of the production data. Proceedings of the 1995 World Geothermal Congress, Florence, Italy, May 18-31, 1997-2000.
- Chasteen, A. J. (1975) Geothermal steam condensate reinjection. Proceedings of the Second United Nations Symposium on the Development and Use of Geothermal Resources, San Francisco, California, USA, 20-29 May 1975, 1335-1336.
- Enedy, S., Enedy, K., and Maney, J. (1991) Reservoir response to injection in The Southeast Geysers. Proceedings of 16th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering Stanford University, Stanford, CA, USA, January 23-25, 1991, SGP-TR-134, 75-82.
- Ferrara, G. C., Panichi, C., and Stefani, G. (1970) Remarks on the geothermal phenomenon in an intensively exploited field. Results of an experimental well. Geothermics, **2**, 578-586.
- 福田大輔・桑野恭・糸井龍一 (2013) 松川蒸気卓越型地熱貯留層におけるアルコールを用いた二相トレーサー試験：生産井の注水応答の評価と生産干渉の予測．日本地熱学会誌, **35**, 69-81.
- Gambill, D. T. (1990) The recovery of injected water as steam at The Geysers. Geothermal Resources Council Transactions, **14**, 1655-1660.
- Giovannoni, A., Allegrini, G., and Cappetti, G. (1981) First results of a reinjection experiment at Larderello. Proceedings of 7th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering Stanford University, Stanford, CA, USA, December 15-17, 1981, SGP-TR-55, 77-83.
- Goyal, K. P. and Box Jr., W. T. (1990) Reservoir response to production: Castle Rock Springs Area, East Geysers, California, USA. Proceedings of 15th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering Stanford University, Stanford, CA, USA, January 23-25, 1990, SGP-TR-130,

103-112.

Goyal, K. P. and Box Jr., W. T. (1992) Injection recovery based on production data in Unit 13 and Unit 16 areas of The Geysers field. Proceedings of 17th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering Stanford University, Stanford, CA, USA, January 29-31, 1992, SGP-TR-141, 103-109.

Goyal, K. P. (1999) Injection related cooling in the Unit 13 area of The Southeast Geysers, California, USA. *Geothermics*, **28**, 3-19.

Goyal, K. P. and Conant, T. T. (2010) Performance history of The Geysers steam field, California, USA. *Geothermics*, **39**, 321-328.

Grant, M. A. and Bixley, P. F. (2011) *Geothermal reservoir engineering*. 2nd ed., Academic Press, 359p.

Gulati, M. S., Lipman, S. C., and Strobel, C. J. (1978) Tritium tracer survey at The Geysers. *Geothermal Resources Council Transactions*, **2**, 237-239.

Hanano, M., Ohmiya, T., and Sato, K. (1991) Reinjection experiment at the Matsukawa vapor-dominated geothermal field: Increase in steam production and secondary heat recovery from the reservoir. *Geothermics*, **20**, 279-289.

Horne, R. N. (1985) Reservoir engineering aspects of reinjection. *Geothermics*, **14**, 449-457.

火力原子力発電技術協会 (2013) 地熱発電の現状と動向 2012 年. 一般社団法人火力原子力発電技術協会, 95p.

Mock, J. E. (1990) DOE's Geothermal R&D program: Progress and developments. Proceedings of 15th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering Stanford University, Stanford, CA, USA, January 23-25, 1990, SGP-TR-130, 1-4.

村岡洋文・阪口圭一・駒澤正夫・佐々木進 (2008) 日本の熱水系資源量評価 2008. 日本地熱学会平成 20 年度学術講演会講演要旨集, B01.

村岡洋文 (2009) III. 地熱資源 3. 資源評価 1 世界の地熱資源. 火原協会解説① 地熱発電, 社団法人火力原子力発電技術協会, 145p.

Nuti, S., Calore, C., and Noto, P. (1981) Use of environmental isotopes as natural tracers in a reinjection experiment at Larderello. Proceedings of 7th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering Stanford University, Stanford, CA, USA, December 15-17, 1981, SGP-TR-55, 85-89.

新エネルギー・産業技術総合開発機構 地熱技術開発室 (1998) 平成 9 年度ニューサンシャイン計画補助事業成果報告書 熱水利用発電プラント等開発/深部地熱資源採取技術の開発/深部地熱資源生産技術の開発. 200p.

Stark, M. A., Box Jr., W. T., Beall, J. J., Goyal, K. P., and Pingol, A. S. (2005) The Santa Rosa-Geysers recharge project, Geysers geothermal field, California. Geothermal Resources Council Transactions, **29**, 145-150.

Stefansson, V. (2005) World geothermal assessment. Proceedings of the 2005 World Geothermal Congress, Antalya, Turkey, April 24-29, 6p.

Voge, E., Koenig, B., Smith, J. L. B., Eneedy, S., Beall, J. J., Adams, M. C., and Haizlip, J. (1994) Initial findings of The Geysers Unit 18 cooperative injection project. Geothermal Resources Council Transactions, **18**, 353-357.

第2章 二相トレーサー試験方法の開発と松川地熱地域への適用

2.1 緒言

蒸気卓越型貯留層に対する注水を用いた貯留層涵養を行う際には、蒸気生産流量を維持または回復させつつ、貯留層の過度な冷却を避けるために、注水方法の最適化が必要である。そのためには注水流体の貯留層内での流動挙動を定量的に把握する試験を実施しなければならない。そのような試験として最適なものは二相トレーサー試験(Adams, 1995)と考えられる。この試験で使用される二相トレーサーとしては、低級アルコール類が候補として挙げられており(Adams, 1995)、その耐熱性が室内実験で確認されている(Adams, 1995; Adams et al., 2000, 2004; 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 1998)。しかし、二相トレーサー試験を実施するに当たり、地熱貯留層への低級アルコール類の適用例はなく、実在の地熱貯留層環境に対する低級アルコール類の適性は未知である。そこで本章では、はじめに、低級アルコール類の物性について二相トレーサーとしての利点を整理する。次いで、その利点に沿った二相トレーサー試験方法を考案し、松川蒸気卓越型地熱地域に適用する。その際、多様な試験条件を吟味するため、4種類の低級アルコールを用いて、4本の注水井に対するトレーサー試験を計6回実施する。最後に、試験結果に基づいて、低級アルコール類を用いた二相トレーサー試験方法の蒸気卓越型地熱貯留層への適性を評価する。

2.2 低級アルコール類の二相トレーサーとしての利点

ある種の化学試薬を蒸気卓越型地熱貯留層用のトレーサーとして用いる場合、その試薬の物性に適した試験方法を検討する必要がある。その物性として、沸点、蒸気圧、水への溶解度、耐熱性および分析定量下限を取り上げ、二相トレーサー試薬の候補である低級アルコール類(メタノール、エタノール、1-プロパノール、2-プロパノール)を、地熱貯留層での使用実績の多い気相トレーサー試薬(R-134a, R-23, SF₆)と比較し、低級アルコール類のトレーサー試薬としての利点を検証する。また、トレーサー試験では、多量の(100 kg から 1000 kg のオーダー)トレーサー試薬を用いるため、環境負荷と入手の容易さについても検討を行う。

(1) 揮発性

表 2.1 に低級アルコール類、水、気相トレーサーの物性値をまとめている。揮発性の指標として各トレーサー試薬の蒸気圧(15°C)を見ると、気相トレーサーは 489 kPa から 3691 kPa

表 2.1 二相トレーサー試験に使用する低級アルコール類, 気相トレーサーおよび水の物理的性質

Compound	Formula	Formula weight (g/mol)	Boiling point (°C)	Solubility in water	Vapor pressure (calculated at 15°C, kPa)	Vapor pressure (calculated at 200°C, MPa)	Reference
Methanol	CH ₃ OH	32.0	64.7	∞	9.8	4.0	FW, BP, S, VP: [1]
Ethanol	CH ₃ CH ₂ OH	46.1	78.4	∞	4.3	3.0	FW, BP, S, VP: [1]
1-Propanol	CH ₃ (CH ₂) ₂ OH	60.1	97.8	∞	1.4	1.7	FW, BP, S, VP: [1]
2-Propanol	(CH ₃) ₂ CHOH	60.1	82.5	∞	3.1	2.6	FW, BP, S, VP: [1]
Water	H ₂ O	18.0	100	–	1.7	1.6	FW, BP: [2]; VP: [1]
R-134a	CF ₃ CH ₂ F	102.0	-26.1	0.15% (wt.)	489	–	FW, BP, VP: [4]; S: [3]
R-23	CHF ₃	70.0	-82.0	0.1% (wt.)	3691	–	FW, BP, VP: [4]; S: [2]
Sulfur hexafluoride	SF ₆	146.1	-63.5	0.0035% (wt.)	1868	–	FW, BP: [4]; S, VP: [2]

Reference: FW as formula weight, BP as boiling point, S as solubility in water, VP as vapor pressure

[1] Poling et al. (2008); [2] The Japan Society of Mechanical Engineers (1983); [3] McLinden et al. (1998); [4] Poling et al. (2001)

と高いのに比べて、低級アルコール類は 1.4 kPa から 9.8 kPa と 3-4 オーダー低く、同じ温度での水の蒸気圧(1.71 kPa)とほぼ同様である。また、貯留層を想定した 200°C における蒸気圧を見ても、低級アルコール類は水と同じオーダーである。この水に近い揮発性によって、低級アルコール類を二相トレーサーとして使用可能と判断できる。

(2) 水への溶解度と常温での相状態

低級アルコール類と気相トレーサー試薬の水への溶解度には大きな差があり、低級アルコール類は任意の割合で水と混ざりあうが、気相トレーサー試薬は最大でも 0.15 wt% しか水に溶けない(R-134a, 表 2.1)。この水への溶解度の差はトレーサーの貯留層への注入とモニタリング試料採取の方法に大きく影響する。以下その理由を述べる。

トレーサーは設計投入量の全量を貯留層に注入することが必要である。さもないと、トレーサーの回帰率(回帰するトレーサー質量を投入したトレーサー質量で割った値)を正確に評価することができない。トレーサーは一般に注水井の坑口に注水流体とともに投入され、坑内を流下し、坑井深部の流出点から地層中に流れ出る。この過程でトレーサーの損失がないことが、トレーサーの貯留層への注入に対する必須の条件である。つまり、トレーサーの坑内流下の間に、トレーサーが注水流体から分離し、坑内に滞留してはならない。

低級アルコール類は沸点が注水流体(坑内で 30°C から 50°C 程度)よりも高く、投入時に液体であり、また、注水流体と任意の割合で混ざり合うために、投入するトレーサー全量を損失なく貯留層に送ることが容易である。一方、沸点が低く、常温で気体の気相トレーサーを貯留層へ注入するのには困難を伴う。これは、例えば、気相トレーサーを貯蔵容器(ガスボンベ)から坑口へ注入し、それを注水流体で後押しする方法では、投入した気相トレーサーの大部分は気体として注水流体と分離したままであり、その浮力によって坑内を上昇し、坑口付近に滞留する可能性がある。したがって、気相トレーサーも注水流体に溶解した状態で注入を行う(Hirtz et al., 2010)。しかし、上述したように、気相トレーサーの水への溶解度は非常に低く(表 2.1)、一定量のトレーサーを注水井に投入するには、多量の低濃度のトレーサー水溶液を時間をかけて注水井に投入することになる。また、注水井の坑口圧力はしばしば負圧を呈し、この時、気相トレーサーの一部は注水流体から分離し(Hirtz et al., 2010)、貯留層に達しない恐れがある。気相トレーサー投入の実例を挙げると、気相トレーサー試薬の中では比較的溶解度が高い R-134a の場合でも、数百 kg のトレーサーを投入す

るのに 2-3 時間が必要である(Hirtz et al., 2010)。トレーサー試験結果の定量的な評価において、設計量のトレーサー試薬を短時間にパルス状に貯留層に注入することが理想であることから、気相トレーサーの場合は、理想的な試験条件が達成できない。一方、常温で液体の低級アルコール類は、多量のトレーサー試薬を短時間で貯留層に注入することが容易である。

気相または二相トレーサー試験では蒸気相に溶解するトレーサーを採取し、その濃度を定量する。したがってトレーサー濃度のモニタリング試料としては生産井から蒸気を採取することになる。低級アルコール類の場合、蒸気を採取・冷却して得られる蒸気凝縮水(採取時約 30°C 以下)に完全に溶解するため、モニタリング試料としては蒸気凝縮水を採取すれば十分である。その採取方法は冷却コイルに蒸気を導入し、コイル全体を水冷するというごく簡単なものである。また、採取容器も一般的な密栓可能なポリエチレン製容器でよい。この蒸気凝縮水の採取は短時間で済むため、多くの生産井から高頻度で試料を採取することが可能であり、このことはトレーサー回帰を詳細に観測するのに役立つ。一方、気相トレーサーの分析のためには、蒸気中の非凝縮性ガスを採取しなければならない(気相トレーサーは非凝縮性ガスである)。そのためアルカリ溶液を加えた真空採気瓶を用いる採取方法(Giggenbach and Goguel, 1986)が必要であり、蒸気凝縮水の採取よりも操作が複雑となり、採取時間が長くなる。また、真空採気瓶そのものが試料の保存に使われるため、多数の試料を採取するには真空採気瓶を多く準備する必要がある。したがって、高頻度のモニタリング試料採取の観点から、低級アルコール類は気相トレーサー試薬よりも利便性が高いといえる。

(3) トレーサー試薬の耐熱性

地熱地域に使用されるトレーサー試薬は十分な耐熱性を有する必要がある。気相トレーサー及び二相トレーサーの耐熱性は Adams (1995), Adams et al. (2000, 2004)および新エネルギー・産業技術総合開発機構 (1998)による室内実験によって検討されている。その実験では気相トレーサーの R-134a 及び SF₆ と低級アルコール類のメタノール、エタノールおよび 1-プロパノールの耐熱性が試験され、図 2.1 のような結果を示す。実験では、トレーサー試薬をガラスアンプルに封入し、オートクレーブ内で 250°C から 330°C の条件で、最長 15 日間加熱した。実験後、熱分解せず残留したトレーサー試薬の残存率が求められ、その残存率が大きいほど耐熱性が高いと評価されている。試験に供された試薬の中で SF₆ とメタノ

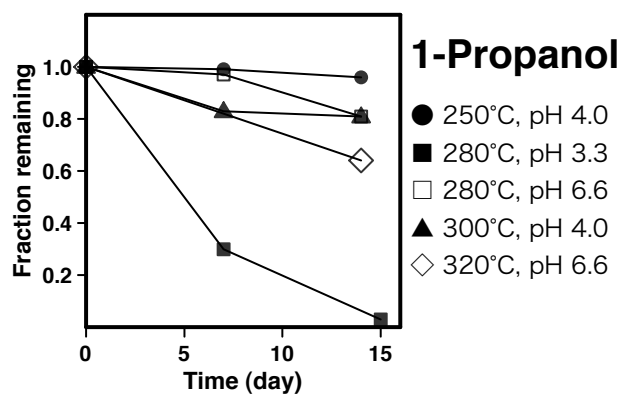
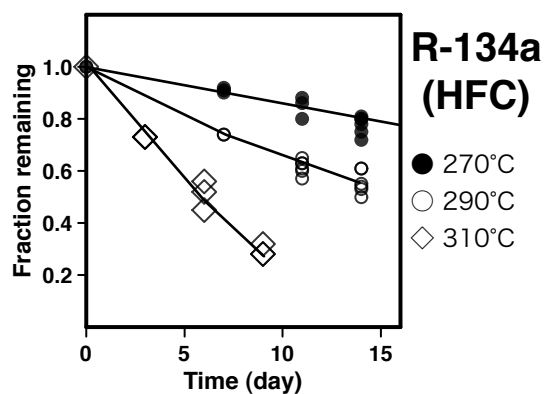
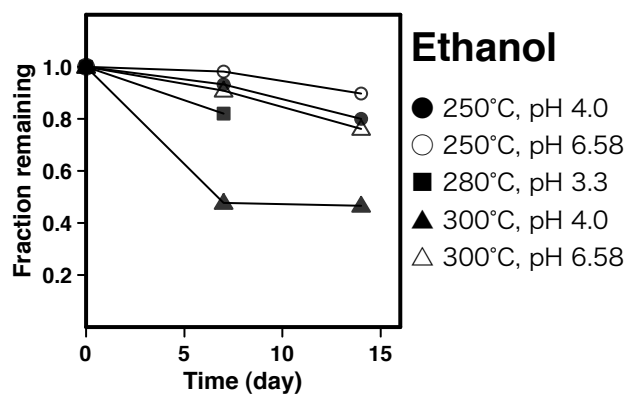
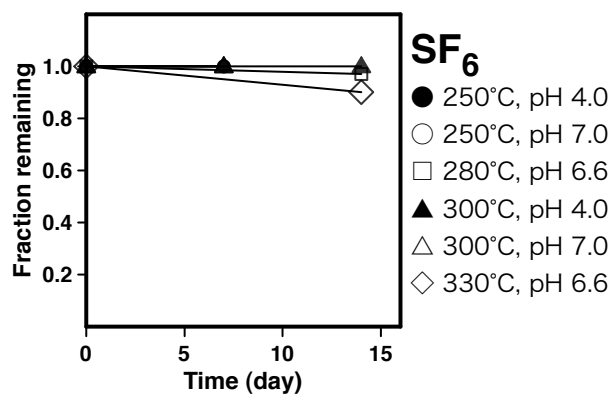
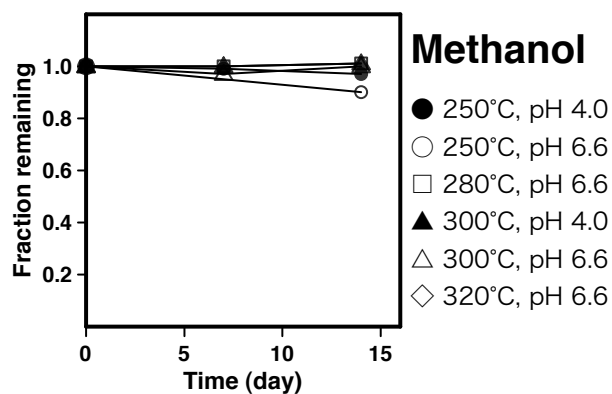


図2.1 低級アルコール類および気相トレーサーの耐熱性室内実験結果
(Adams, 1995, Adams et al., 2000, 2001および 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 1998のデータから作成)

ールの耐熱性は非常に高く、pH が 4 以上の溶液との共存条件における 300°C までの加熱により、95%以上が残存する。エタノールと 1-プロパノールの耐熱性はそれより幾分劣るものの、残存率は 300°C までの実験で 80%前後と、トレーサーとしては十分な耐熱性を備える。ただし、エタノールに対する 300°C かつ pH 4 の条件および、1-プロパノールに対する 280°C かつ pH 3.3 の条件では、熱分解の程度が大きくなる傾向がある(図 2.1)。既に実用化されている気相トレーサーの R-134a の耐熱性はエタノールと 1-プロパノールとほぼ同等かそれよりわずかに劣り、270°C と 290°C での実験での残存率はそれぞれ約 80%と約 60%である。したがって、280°C 以上かつ低 pH の条件を除き、低級アルコール類は既存の気相トレーサー試薬と同等以上の耐熱性を持つと評価できる。

松川地域の初期の貯留層温度は 250°C から 277°C と推定され(Hanano and Matsuo, 1990), さらに、坑口における蒸気温度から注水流体は 220°C 程度まで加熱されると推定できる。したがって、上述の実験結果より、低級アルコール類は松川地熱貯留層の温度条件下で、トレーサー試薬として十分な耐熱性を有すると判断できる。

(4) トレーサーの分析定量下限

トレーサー試験では、トレーサーの回帰の有無と回帰量の時間変化を調べるために、モニタリング試料中のトレーサー濃度を化学分析によって定量する。この時、定量下限値が低いほどトレーサー検出の可能性が高まり、トレーサーの投入量が少なくすむ。また、トレーサー回帰初めの微弱なトレーサー濃度の上昇を検知するためにも、定量下限値はできるだけ低い方がよい。気相トレーサーの分析は電子捕獲検出器(ECD)を備えたガスクロマトグラフを用いて行われ、その定量下限値は非常に低く、1 ppt から 100 ppt と報告されている(Adams, 1995; Adams et al., 1999)。これに対し、低級アルコール類は一般にヘッドスペース法によるアルコール抽出法と水素炎イオン検出器(FID)を備えたガスクロマトグラフを用いて分析され、その定量下限値(0.1–0.5 ppm; Hirtz et al., 2010)は気相トレーサーよりも高い。これはアルコールを用いるトレーサー試験の弱点といえるが、以下の工夫により改善をはかった。

ヘッドスペース法では、ゴム製のセプタム(内蓋)を備えたバイアルに揮発性の分析成分を含む試料溶液を分取し、バイアル上部に気相空間(ヘッドスペース)ができるように封入する。このバイアルを一定温度で保持し、揮発成分の気相–液相分配が平衡に達した後に、ヘッドスペースの一部をガスタイトシリンジで抜き取り、ガスクロマトグラフに注入する。つ

まり、ガスクロマトグラフに注入される分析成分の質量は、試料溶液から気相に分配される質量の一部に制限される。低級アルコール類は蒸気圧が比較的低いため(表 2.1)、ヘッドスペースに分配される質量も相応に少なく、結果として、ガスクロマトグラフに注入できる質量も小さくなる。ガスクロマトグラフ分析法では、ガスクロマトグラフに注入される分析成分の質量が大きいほど検出器からの出力値が大きくなるので、低級アルコール類の揮発性の特徴はここでは弱点となる。この改善として、分析感度を向上させるために、分析成分の注入質量を増やすことが考えられる。そのため、ヘッドスペース法を用いずに、試料溶液をガスクロマトグラフの気化室に直接注入する方法を試みた。この方法により、エタノール、1-プロパノールおよび2-プロパノールの定量下限値は 0.03 ppm となり、従来のヘッドスペース法の定量下限値よりも一桁小さくできた。しかし、メタノールについては同時に注入される水の干渉により、その定量下限は 0.1 ppm と従来と変わらない。このように3種類の低級アルコール類で定量下限の改善が見られたものの、依然として気相トレーサーの定量下限より高い。しかし、この点は、多量の二相トレーサー試薬を短時間に注水井に投入し、モニタリング試料中のトレーサー濃度を高く保つことで相殺可能である。また、試料を直接注入する分析法は、ヘッドスペース法と比べて分析時間が短くてすみ、その分、多数の試料分析が可能となり、高頻度のトレーサー回帰モニタリングに有効である。

(5) トレーサー試薬の環境負荷と入手に対する制限

気相トレーサーとして用いられたガス試薬はクロロフルオロカーボン(CFCs)、ハイドロフルオロカーボン(HFCs)といった冷媒ガスおよび絶縁ガス(SF₆)である。この内、クロロフルオロカーボンはオゾン層破壊物質としてその製造と排出が規制されており、トレーサー試験に使用する事はできない(特定物質の規制等によるオゾン層の保護に関する法律: 昭和六十三年五月二十日法律第五十三号; UNEP, 2009)。そのため、現在トレーサー試験に使用できるのは HFC の R-134a である(Sugandhi et al., 2009)。HFC の R-23 もトレーサー試薬として用いられてきたが(Adams et al., 2001)、その製造量は近年減少しており、入手が困難となっている(Sugandhi et al., 2009)。気相トレーサー試薬の種類が減少すると、複数の注水井を用いた同時のトレーサー試験(マルチトレーサー試験)が実施できなくなるため、新たな気相トレーサーの開発が行われている。例えば、Sugandhi et al. (2009)はパーフルオロカーボン(PFCs)をインドネシア Darajat 地熱地域で使用した。しかし、PFCs および SF₆ は地球温暖化

係数の高いガスと認定され排出の削減が提唱されている(United Nations, 1998)。気相トレーサーは発電サイクルの中で大気中に排出されるため、PFCs および SF₆ のトレーサーとしての使用には今後さらなる制限が課せられる可能性がある。

気相トレーサー試薬と異なり、低級アルコール類は一般的な工業製品であり、いずれの種類も入手が容易である。トレーサーとして使用される低級アルコール類も大部分は大気に放出されるが、環境への負荷は無視できると考えられ、今後も継続して使用できると判断できる。トレーサー試験には比較的多量のトレーサー試薬を必要とするため、試薬の入手の容易さも低級アルコール類が持つ利点といえる。

以上述べたことから、低級アルコール類の特性は、トレーサー試験方法の要素である 1) トレーサーの注水井への投入、2) トレーサー回帰を確認するモニタリング試料の採取、3) モニタリング試料中のトレーサーの分析・定量のいずれにおいても有効と判断できる。

2.3 低級アルコール類を用いた二相トレーサー試験方法

トレーサー試験の手順は、1) トレーサーの注水井への投入、2) トレーサー回帰を確認するモニタリング試料の採取、3) モニタリング試料中のトレーサーの分析・定量、4) トレーサー回帰を反映する定量値の取得の 4 つの段階に分かれる。以下、低級アルコール類の物性を基にして開発し、実際に松川地熱地域に適用した二相トレーサー試験方法を記述する。

2.3.1 アルコールの注水井への投入

本研究では 4 本の注水井を使用して 6 回の二相トレーサー試験を 2000 年から 2007 年にかけて実施した。トレーサーの注入に用いた注水井は MR-1, M-6, M-13 および M-14 であり、それらの配置を図 2.2 に示す。この内、MR-1 は長期の注水(1988 年から 2003 年までの約 15 年間)を行っている。その他の注水井は本来生産井であり、短期間(10 ヶ月未満)の注水試験時に限り注水井として利用された。MR-1 と M-13 に対してはそれぞれ実施年を変えて 2 回のトレーサー試験を行った。以後、6 回のトレーサー試験を識別するために、トレーサーを投入した坑井名に実施年を括弧内に付したものを試験名として使用する。試験名は以下のとおりである。

MR-1 試験(2000), MR-1 試験(2003), M-6 試験(2000),
M-13 試験(2002), M-13 試験(2007), M-14 試験(2001)

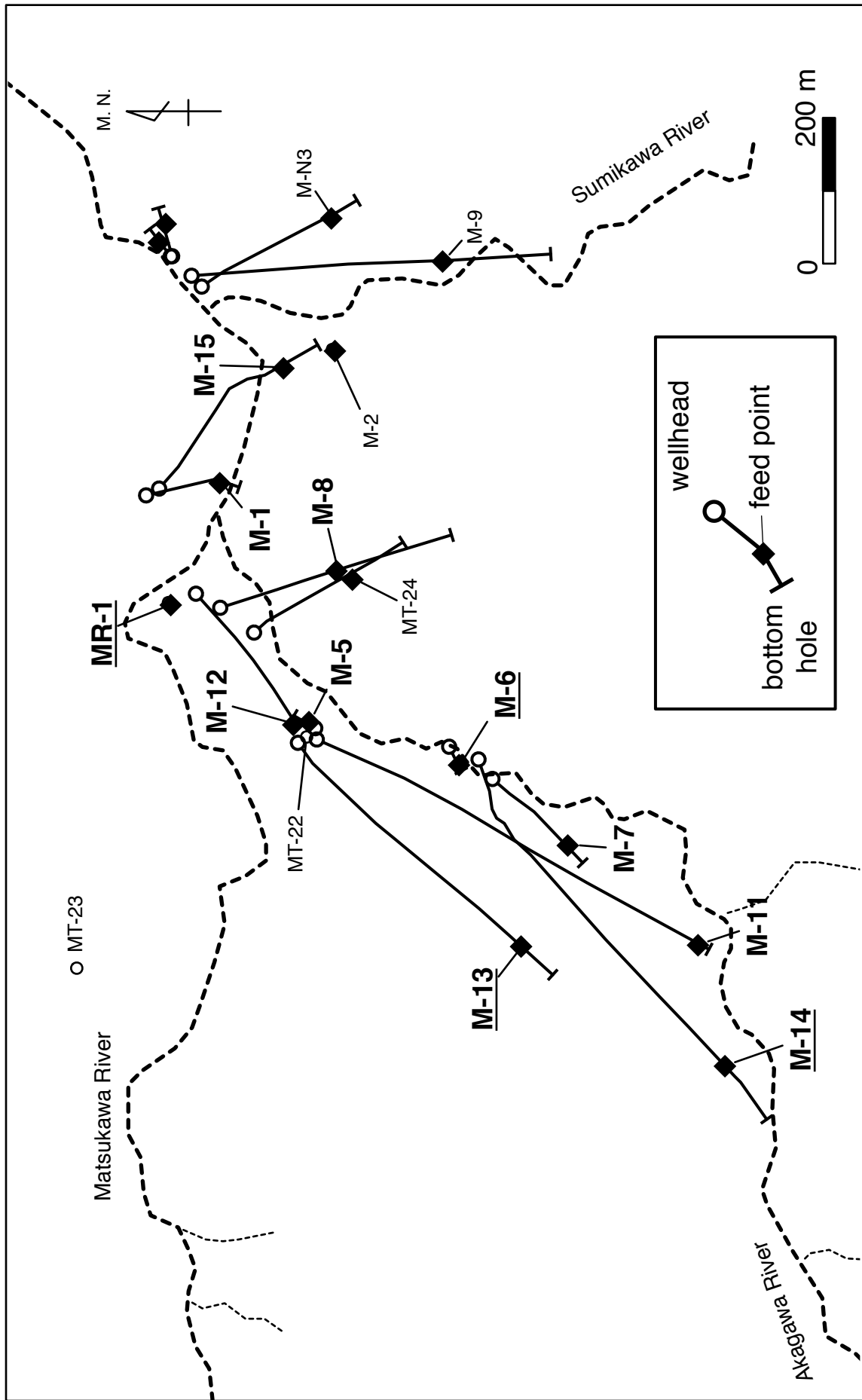


図2.2 松川地熱地域の坑跡平面図

トレーサー試薬として低級アルコール類であるメタノール、エタノール、1-プロパノールおよび2-プロパノールを用いた。トレーサー試験に使用した低級アルコールの種類、重量および投入時のトレーサー溶液の総トレーサー濃度を表2.2に示す。トレーサーは、一種類のアルコール溶液および二種類のアルコール混合溶液をあらかじめ水で希釈した水溶液として、あるいは一種類のアルコールを約100%の原液として使用した。生産井におけるトレーサー回帰を有意な濃度で検出するために、100 kg から 3000 kg の範囲でトレーサーを使用した。

先に述べたように、低級アルコール類は常温で液体であり、かつ水と任意の割合で混ざり合う性質を持つため、液体として注水井に投入することが可能である。図2.3にトレーサー投入方法を示す。注水時において、注水井が負の坑口圧力を示し坑口で吸引力が生じる場合は、トレーサーの運搬容器と注水井の坑口を耐圧ホースで接続し、トレーサーを直接投入した。注水井が正の坑口圧力を示す場合には、送液ポンプを用いてトレーサーを注水井に投入した。トレーサー投入中は10 t/h から 40 t/h の流量で注水を継続した。表2.2に示すように、トレーサー溶液の容量は1.6 kl から 4.0 kl であり、それらを5分から45分かけて注水井に投入した。

2.3.2 アルコール分析のためのモニタリング試料採取

前述のように、トレーサー試薬として用いる低級アルコール類は生産蒸気を冷却することで採取可能な蒸気凝縮水に容易に溶解する。したがって、モニタリング試料として蒸気凝縮水を図2.4に示す方法で以下の手順により採取した。

松川地域では生産井ごとに気水分離器が備えられており、その蒸気配管に取り付けられたサンプリングバルブに冷却コイルを取り付けて蒸気凝縮水をポリエチレン製容器(100 ml)に採取した。蒸気凝縮水には硫化水素が含まれており、アルコール分析の際に分析装置(ガスクロマトグラフ)に損傷を与える。これを防ぐために、採取した蒸気凝縮水に5%の酢酸亜鉛溶液(あるいは酢酸カドミウム溶液)を0.1 ml 添加し、硫化水素を硫化亜鉛(あるいは硫化カドミウム)として沈殿させ分離した。一試料の採取には約10分を要した。トレーサー濃度がバックグラウンド値まで低下することを確認するため、試料の採取は1ヶ月以上継続した。その際、蒸気生産を行っていた全生産井(おおむね10坑井)を対象として試料を採取し分析した。なお、代表的な試料採取の頻度は、トレーサー投入後の2日間は1時間から4時間に1回とし、3日以降は1日2回、1週以降は1日1回、数週間経過以降は数日に1回とした。

表 2.2 松川地熱地域におけるトレーサー試験方法一覧

Injection well	Injection date	Tracer	Weight of tracer (kg)	Volume of tracer (kl)	Total concentration (wt%)	Injecting time (min)
MR-1	2000/8/6	Ethanol	768	2.4	48	8
MR-1	2003/5/13	2-Propanol	134			
		2-Propanol	3200	4.0	100	25
		Toluenesulfonate	100	0.3	33	5
M-6	2000/9/12	1-Propanol	1530	3.0	60	20
M-13	2002/10/24	Methanol	710	2.7	57	45
M-13	2007/10/9	Ethanol	680			
		2-Propanol	1280	1.6	100	12
		Ethanol	650	3.6	60	5
M-14	2001/5/18	2-Propanol	1290			

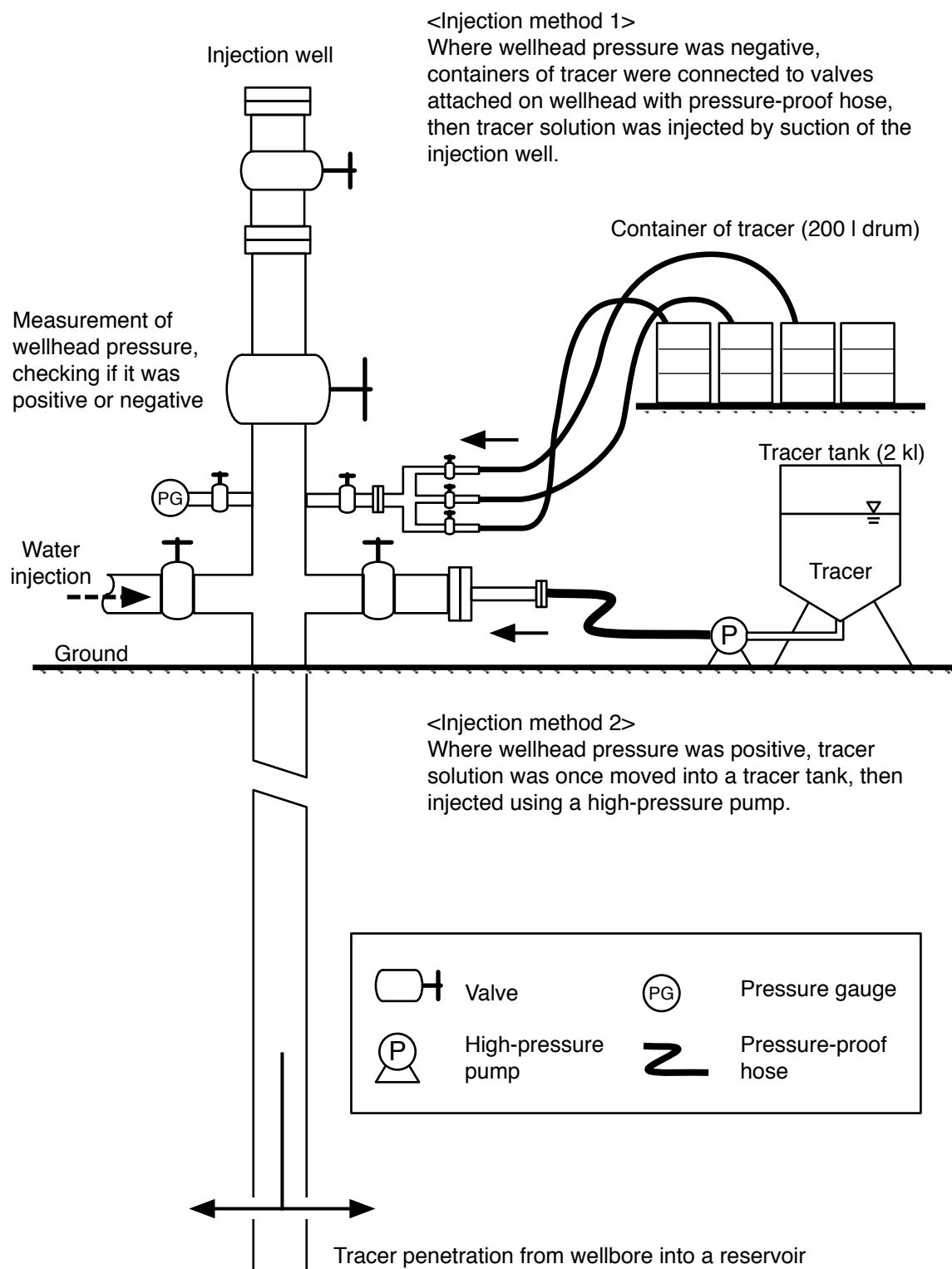


図2.3 トレーサー投入方法

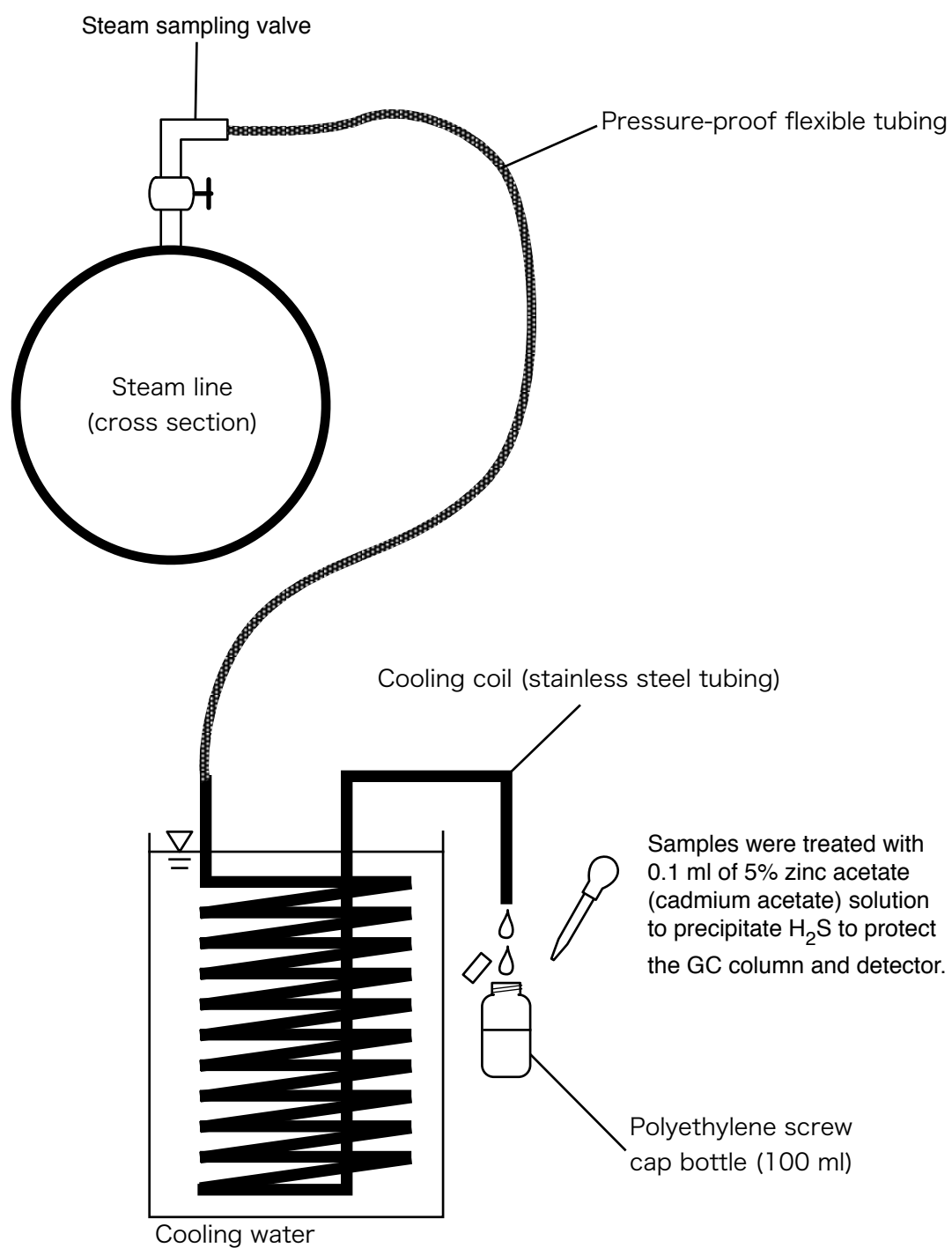


図2.4 モニタリング試料採取方法

2.3.3 アルコールの分析方法

アルコール分析の概要を図 2.5 に示す。蒸気凝縮水のアルコール濃度はガスクロマトグラフ((株)島津製作所 GC-14B)を用いて分析定量した。検出器は水素炎イオン検出器(FID)である。アルコールの分離には Carbowack 80/120 メッシュ(SPELCO 製)を充填したステンレス製分析カラム(内径 3mm, 長さ 3m)と, 高純度窒素のキャリアーガスを用いた。分析試料および検量用標準試料は液体のままガスクロマトグラフの気化室に注入した。注入には定量シリリングを備えたオートインジェクターを用い, 一回の測定につき $1\mu\text{l}$ から $5\mu\text{l}$ の分析試料を注入した。濃度は外部標準法を用いて検量し, 分析定量下限は, エタノール, 1-プロパノール, 2-プロパノールは 0.03 ppm, メタノールは 0.1 ppm である。一試料の分析には約 15 分から 20 分を要した。

2.3.4 トレーサー回帰データの取得方法

トレーサー試験によって得られる基本データは, モニタリング試料のトレーサー濃度の時間変化である。この基本データに, 生産井の蒸気生産流量およびトレーサーの流動距離を組み合わせ, トレーサー回帰率とトレーサー速度を計算する。以下, これらの算出方法を説明する。

(1) 正規化トレーサー生産流量およびトレーサー回帰率

トレーサーの投入量が試験ごとに異なるため(表 2.2), 複数の試験結果を定量的に比較するには, トレーサー濃度を正規化する必要がある。そこで, 以下の正規化トレーサー生産流量(Normalized Tracer-Production Rate: $NTPR$)を定義して用いる。生産蒸気(蒸気凝縮水)に含まれるトレーサーの濃度を C (mg/kg), 蒸気流量を G_s (t/h)とするとトレーサーの生産流量 P_t (g/h)は次のように表せる。

$$P_t = CG_s \quad (2.1)$$

この P_t を, 投入したトレーサーの質量 M (g)で割った値を正規化トレーサー生産流量 $NTPR$ (h^{-1})と定義する。

$$NTPR = CG_s / M \quad (2.2)$$

トレーサー回帰の表現方法としてトレーサー回帰曲線がある。これは生産流体に含まれるトレーサー濃度の時間変化を描いたグラフである。このトレーサー濃度を $NTPR$ に置き換えると, その曲線と横軸で挟まれる部分の面積($NTPR$ の時間積分)はトレーサーの回帰率を表す。本章におけるトレーサー回帰曲線は全て $NTPR$ を用いて示した。

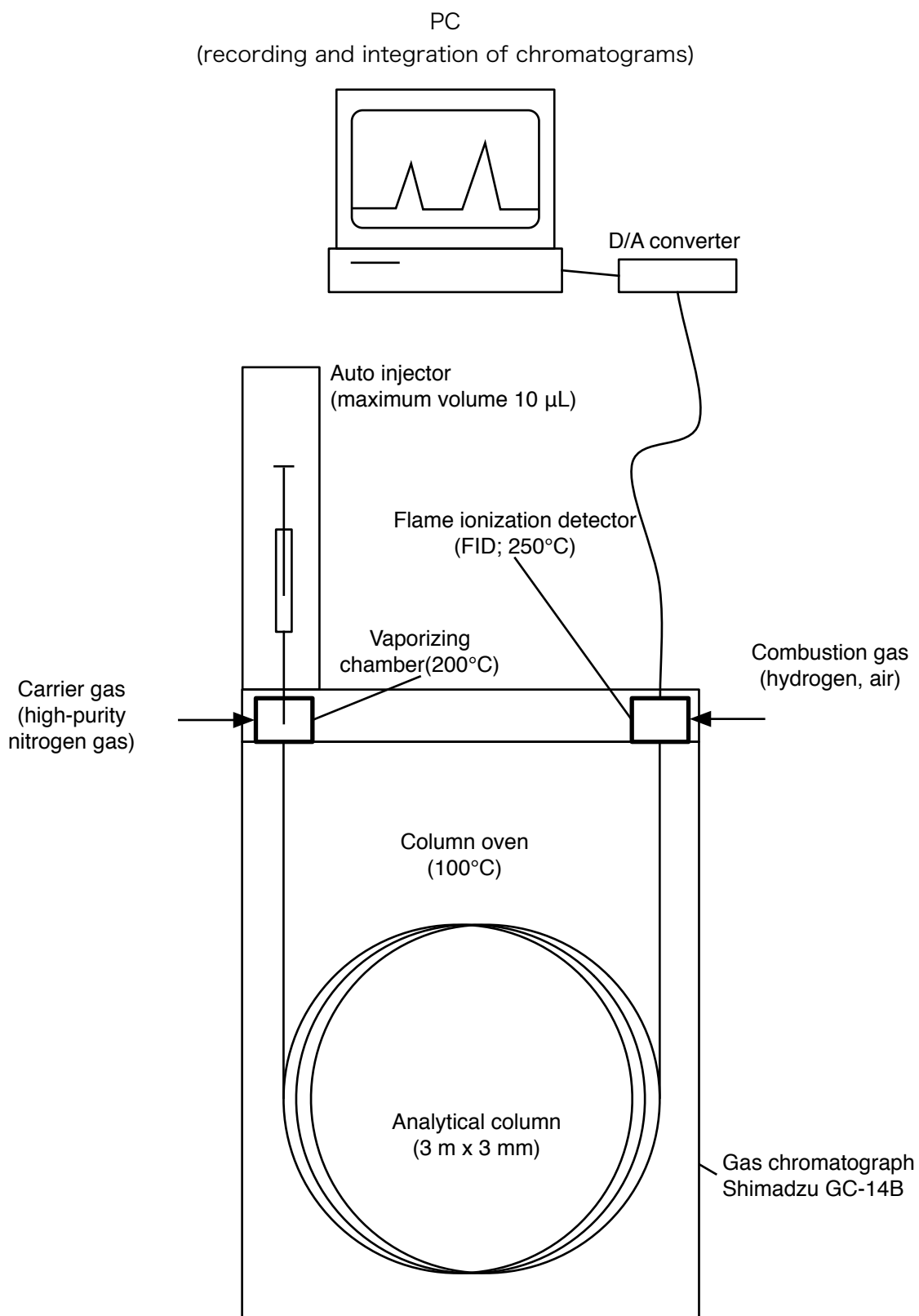


図2.5 ガスクロマトグラフによるアルコールの分析方法

(2) トレーサー速度

トレーサーの流動速度を比較するためにトレーサー速度を以下のように定義して用いる。トレーサーの流動距離を L (m), トレーサーが生産井に初めて到達するまでの時間を t (h) とする。ここで L は注水井の流出点と生産井の流入点間の直線距離で近似する。また, t はトレーサー投入時からモニタリング試料に初めてトレーサーを検知するまでの経過時間(トレーサーの回帰開始時間)で近似する。 L を t で割った値を, トレーサー速度 v (m/h) として定義する。

$$v = L / t \quad (2.3)$$

2.4 松川地熱地域の二相トレーサー試験結果

ここでは, 松川地熱地域で実施した二相トレーサー試験の結果を記述する。図 2.6 に, 各試験で得られたトレーサーの流動経路と流動方向を, 注水井の流出点と生産井の流入点を繋いだ直線の矢印で示す。また, トレーサーの回帰開始時間(h), 流動距離(m), 速度(m/h), 回帰率(wt%)を表 2.3 にまとめて示す。

2.4.1 MR-1 試験(2000)

2000 年 8 月 6 日にエタノールと 2-プロパノールの混合水溶液(総トレーサー濃度 48 wt%)を 8 分かけて注水井 MR-1 に投入した。トレーサーは生産井 M-1, M-5, M-12 から回帰した。この低級アルコール類の二相トレーサーとしての検出は世界初の結果である。トレーサーはその投入後約 30 時間で M-1 に到達し, 次いで 120 時間以上かけて M-5 と M-12 に達した。トレーサー速度を比較すると, M-1 へのトレーサー速度が最も大きく, M-5 と M-12 に向かう速度はそれよりも小さいことがわかる。それぞれの生産井におけるトレーサーの回帰曲線($NTPR$ の時間変化)を図 2.7 に示す。図からわかるように, 各生産井のトレーサーの $NTPR$ は約 81 日間ではほぼバックグラウンド値か, もしくは, それより幾分高い値に収束した。

トレーサー回帰曲線の形状は生産井毎に異なる。この形状の違いは, それぞれの生産井へのトレーサー回帰率の差となって現れる。すなわち, トレーサー回帰率は M-12 が最も大きく, M-5 がそれに続き, M-1 は最小である(表 2.3)。また, M-5 と M-12 について, エタノールと 2-プロパノールの回帰曲線は似た形であるが, $NTPR$ (曲線の高さ)はわずかに異なる。仮に, 注入した二種類のトレーサーが全く同じように挙動するのであれば二種類のト

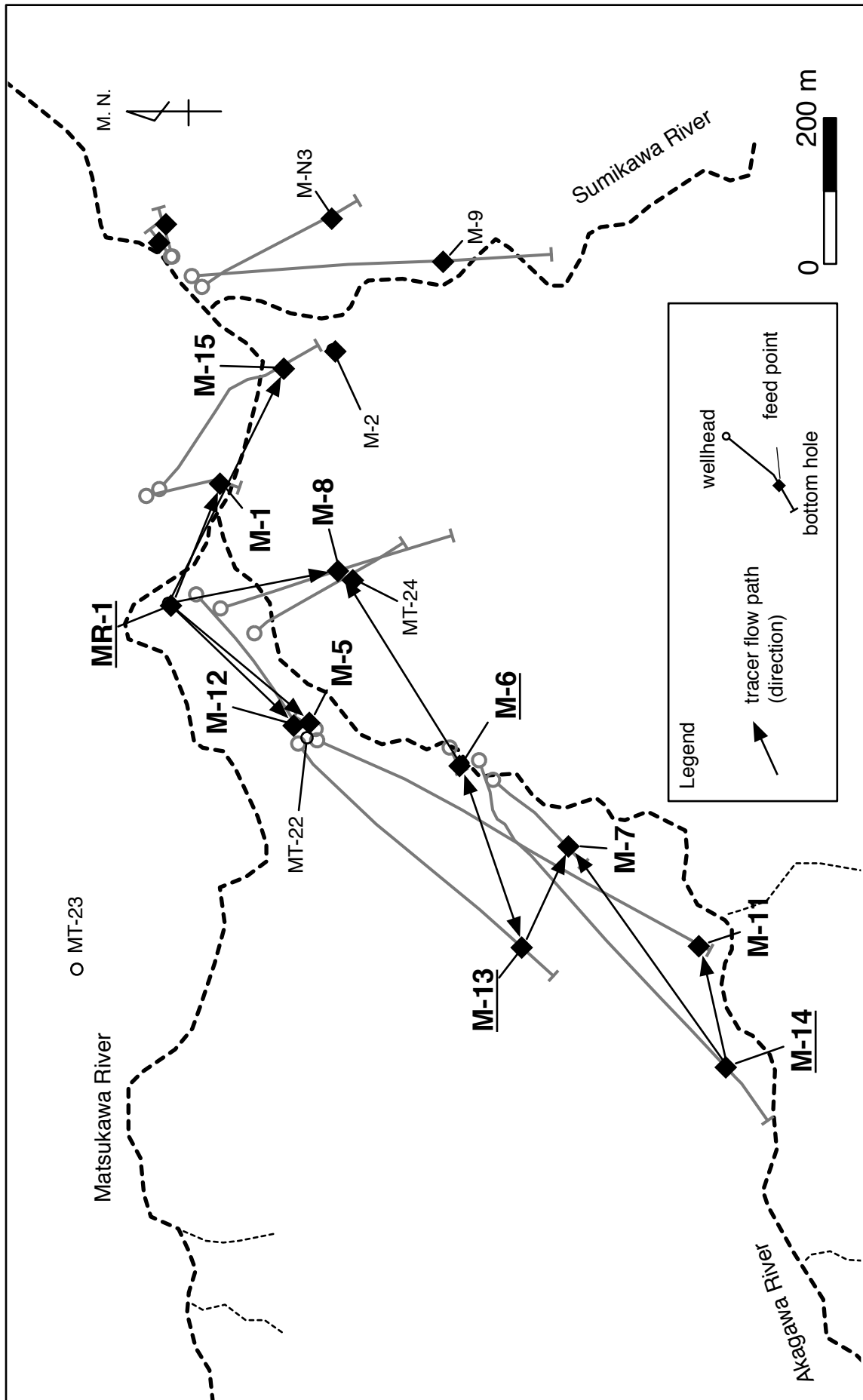


図2.6 松川地熱地域のトレーサー流動経路

表 2.3 松川地熱地域におけるトレーサー試験結果一覧

Injection well	Injection date	Tracer-returning well	Tracer	Initial detection time (h)	Tracer flow distance (m)	Tracer velocity (m/h)	Tracer recovery (%)
MR-1	2000/8/6	M-1	Ethanol	30	223	7	1.5
			2-Propanol	30	223	7	2.4
		M-5	Ethanol	145	396	3	5.0
			2-Propanol	216	396	2	3.3
		M-12	Ethanol	121	377	3	25
MR-1	2003/5/13	M-5	2-Propanol	192	377	2	17
			2-Propanol	192	535	3	0.13
		M-8	2-Propanol	1510	239	0.2	0.09
		M-12	2-Propanol	96	131	1	6.8
			Toluenesulfonate	171	131	0.8	6.2
M-6	2000/9/12	M-15	2-Propanol	1850	278	0.2	0.07
		M-8	1-Propanol	10	394	39	72
		M-13	1-Propanol	49	261	5	10
M-13	2002/10/24	M-6	Methanol	70	261	4	14
			Ethanol	45	261	6	8.1
M-13	2007/10/9	M-7	2-Propanol	18	177	10	–
M-14	2001/5/18	M-7	Ethanol	17	524	31	0.06
			Ethanol	3.8	323	85	0.27
		M-11	2-Propanol	3.8	323	85	0.21

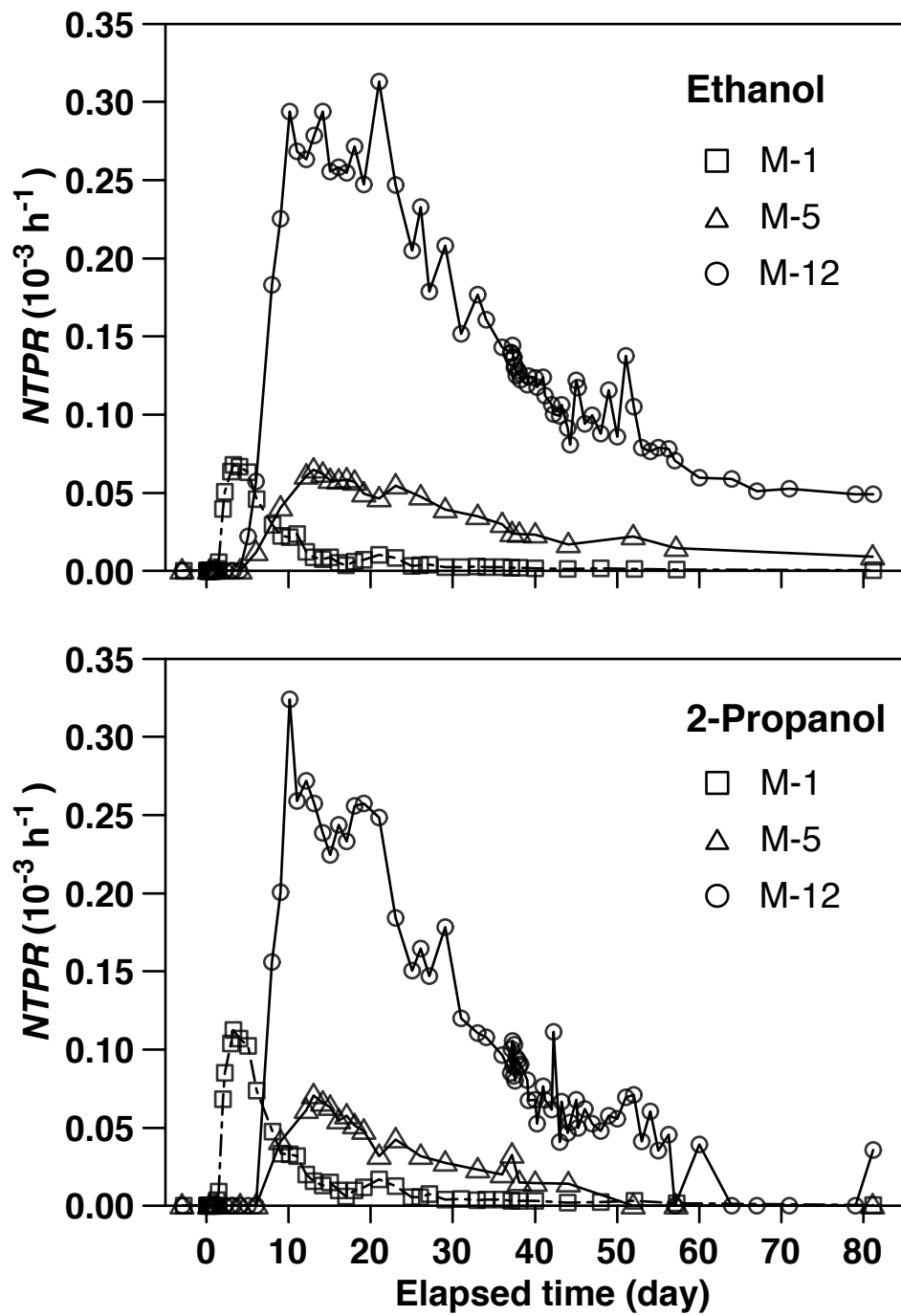


図2.7 MR-1試験(2000)で得られたトレーサー回帰曲線 (M-1, M-5, M-12)

レーサーの *NTPR* は分析誤差の範囲内で同じになる。したがって、本試験では二種類のトレーサーの挙動に差が生じている。この原因として、二種類のトレーサーの揮発性の差による沸騰時の分別過程を推定しており、第 4 章にて議論する。

2.4.2 MR-1 試験(2003)

注水井 MR-1 に対する二回目のトレーサー試験では、2003 年 5 月 13 日に 2-プロパノール（濃度約 100 wt%）を 25 分かけて MR-1 に投入した。本試験は、MR-1 試験(2000)よりも多量のトレーサーを用いることで(表 2.2)、貯留層内での希釈効果によるトレーサー濃度の低下を補い、注水流体の流動をより広い範囲で確認することを目的としている。

二相トレーサーは、MR-1 試験(2000)結果と同じく生産井 M-5 と M-12 から回帰した。さらに、生産井 M-8 と M-15 にもトレーサーの回帰が認められ、MR-1 試験(2000)よりも広い範囲で注水流体が流動したことが確認された。MR-1 試験(2000)においてトレーサーが回帰した M-1 は本試験時には生産を停止していた。

二相トレーサーは投入後 96 時間から 192 時間かけて M-5 と M-12 に到達し、M-8 と M-15 には 1510 時間から 1850 時間のかなり長い時間をかけて到達した。図 2.8 のトレーサー回帰曲線で示すように、M-5 と M-12 については、MR-1 試験(2000)結果と同様に、トレーサーの回帰を連続して検出することができたが、M-8 と M-15 については数回分のモニタリング試料にのみトレーサーを検出した。このため、図 2.8 に M-8 と M-15 は含めていない。これらの試験結果は、M-5 と M-12 への注水流動と、M-8 と M-15 への注水流動の規模の違いを表しており、M-8 と M-15 に向かう注水流動は小規模であり、トレーサー速度とトレーサー回帰率はきわめて小さく見積もられる(0.2 m/h, 0.1 wt%未満, 表 2.3)。また、トレーサー試験時の M-5 の蒸気流量は約 5 t/h と少なく、M-5 の *NTPR* は M-12 と比べて非常に小さいものとなっている(図 2.8)。

M-5 と M-12 からのトレーサー回帰の監視はトレーサー投入後約 29 日間で終了した。これは、発電所の定期点検のために M-5 と M-12 の蒸気生産が停止したためである。この監視期間に、*NTPR* のピークは認められたものの、トレーサー回帰は収束に至っていない。

本トレーサー試験時には、二相トレーサーの投入の直後に液相トレーサーを投入し、注水流体の熱水(液体)としての流動を追跡した。液相トレーサーにはトルエンスルホン酸ナトリウムを使用し、濃度 33 wt%の溶液を 5 分かけて MR-1 に投入したところ(表 2.2)、液相トレーサーは M-12 だけから回帰した(表 2.3)。この液相トレーサーの回帰については第 3 章にて考察する。

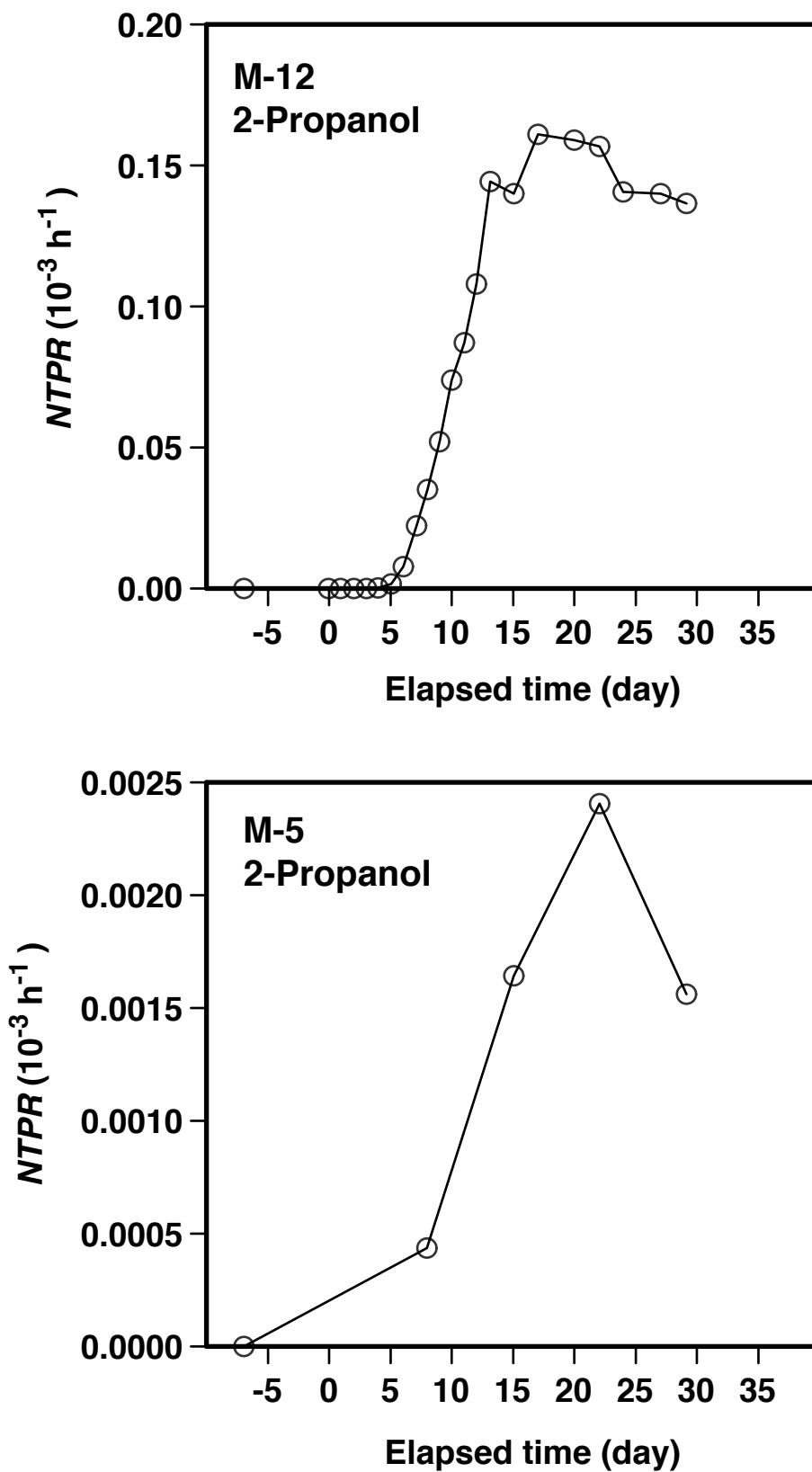


図2.8 MR-1 試験(2003)で得られたトレーサー回帰曲線 (M-5, M-12)

2.4.3 M-6 試験(2000)

2000 年 2 月 7 日から 10 月 23 日にかけて約 9 ヶ月間の注水試験を、生産井 M-6 を臨時の注水井に転用して実施した(注水流量は平均 20 t/h である)。この注水期間の末期にあたる 9 月 12 日に、1-プロパノール水溶液(濃度 60 wt%)を 20 分かけて M-6 に投入した。トレーサーは生産井 M-8 と M-13 から回帰した。それぞれのトレーサー回帰曲線を図 2.9 に示す。

トレーサー回帰曲線を見ると、トレーサーは投入後わずか 10 時間で M-8 から回帰し、約 44 日でその回帰はほぼ収束した。トレーサー速度は 39 m/h であり、回帰曲線から求めた M-8 におけるトレーサー回帰率は 73 wt% に達した。これらの数値は他の試験結果と比べて大きく、注水流体が大きな流量と速度で M-8 に流動したことが分かる。このトレーサー流動の特徴は、トレーサー投入後 2 日で出現したトレーサー回帰曲線の非常に鋭い *NTPR* のピークでも確認できる。

また、M-13 にはトレーサー投入 49 時間後にトレーサーが回帰し、約 44 日でその回帰はほぼ収束した。*NTPR* のピークはトレーサー投入後約 6 日で出現し M-8 の場合より遅い。

トレーサー速度とトレーサー回帰率はそれぞれ 5 m/h と 10 wt%であり、共に M-8 に対する数値よりも小さく、トレーサー回帰曲線は M-8 よりも低くなだらかである。

2.4.4 M-13 試験(2002)

2002 年 10 月 7 日から 11 月 4 日にかけて約 1 ヶ月間の注水試験を、生産井 M-13 を注水井に転用して実施した(注水流量は平均 36 t/h である)。この注水期間の中ほどにあたる 10 月 24 日にメタノールとエタノールの混合水溶液(総トレーサー濃度 57 wt%)を 45 分かけて M-13 に投入した。トレーサーは生産井 M-6 から回帰し、その他の生産井からの回帰は認められなかった。M-13 から M-6 へのトレーサー流動が確かめられたことで、先の M-6 試験(2000)で見出された M-6 から M-13 へ向かう流動方向と反対方向の流動が生じていることとなり、両坑井間の透水性フラクチャの存在が二度の試験によって確かめられた(図 2.6)。

M-6 のトレーサー回帰曲線を図 2.10 に示す。図によると、トレーサーは投入後約 70 時間で回帰し始め、その回帰は約 75 日でほぼ収束したことが分かる。また、トレーサー回帰曲線には *NTPR* の鋭いピークが現れている。M-6 へのトレーサー速度は 4–6 m/h であり、M-6 からのトレーサー回帰率は 8–14 wt%である(表 2.3)。また、MR-1 試験(2000)の結果と同様に二種類のトレーサーの回帰曲線は相似形であるが、*NTPR* に差が生じている。この原因として、二種類のトレーサーの揮発性の差による沸騰時の分別過程を推定しており、第 4 章にて議論する。

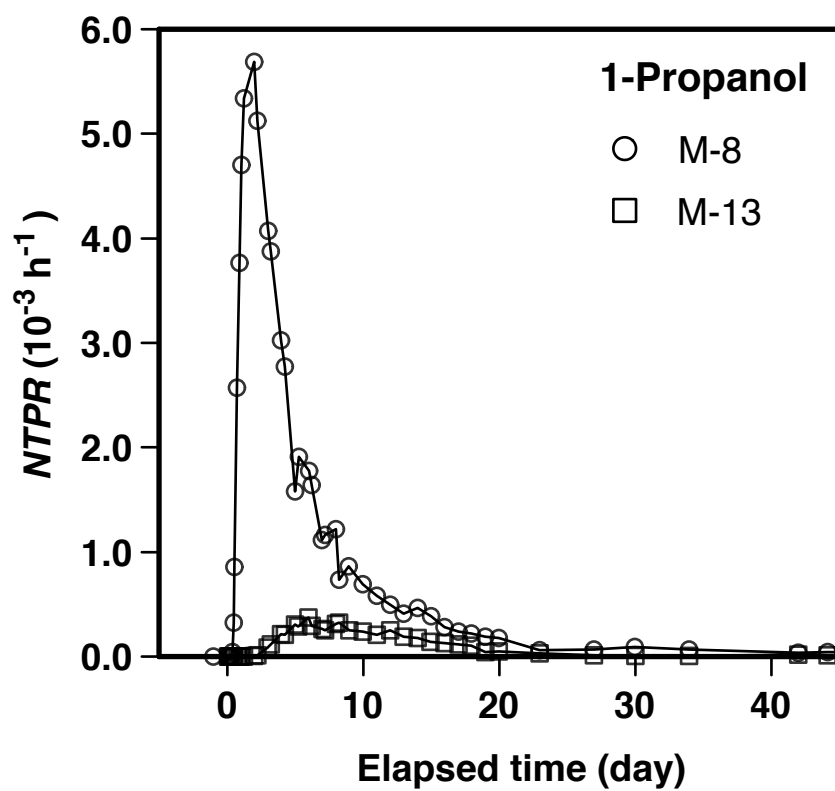


図2.9 M-6試験(2000)で得られたトレーサー回帰曲線 (M-8, M-13)

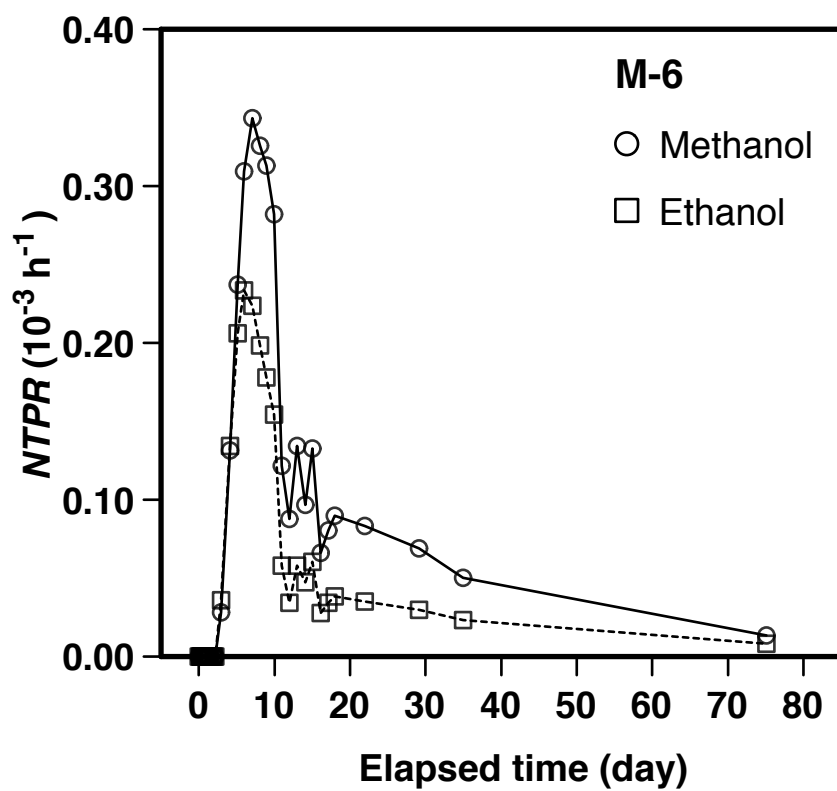


図2.10 M-13試験(2002)で得られたトレーサー回帰曲線 (M-6)

2.4.5 M-13 試験(2007)

生産井 M-13 を注水井とする二回目の注水試験は 10 月 5 日から 10 月 23 日の 18 日間のみ実施された。注水期間中に生産井 M-7 の蒸気温度が低下したことから、発電所運転上の理由で三度注水が停止され、一定流量での注水は実施されていない。図 2.11 に示した M-13 への注水流量の時間変化を見ると、注水時の注水流量は 48 t/h から 20 t/h の間で変動している。注水期間の初期にあたる 10 月 9 日に 2-プロパノール(濃度約 100 wt%)を 12 分かけて M-13 に投入した。前回の M-13 試験でトレーサーが回帰した M-6 は、本試験時には生産を停止していた。

トレーサーは M-7 にのみ回帰し、その回帰曲線を M-13 への注水流量の時間変化とともに図 2.11 に示す。トレーサー回帰曲線によると、トレーサーはその投入後 18 時間で M-7 から回帰し始め、約 58 日経過後にその監視を終了した。先に述べたように M-13 への注水が一定でなかったことから回帰曲線は他の試験結果のような滑らかな変化を示さず、注水の停止と再開に応答するように大きく変化した。このため解析上意味のあるトレーサー回帰率は得られないと判断した(そのため表 2.3 には数値を記載していない)。

2.4.6 M-14 試験(2001)

試験時に新規生産井であった M-14 へのトレーサー投入は、M-14 の掘削が計画深度に到達した後に速やかに実施した。試験時には掘削リグを使用し、ドリリングパイプの下端を M-14 の主要なフラクチャ深度に設置し、そのパイプを通じてトレーサーを投入した。2001 年 5 月 18 日にエタノールと 2-プロパノールの混合水溶液(総トレーサー濃度 60 wt%)を 5 分かけて投入した。M-14 への注水はトレーサー投入日を含む 5 月 9 日から 6 月 5 日までの約一ヶ月間実施し、総注水量は約 23600 t である。これには掘削中の逸水と掘削後の自噴抑制のための注水が含まれる。

二種類のトレーサーのうち 2-プロパノールは M-7 と M-11 から回帰し、エタノールは M-11 のみから回帰した。これらのトレーサー回帰曲線を図 2.12 に示す(図の横軸の単位は時間である)。トレーサー回帰曲線によると、トレーサーの投入 4 時間後に、M-14 に最も近い生産井 M-11(図 2.6)からトレーサーは回帰し始めた。M-11 の次に M-14 に近い M-7 では、17 時間後にトレーサーの回帰が始まった。両生産井ともに、トレーサーを投入してから約 40 時間後にはトレーサーの回帰はほぼ収束した。

M-11 と M-7 に対するトレーサー速度はそれぞれ 85 m/h と 31 m/h と他の試験結果と比

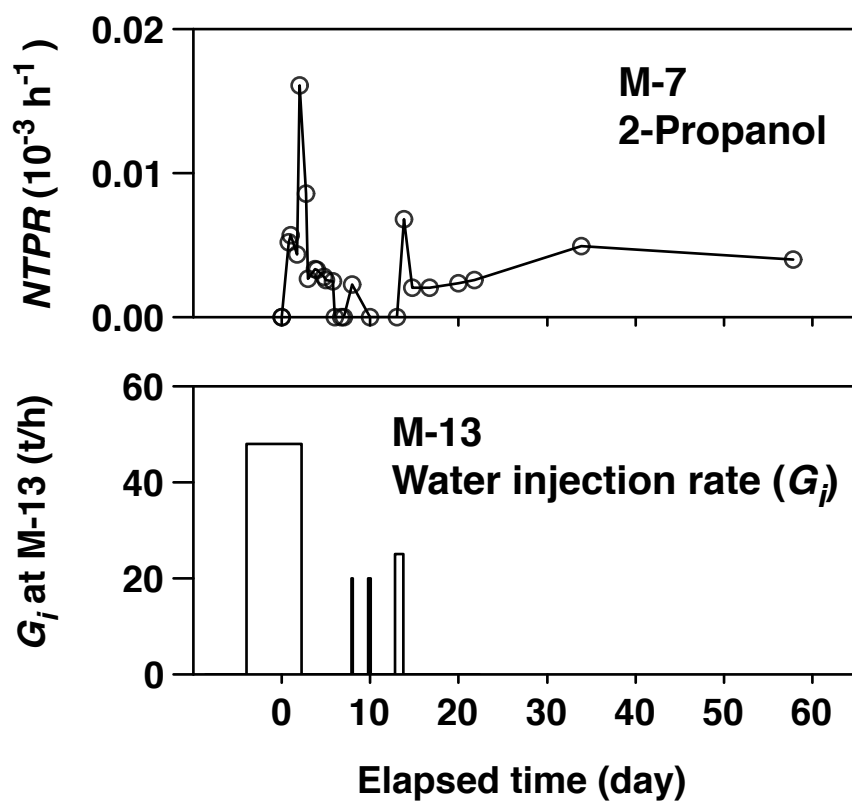


図2.11 M-13試験(2007)で得られたトレーサー回帰曲線 (M-7)

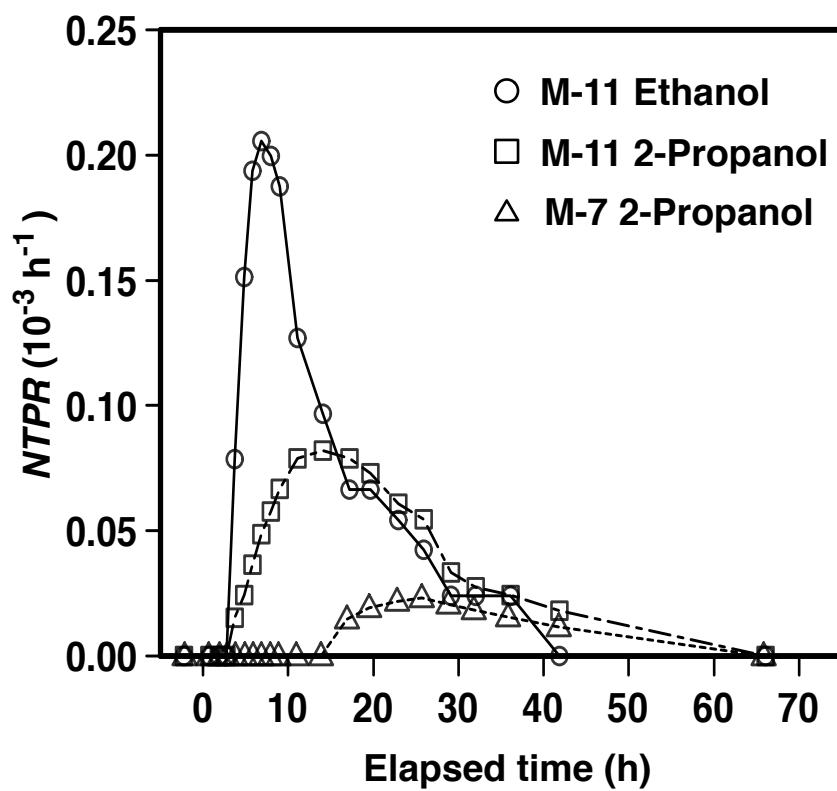


図2.12 M-14試験(2001)で得られたトレーサー回帰曲線 (M-7, M-11)

べて大きく、特に M-11 へのトレーサー速度は本地域の全ての試験結果の中で最も大きい。その反面、トレーサー回帰の収束に要する時間は約 40 時間ときわめて短い(図 2.12)。一方、他の試験ではトレーサーの収束にはおよそ 30 日間から 80 日間を要している。さらに、本試験でのトレーサー回帰率はいずれも 0.3 wt% 未満と小さい(表 2.3)。これらの特徴から、M-14 に投入された注水流体は、そのごく一部のみが近隣の生産井に向かって、大きな速度で流動したといえる。また、図 2.12 を見ると、エタノールと 2-プロパノールの回帰曲線は相似形でなく、そのピークの位置と *NTPR* に大きな差が生じている。この原因として、二種類のトレーサーの揮発性の差による沸騰時の分別過程を推定しており、第 4 章にて議論する。

2.5 低級アルコール類を用いた二相トレーサー試験法の評価

松川地熱地域で実施したトレーサー試験結果を基にして、本研究で開発した二相トレーサー試験方法の性能を評価する。

(1) トレーサー投入方法の評価

注水井に投入したトレーサー溶液の容積は 1.6 kl から 4.0 kl と大きく(表 2.2)、これらを 5 分から 45 分の時間で注水井に注入することができた。先に述べたトレーサー回帰の継続期間(約 44 日から約 84 日)と比較してこれらの注入時間は非常に短く、トレーサーはパルス状に貯留層に注入されたとみなすことができる。したがって、本トレーサー試験方法におけるトレーサー投入方法は試験目的に対し理想的と評価できる。

(2) モニタリング試料採取方法の評価

各試験では、モニタリング試料採取の頻度を高くすることで、滑らかで詳細なトレーサー回帰曲線を得ることができた。このことは、トレーサーの回帰開始時刻、速度および回帰率といったトレーサー回帰を特徴づける定量値の精度を確保するのに有効である。さらに M-14(2001)試験結果のように、トレーサーの回帰開始と収束が非常に早い場合でも、数時間ごとにモニタリング試料を採取することで、詳細な回帰曲線を得ることができた。以上のことから、本トレーサー試験方法におけるモニタリング試料採取方法は試験目的に対し有効と評価できる。

(3) トレーサー分析方法の評価

モニタリング試料(液体)をガスクロマトグラフに直接注入する方法により、4種類の低級アルコール(メタノール、エタノール、1-プロパノール、2-プロパノール)を分析できることを確認した。これにより4種類の低級アルコールをトレーサー試薬として実用化できた。低級アルコール分析の定量下限値は、気相トレーサー試薬のそれよりも高いが、現在の定量下限値で十分な精度の試験結果が得られることが分かった。また、本分析方法における分析時間は短く、その分トレーサー回帰の高頻度のモニタリングが可能である。このことは、トレーサー回帰曲線および各定量値の精度向上に資する。また、二種類の低級アルコールを混合して使用した試験に対し、本分析方法で明瞭な *NTPR* の差を導くことができた。以上のことから、本トレーサー試験方法におけるトレーサー分析方法は試験目的に対し効果が高いと評価できる。

(4) トレーサー試薬としての低級アルコール類の適性

一連のトレーサー試験を通じて、4種類の低級アルコール(メタノール、エタノール、1-プロパノール、2-プロパノール)を使用し、全ての種類のアルコールの回帰を連続して検出し、滑らかなトレーサー回帰曲線を得ることができた。トレーサー投入からトレーサー回帰検出までの最長の時間は、メタノールとエタノールで約 81 日、1-プロパノールで約 44 日、2-プロパノールで約 84 日と、注水流体の流動を追跡する目的においてそれぞれ十分な時間といえる。したがって、これらの低級アルコール類は、地熱環境に対して十分な耐熱性を持ち、地熱用の二相トレーサーとして優れた適性を有すると評価できる。

以上の各評価を総合して、本研究で開発した二相トレーサー試験方法は、いずれの要素(トレーサーの投入、モニタリング試料採取、トレーサーの分析定量、トレーサーの耐熱性)に対しても有効であり、試験結果は試験目的に対して十分な精度と信頼性を持つと判断できる。

2.6 結言

本章では、低級アルコール類をトレーサーとする二相トレーサー試験方法を開発し、松川地熱地域に適用した。その試験結果から、本試験方法の性能を評価し、以下の結論を得た。

1) 低級アルコール類を二相トレーサーとすることで、多量のトレーサー溶液を短時間で注水井に投入することができる。

2) 低級アルコール類を二相トレーサーとすることで、モニタリング試料の採取方法が簡便ですみ、高頻度の試料採取が可能となる。この結果、精度の高い試験結果を得ることができる。

3) トレーサー分析において、液体試料をガスクロマトグラフに直接注入する方法を用いることで、4種類のトレーサー試薬(メタノール、エタノール、1-プロパノール、2-プロパノール)を使った高頻度のトレーサー回帰モニタリングが可能である。

4) 二相トレーサー回帰の長い検出時間(約 40-80 日)から、低級アルコール類は地熱環境下で十分な耐熱性を有する。

5) 低級アルコール類の二相トレーサーとしての適性から、松川地熱地域で得られた試験結果は試験目的に対して十分な精度と信頼性を持つと判断できる。

引用文献

- Adams, M. C. (1995) Vapor, liquid and two-phase tracers for geothermal systems. Proceedings of the 1995 World Geothermal Congress, Florence, Italy, May 18-31, 1995-1996.
- Adams, M. C., Beall, J. J., Hirtz, P., Koenig, B. A., and Smith, J. L. B. (1999) Tracing effluent injection into The SE Geysers - a progress report. Geothermal Resources Council Transactions, **23**, 341-345.
- Adams, M. C., Yamada, Y., Yagi, M., Kondo, T., and Wada, T. (2000) Stability of methanol, propanol, and SF₆ as high-temperature tracers. Proceedings of the 2000 World Geothermal Congress, Kyushu-Tohoku, Japan, May 28-June 10, 2000-2001.
- Adams, M. C., Beall, J. J., Eneedy, S. L., Hirtz, P. N., Kilbourn, P., Koenig, B. A., Kunzman, R., and Smith, J. L. B. (2001) Hydrofluorocarbons as geothermal vapor-phase tracers. Geothermics, **30**, 747-775.
- Adams, M. C., Yamada, Y., Yagi, M., Kasteler, C., Kilbourn, P., and Dahdah, N. (2004) Alcohols as two-phase tracers. Proceedings of 29th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering, Stanford University, Stanford, CA, USA, January 26-28, 2004, SGP-TR-175, 8p.
- Giggenbach, W. F. and Goguel, R. L. (1986) Methods for the collection and analysis of geothermal and volcanic water and gas samples. Department of Scientific and Industrial Research, Chemistry Division, New Zealand, 51p.
- Hanano, M. and Matsuo, G. (1990) Initial state of the Matsukawa geothermal reservoir: reconstruction of a reservoir pressure profile and its implications. Geothermics, **19**, 541-560.
- Hirtz, P. N., Kunzman, R. J., Adams, M. C., Roberts, J. W., Sugandhi, A., Martiady, K., Mahagyo, P., and Iman, A. S. (2010) First multi-well vapor and two-phase tracer test in a geothermal reservoir, using perfluorocarbons and alcohols. Proceedings of the 2010 World Geothermal Congress, Bali, Indonesia, April 25-29, 2010, 12p.
- McLinden, M. O., Klein, S. A., Lemmon, E. W., and Peskin, A. P. (1998) Thermodynamic and transport properties of refrigerants and refrigerant mixtures database (REFPROP). Standard Reference Database 23 version 6.01, National Institute of Standards and Technology (NIST), Gaithersburg, MD. 41p.
- 日本機化学会 (1983) 技術資料 流体の熱物性値集. 547p.
- Poling, B. E., Prausnitz, J. M., and O'Connell, J. P. (2001) Fluid Phase Equilibria in

- Multicomponent Systems. The properties of gases and liquids, 5th ed., McGraw Hill, 8.1-8.204.
- Poling, B. E., Thomson, G. H., Friend, D. G., Rowley, R. L., and Wilding, W. V. (2008) Physical and Chemical Data. In Green, D. W. and Perry, R. H. (Eds.), Perry's Chemical Engineers' Handbook, 8th ed, McGraw-Hill, 2-1-2-517.
- 新エネルギー・産業技術総合開発機構 地熱技術開発室 (1998) 平成 9 年度ニューサンシャイン計画補助事業成果報告書 熱水利用発電プラント等開発/深部地熱資源採取技術の開発/深部地熱資源生産技術の開発. 200p.
- Sugandhi, A., Hirtz, P. N., Mahagyo, P., Nordquist, G. A., Martiady, K., Roberts, J. W., Kunzman, R. J., and Adams, M. C. (2009) Results of the first application of perfluorocarbons and alcohols in a multi-well vapor and two-phase tracer test at the Darajat geothermal field, Indonesia, and implications for injection management. Geothermal Resources Council Transactions, **33**, 871-878.
- United Nations (1998) Kyoto protocol to the United Nations framework convention on climate change. 20p.
- UNEP (2009) Handbook for the Montreal Protocol on substances that deplete the ozone layer. Ozone Secretariat United Nations Environment Programme, Nairobi, Kenya, 572p.

第3章 注水による蒸気卓越型地熱貯留層涵養への生産井の応答の定量的評価

3.1 緒言

蒸気卓越型地熱貯留層に注水を行う貯留層涵養を実施する際には、注水による貯留層の過度な冷却を避ける注水設計(注水の位置、流量、期間)が重要である。そのためには注水に対する生産井の応答を常に監視し、注水流体の貯留層内における流動範囲と流動挙動を定量的に把握することが必要である。松川地熱地域では生産井の坑口圧力、生産流量、蒸気温度が連続観測され、また生産地熱流体の化学組成が定期的に分析されており、その結果に基づいて生産井の注水応答と涵養効果を評価している。注水応答には生産流量の増加、蒸気温度の低下、蒸気中の非凝縮性ガス濃度の低下が挙げられる。しかし、注水が貯留層に及ぼす影響の程度と、生産井が持つ固有の変動の大きさによっては、明瞭な注水応答が検出できない可能性がある。この場合、注水応答の定量的な解釈ならびに貯留層涵養の評価が困難となる。これらの問題を解決するためには、注水井と生産井の水理的な繋がりを直接検出し、注水流体の流動挙動を定量的に評価できるトレーサー試験を実施する必要がある。

貯留層への注水は貯留層涵養の目的の他に、追加井を新規に掘削する掘削工事の際にも行われる。この掘削工事の注水に併せてトレーサー試験を実施することで、新規生産井と既存生産井の水理的な繋がりの有無を新規生産井の蒸気生産開始に先駆けて抽出することができる。さらに、新規生産井が蒸気生産を開始した後は、この水理的な繋がりを介して、周辺の既存生産井との間に生産干渉が発生する可能性がある。

本章では松川地熱地域で実施した二相トレーサー試験結果(第2章)を、生産井の物理的および地球化学的变化と比較することで、生産井に現れる注水応答の形態を判別し、その応答について定量的な解釈を試みる。さらに、トレーサー試験結果を用いた坑井間の生産干渉の予測とその検証を行う。

3.2 蒸気卓越型地熱貯留層で発生する注水応答と生産干渉の形態

3.2.1 注水応答の形態

蒸気卓越型地熱貯留層への注水が引き起こす生産井の生産状況の変化を注水応答と呼ぶこととし、その形態を以下にまとめる。

(1) 生産井における蒸気および熱水流量の増加

注水流体が生産井の本来の生産流体に加わることで、生産流量が増加することを注水応答の一つの形態と捉える。貯留層内での注水流体による岩体からの熱回収量が十分大きい場合は、注水流体が貯留層内で沸騰することで注水起源蒸気が発生し、それが本来の生産蒸気に加わることで、生産井の蒸気流量が増加する。これは貯留層涵養の本来の目的であり、その例を図 3.1 に示す(Goyal, 1995)。また、注水による熱回収が不十分で、注水流体の全量が沸騰しない場合は、注水流体の一部は沸騰せず液体のまま生産井へ到達し、その結果、熱水を伴って蒸気が生産される。また、注水によって貯留層岩体が過度に冷却される場合は、蒸気生産流量が低下し、これも注水応答と捉える。

(2) 蒸気温度の低下

松川地域を含む蒸気卓越型地熱地域では、生産井から過熱蒸気が生産されることから分かるように、貯留層内には過熱蒸気が存在する高温領域(以下、過熱領域)が存在する。この過熱領域では、単相の飽和蒸気が流動する際に高温の岩体から熱を受け取ることで過熱蒸気が発生する。この過熱領域に低温の注水流体が流動すると、注水流体の加熱と沸騰のために岩体の熱が消費され、岩体の温度が徐々に低下するとともに、岩体と注水流体の間の熱交換効率が低下し、結果としてこの領域から生産される蒸気の温度は低下する(Goyal, 1999)。したがって、生産井の坑口にて過熱蒸気の温度(または過熱度)を監視し、それが低下する場合、これを注水応答の一形態と捉え、その実例を図 3.2 に示す(Goyal, 1999)。さらに、岩体の冷却が極度に進むか、もしくは注水流体の流量が多すぎる場合、蒸気温度は過熱温度から飽和温度まで低下し、その後温度は飽和温度で一定となり、生産流体は熱水を伴うことが予想される。

(3) 非凝縮性ガス濃度の低下

一般に、地熱蒸気に比べて、注水流体に含まれる非凝縮性ガスは低濃度であるため、地熱蒸気に注水起源蒸気が混ざると、地熱蒸気に含まれる非凝縮性ガスは希釈される。その結果、坑口で得られる生産蒸気の新凝縮性ガス濃度は低下し、この非凝縮性ガス濃度の低下を注水応答の一形態と捉える。注水に伴って生じた非凝縮性ガス濃度の低下の例を図 3.3 に示す(Giovannoni et al., 1981)。

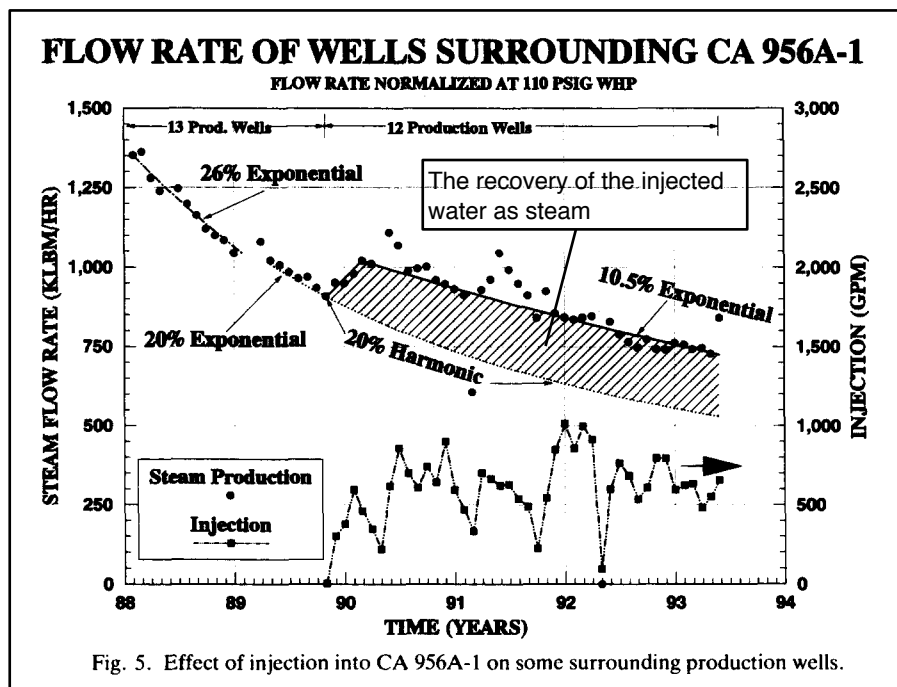


図3.1 注水による蒸気生産流量増量の例 (Goyal, 1995に加筆)

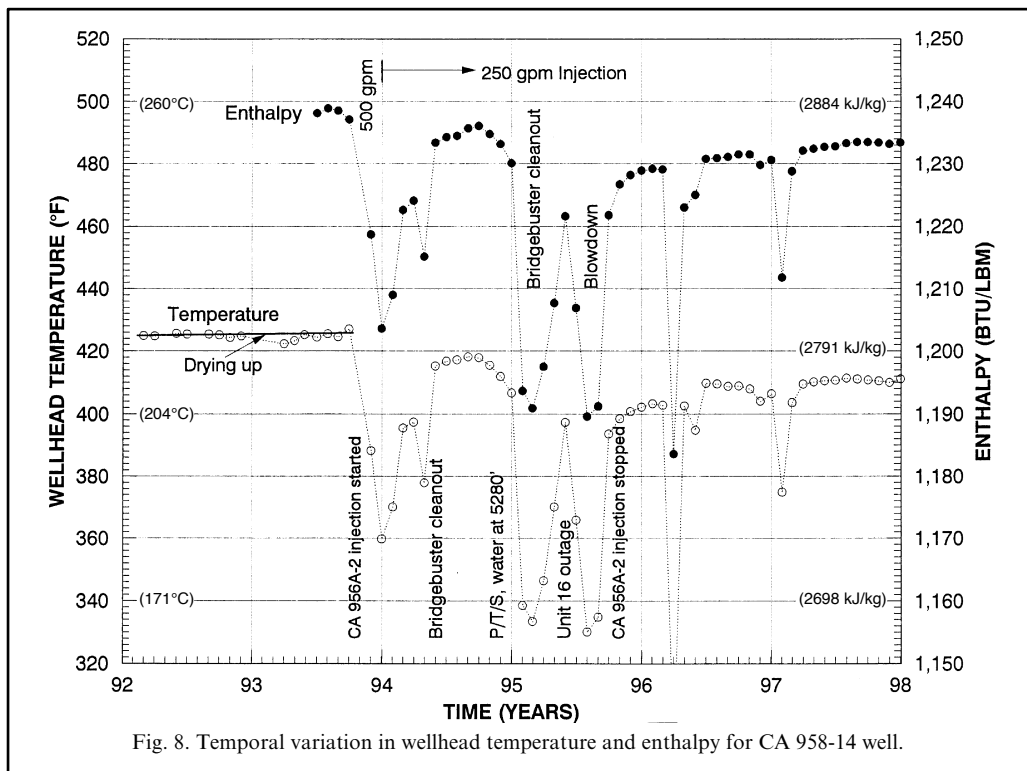


Fig. 8. Temporal variation in wellhead temperature and enthalpy for CA 958-14 well.

図3.2 注水による生産蒸気の温度低下の例 (Goyal, 1999に加筆)

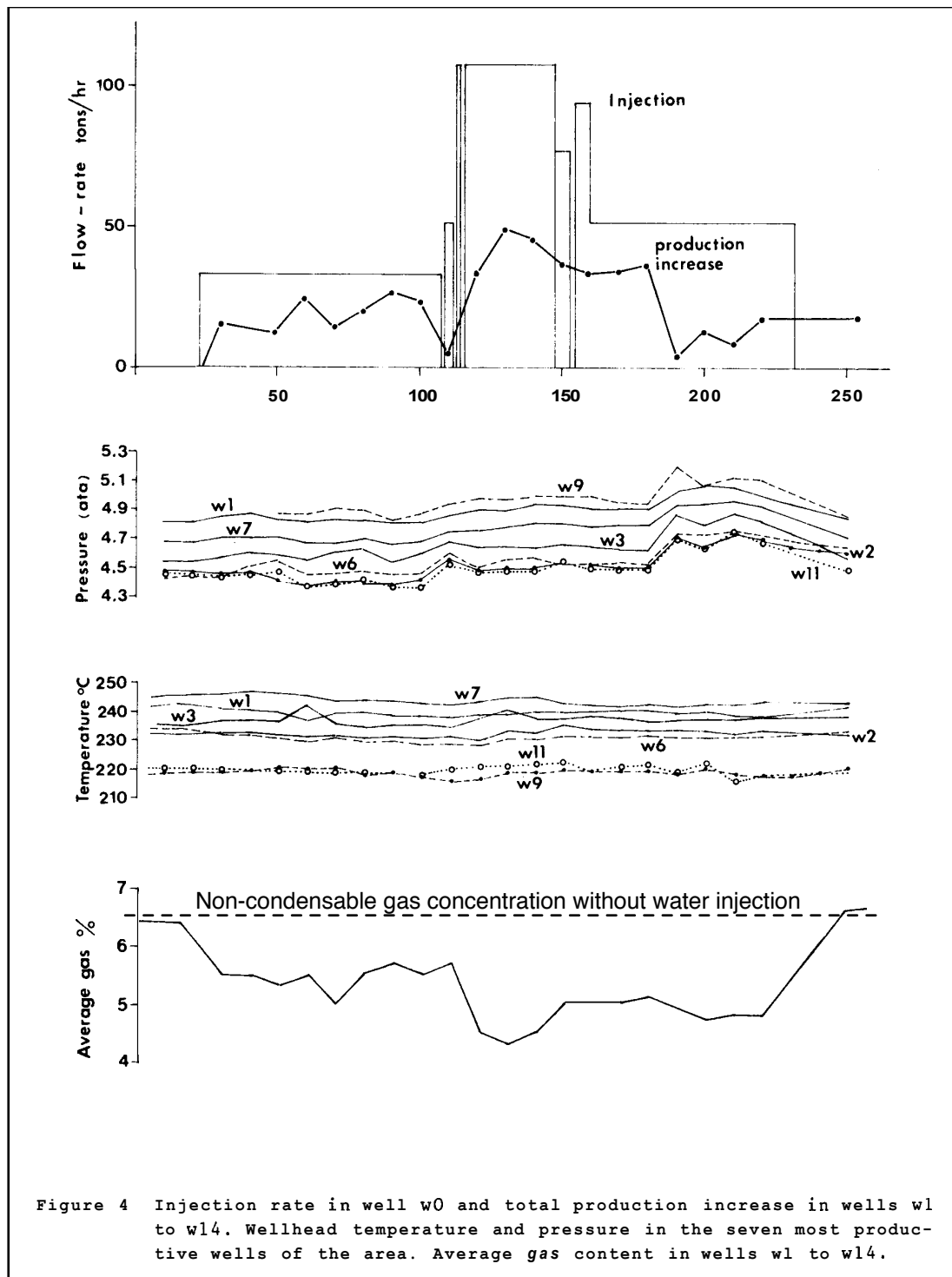


図3.3 注水による蒸気中の非凝縮性ガス濃度低下の例 (Giovannoni et al., 1981に加筆)

3.2.2 生産干渉の形態

地熱発電を行う地熱地域では、ある間隔を置いて配置された複数の生産井から同時に蒸気を生産する。この時、何本かの生産井が同じ透水性フラクチャに接続する場合、このフラクチャを介して生産井どうしによる貯留層流体の取り合いが生じる。例えば、ある生産井の蒸気流量を増加させると、他の生産井の蒸気流量が減少することが予想され、この現象を生産干渉と呼ぶ。

3.3 トレーサー試験を用いた注水応答の判別と定量的評価

本節では注水井 MR-1 および M-6 への注水に対する生産井の応答を、MR-1 試験(2000, 2003)および M-6 試験(2000)の結果を用いてそれぞれ考察する。

3.3.1 MR-1 注水への応答

MR-1 への最初の注水は 1988 年から 1989 年にかけての二回の注水実験として実施された(Hanano et al., 1991)。それらの実験結果を図 3.4 および図 3.5 に示す。注水流量は一回目の実験では概ね 10 t/h から 35 t/h であり、二回目の実験では概ね 15 t/h から 35 t/h である。

生産井 M-1 はこの注水実験の前から過熱蒸気を生産していたが、二回目の注水実験の開始から二週間後に、蒸気温度が約 190°C から 150°C へと急激に低下し、生産蒸気は飽和蒸気に変化した(図 3.5)。第 2 章(2.4.1 節)で述べたように、MR-1 試験(2000)では M-1 にトレーサーの回帰があったことから、この蒸気温度の低下は注水応答と判別でき、貯留層内での注水流体の加熱および沸騰によって蒸気温度が低下したと判断できる。ただしこの時、M-1 の蒸気流量の増加は観測されていない(図 3.5)。

生産井 M-5 は一回目の注水実験の前から少量の熱水を伴う飽和蒸気を生産しており、顕著な蒸気温度の変化は認められなかった(図 3.4, Hanano et al., 1991)。一方、二回目の注水実験の開始時に M-5 は過熱蒸気を生産しており、注水開始から 50 日後に蒸気温度は約 190°C から 150°C (飽和温度)に低下した(図 3.5)。これと同時に、蒸気流量は 15 t/h から 25 t/h へ急増し、同時に、それまでほぼ蒸気のみであった生産流体に熱水が付随し、10 t/h の流量で熱水を産出するようになった(Hanano et al., 1991)。MR-1 試験(2000, 2003)では M-5 にトレーサー回帰が認められたことから(2.4.1 節)、この蒸気温度の低下、蒸気流量の増加および熱水の付随開始は注水への応答と判断できる。

Hanano et al. (1991)は、1989 年の MR-1 への二回目の注水実験中に M-1 の蒸気温度が急激

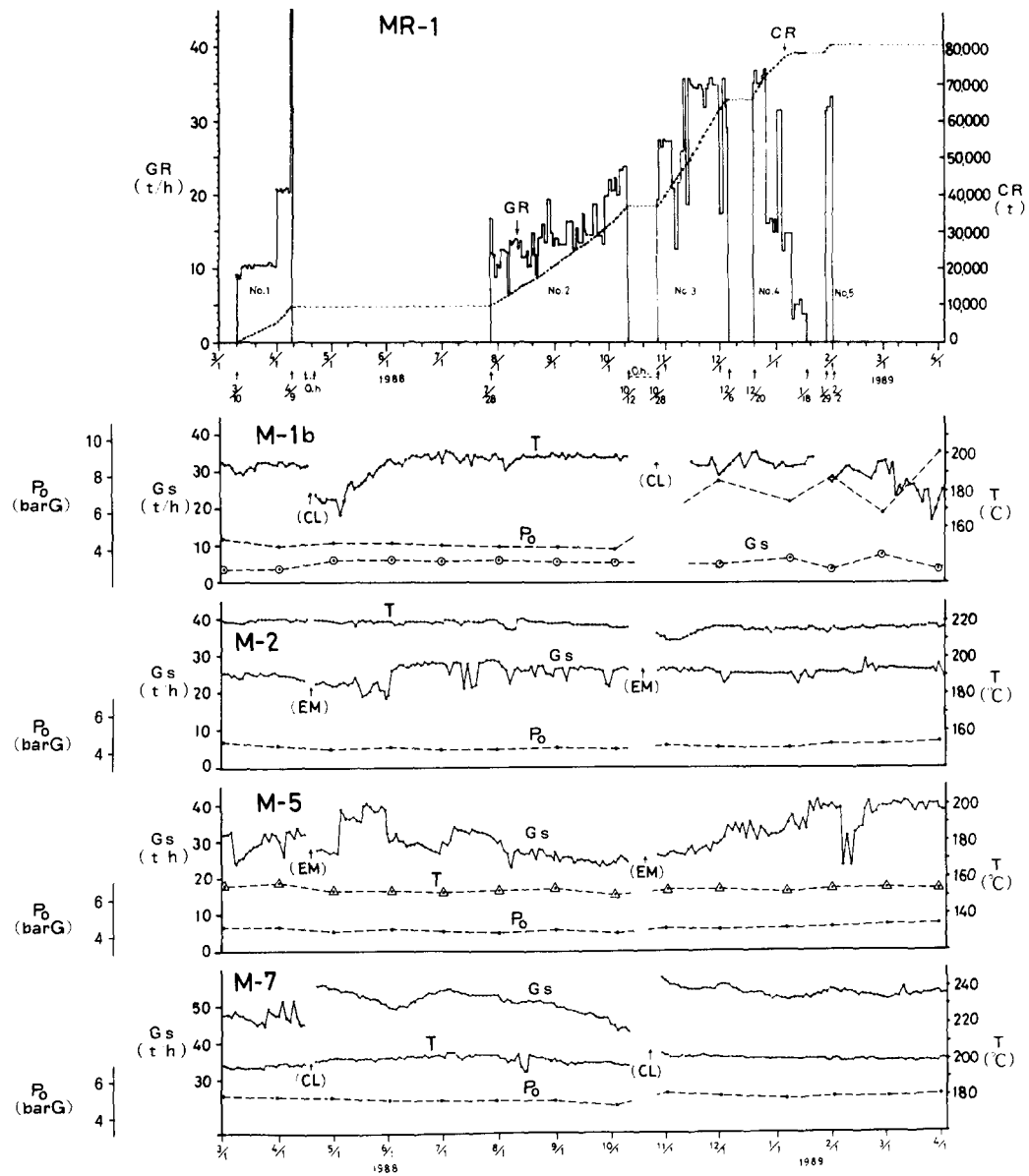


Fig. 6. Record of the first reinjection experiment. (CL), the well closed; CR, cumulative reinjection; (EM), the well emitted; GR, reinjection rate; Gs, steam production rate; OH, power plant overhaul; T, steam temperature; Po, well head pressure in bar-gauge.

図3.4 注水井MR-1を用いた注水試験結果 1回目 (Hanano et al., 1991)

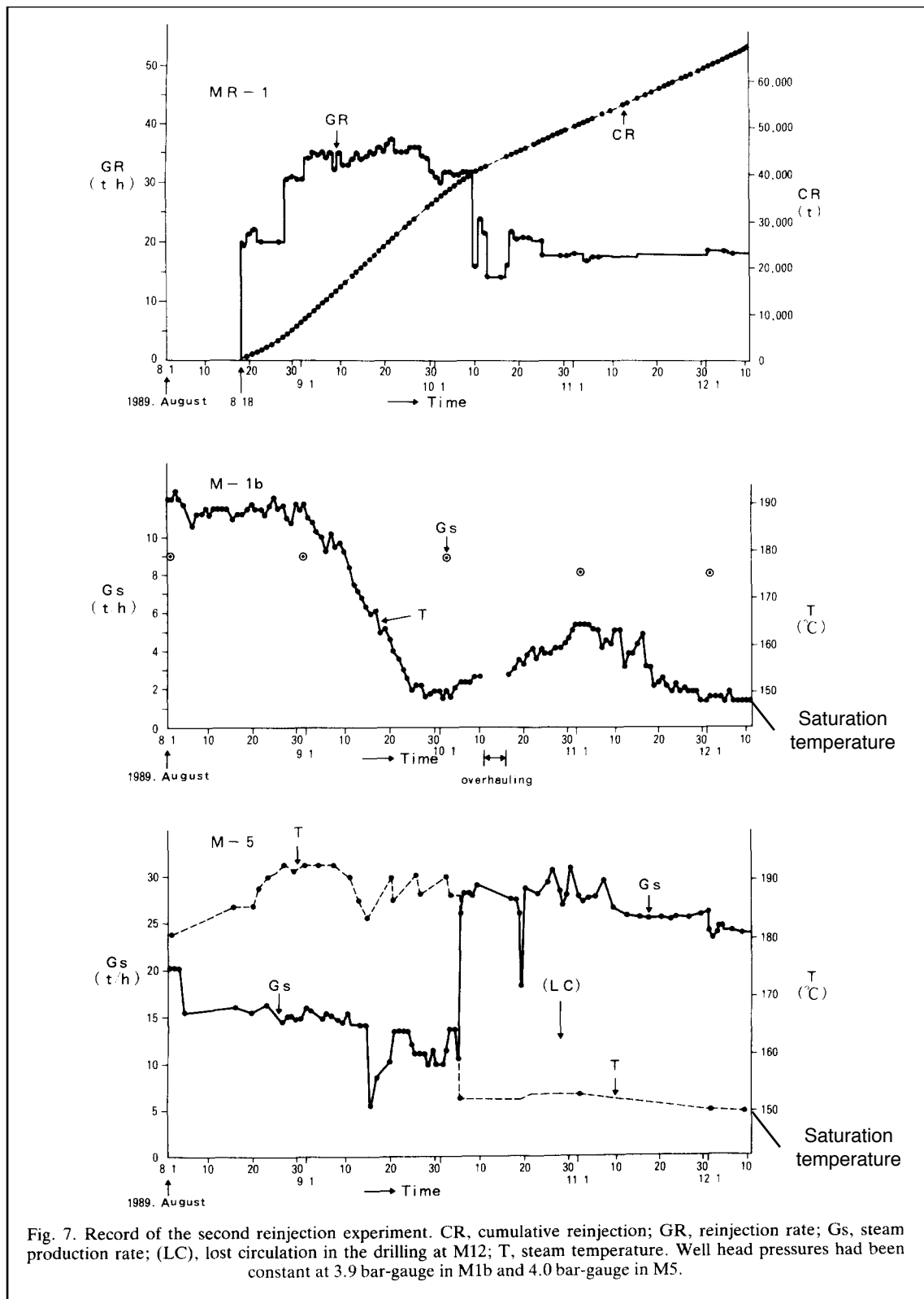


図3.5 注水井MR-1を用いた注水試験結果 2回目 (Hanano et al., 1991に加筆)

に低下した現象について、これを注水応答とは認めず、M-1 への注水流体の回帰はなかったと判断している。その理由は、注水後の M-5 の生産流量の増加分(熱水と蒸気を合わせて約 20 t/h)が MR-1 への注水流量の平均値(約 20 t/h)と同じであることから、注水流体の 100% が M-5 から回帰したとする説明が可能だからである。このことは、注水井に注入した流体が特定の生産井から全量回帰することを意味し、この場合、坑井間を繋ぐ流動経路から貯留層への流体の流出はないことになる。しかし、MR-1 に投入したトレーサーの回帰率の合計は最大で 32%であり(表 2.3)、これは M-5 に接続する流動経路外への注水流体の流出を意味する。また、松川地域で実施した他のトレーサー試験結果(表 2.3)を見ても、回帰率の合計は、M-6 試験(2000)の結果 86%を除くと、0.21%から 14%の間であり、生産井から回帰しないトレーサーの割合の方が大きい。以上のことから、注水井と生産井を繋ぐ流動経路は開放系と捉えるべきであり、注水流体は生産井からその全量が回帰するわけではない。この場合、MR-1 への注水流量(平均 20 t/h)の一部のみが M-5 へ流入するので、M-5 の生産流量の増加分(約 20 t/h)を満たすために、貯留層流体の新たな付加が注水に伴って発生したと考えられる。その原因として、注水による貯留層圧力の上昇や、岩体の冷却に伴って発生するフラクチャリングに伴う M-5 の流体可採範囲の拡大が考えられる。すなわち、この結果は、生産井の注水応答だけでは注水流体の回帰率を正しく把握できないことを示唆している。

生産井 M-12 の流体流入点は M-5 の流入点の近傍にあり(図 2.6)、M-5 と同様に、MR-1 への注水流体が M-12 から回帰することが想定できる。しかし、M-12 は MR-1 の注水が継続されている中で蒸気生産を開始したため、M-1 と M-5 のように、注水開始前後に顕著に現れる注水応答を抽出することはできない。そこで、注水停止と再開の繰り返しを含む MR-1 への長期間の注水の履歴と M-12 の蒸気・熱水生産量の関係を比較検討した。図 3.6 において、注水流量の増加と蒸気・熱水流量の増加は概ね同期しているようである。そこで蒸気流量と熱水流量を比べると、熱水流量の方が変動幅が大きい。例えば、1993 年後半から 1994 年にかけてと、1997 年から 1998 年にかけては、MR-1 の注水流量がほぼ 0 t/h であり、この時の M-12 の熱水流量も同様である。その後注水が再開されると M-12 の熱水流量は約 30 t/h まで急増する。松川地域では多くの生産井が過熱蒸気を生産するか、熱水を伴っても小流量に留まるため、M-12 のこの熱水流量は際だって大きい。MR-1 試験(2000)において M-12 への注水流体の回帰が確かめられたことから、この熱水生産量の急増は注水応答と判断される。このように、顕著な流量で熱水が生産される理由として、貯留層内で

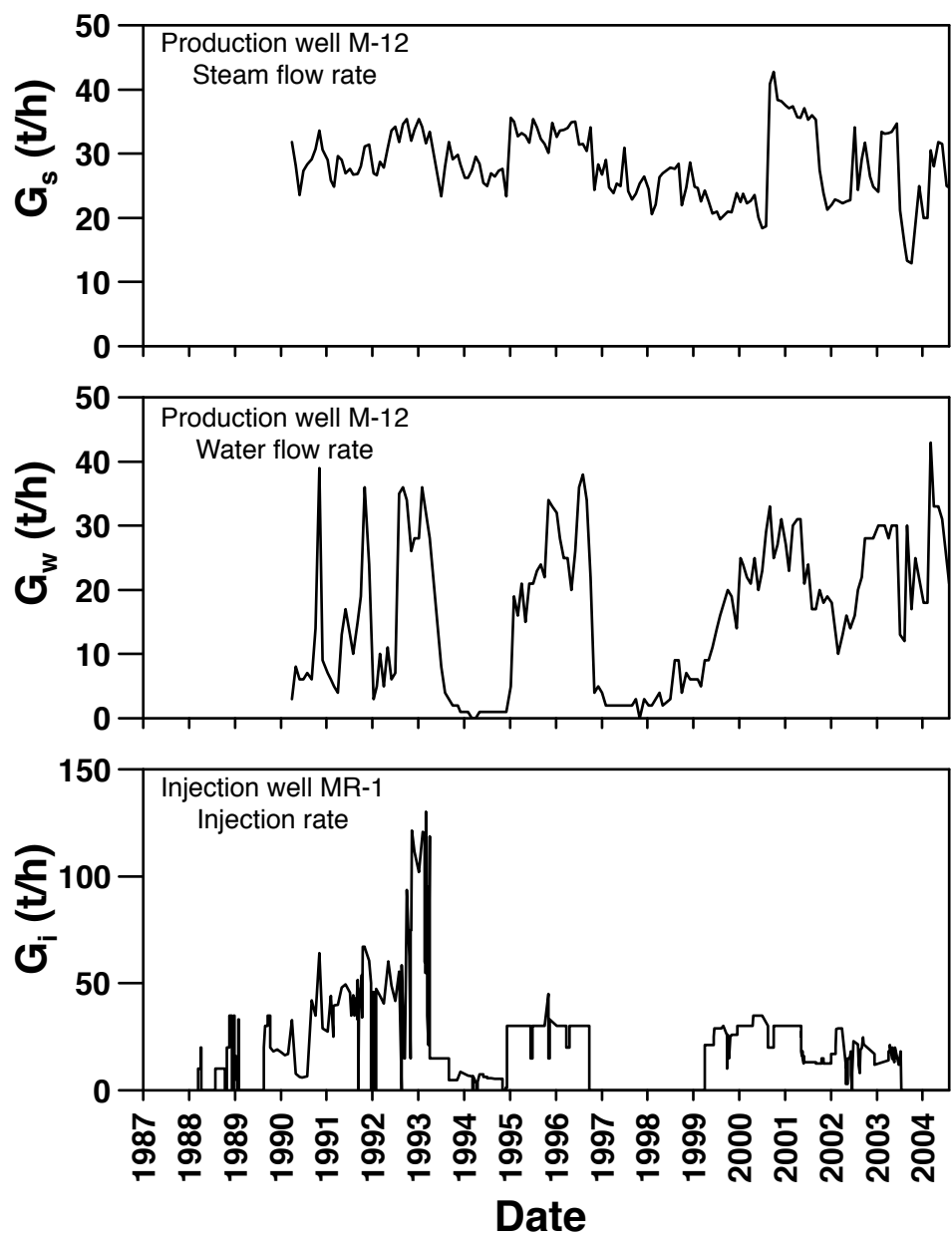


図3.6 注水井MR-1への注水流量と生産井M-12の蒸気・熱水流量の履歴

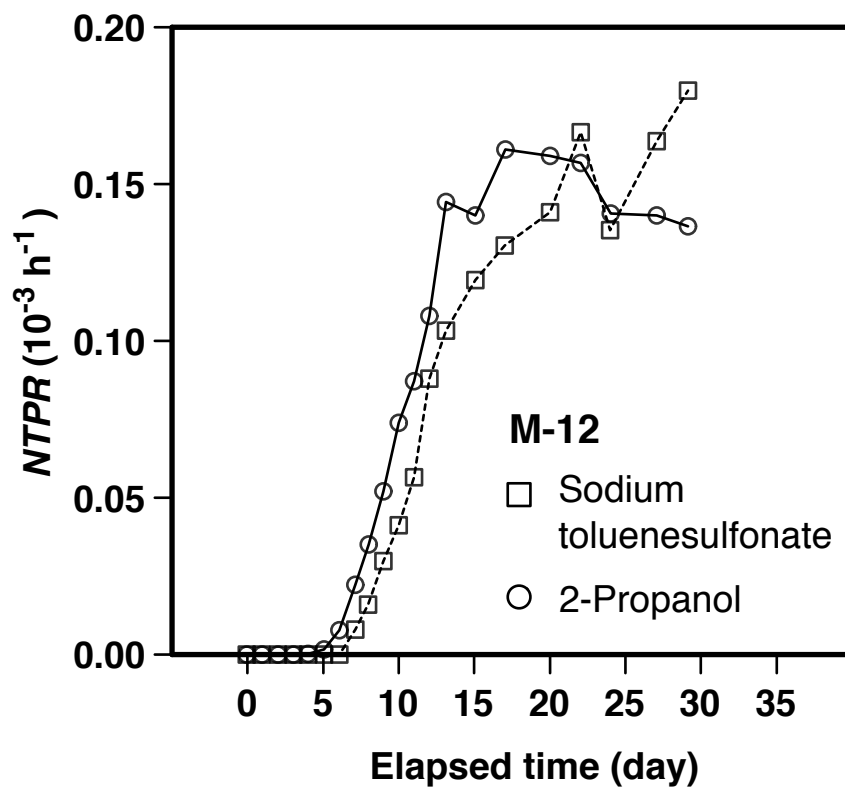
の注水流体の沸騰は小規模に留まったため、流体の大部分は液相の水(熱水)として M-12 に流入したことが考えられる。

この仮説を検証するために MR-1 試験(2003)では二相トレーサーと液相トレーサーを併用したところ、両方のトレーサーが回帰したのは M-12 だけであった(表 2.3)。M-12 における二相トレーサーと液相トレーサーの回帰曲線を重ねて図 3.7 に示す。液相トレーサーの回帰は、注水流体の一部は液体として貯留層内を流動していることを意味する。蒸気と水に対する相対浸透率曲線から、蒸気飽和度の高い貯留層では残留水飽和率がある値以下になると液体の水は不動となる(Grant and Bixley, 2011, pp.42-43)。このことから、MR-1 と M-12 を結ぶ流動経路の蒸気飽和度は極端には高くないといえる。これに加えて、二相および液相トレーサーの回帰曲線はほぼ重なることから(図 3.7)、揮発性を持つ二相トレーサーが揮発性のない液相トレーサーと同じ挙動を示したことが分かる。このことは貯留層内で沸騰が生じるものの、その程度は小さく、二相トレーサーの大半が液体に溶けたまま貯留層を流動したことを示唆する。このように、二相トレーサーと液相トレーサーの併用は、注水流体の相状態と沸騰の程度を推定するのに有効である。

3.3.2 M-6 注水への応答

上述の MR-1 注水への応答の検証結果を踏まえて、M-6 への注水試験の際には、周辺生産井の蒸気温度、蒸気流量、熱水流量および非凝縮性ガス濃度をより高い頻度で観測し、注水応答の抽出を試みた。トレーサーが回帰した生産井 M-8 と M-13 の蒸気温度、生産流量、非凝縮性ガス濃度の時間変化を図 3.8 に示す。注水試験期間中の M-8 と M-13 の坑口圧力は約 0.45 MPa で推移しており、その圧力に対応する飽和温度は約 145°C である。

M-6 への注水開始前には、M-8 は過熱蒸気(過熱度約 30°C)を生産しており、熱水はない(図 3.8)。M-6 への注水が 20 t/h の流量で開始された 5 ヶ月から 6 ヶ月後に、M-8 の蒸気温度が低下し始め、生産蒸気は過熱蒸気から飽和蒸気へ変化した。同時に、M-8 の蒸気流量は約 10 t/h 増加し、熱水が随伴するようになった。さらに、非凝縮性ガス濃度が注水前の代表値から最大で 0.7 wt%低下した(図 3.8)。M-8 にはトレーサーの回帰があったことから、これらの物理的および化学的变化は注水への応答といえる。すなわち、過熱領域にて注水流体が沸騰して蒸気が発生し、蒸気の過熱度の低下とともに流動経路内の流体が飽和状態に達することにより、蒸気流量が増加し、熱水が随伴するようになったと考えられる。また、注水から発生した蒸気によって、M-8 に供給される本来の蒸気が希釈されることで、蒸気



2-Propanol as a two-phase tracer
 Sodium toluenesulfonate as a liquid phase tracer

図3.7 MR-1 試験(2003)における二相および液相トレーサーの回帰曲線

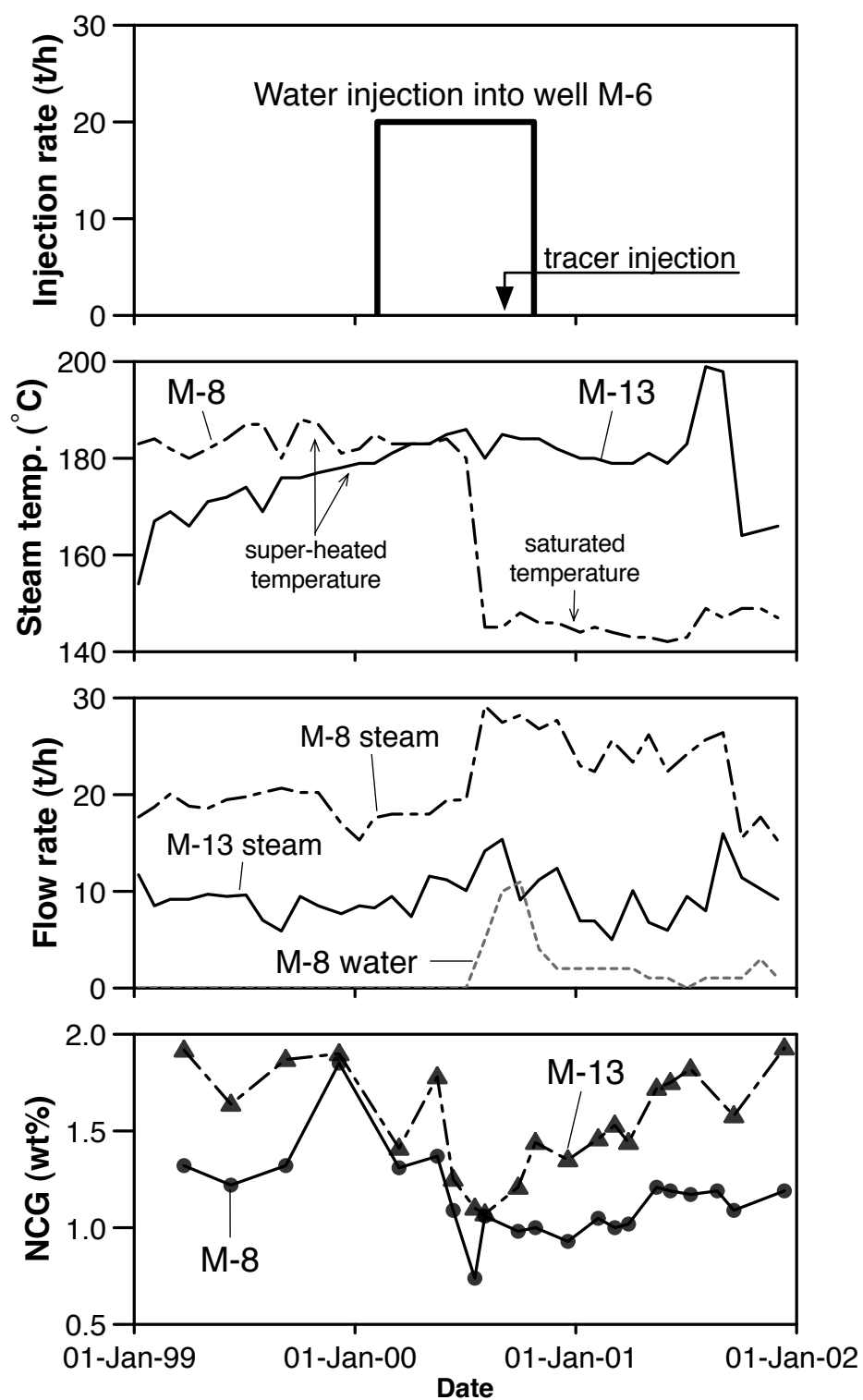


図3.8 注水井M-6の注水流量と生産井M-8およびM-13の蒸気温度、生産流量、非凝縮性ガス濃度の履歴

中の非凝縮性ガス濃度が低下したと判断できる。このように M-8 には複数の注水応答が明瞭に現れたことと、注水停止から 1 年以上経過しても蒸気温度、熱水生産流量および非凝縮性ガス濃度は注水開始以前の状態に戻る事がなかったことから(図 3.8), M-8 は強い注水応答を示したと評価できる。

M-8 のトレーサー回帰曲線(図 2.9)を見ると、トレーサー投入後 5 日以内に鋭いピークが現れており、M-8 から回帰するトレーサー質量の大部分はトレーサー投入後 10 日間以内に M-8 に到達している。しかも、M-8 からのトレーサー回帰率は 72%と他の試験結果と比べてきわめて大きく、注水した流体の大部分が短時間のうちに M-8 から回帰する様子が明瞭である。この特徴は流動経路の透水性が大きいことを示唆する。

M-8 から回帰する注水流体の生産流量を、M-6 の注水流量(20 t/h)と M-8 のトレーサー回帰率から求めると約 14 t/h と計算される。一方、M-8 からトレーサーが回帰する間(2000 年 9 月 1 日から 2000 年 10 月 1 日)に測定された M-8 の生産流量は約 38 t/h であり(蒸気流量約 28 t/h, 熱水流量約 10 t/h), 注水前の代表的な生産流量(蒸気単相)の約 20 t/h を差し引くと、注水時の M-8 の生産流量の増加分は約 18 t/h と計算される。この数値はトレーサー試験結果から求めた M-8 から回帰する注水流体の流量に近く、流量の測定精度を考慮して実質同じと考えてよい。したがって、M-6 から M-8 に流動する注水流体は、両坑井を結ぶ流動経路から他所へ流出することなく、その全量が M-8 に流入しているといえる。つまり、この流動経路は閉鎖的であり、分岐のない一本のフラクチャとして概念的に捉えられる。この例と上で述べた M-5 の例のように、注水時の生産流量の増加量とトレーサー試験結果から決定する注水流体の回帰流量を比較することで、注水流体の流動経路が閉鎖系と開放系のどちらの性質を持つかを推定することができる。

M-13 も M-8 と同様に、M-6 への注水前には過熱蒸気(過熱度約 20°C から 30°C)を生産しており、熱水は生産していなかった。この M-13 の蒸気温度および生産流量は、M-8 の場合と異なり、注水後も有意な変化を示さなかった。しかし、注水開始の約 4 ヶ月後に M-13 の非凝縮性ガス濃度が低下し始めた。M-13 にはトレーサーの回帰があったことから、この濃度低下は注水への応答といえる。ただし、M-13 では、一度低下した非凝縮性ガス濃度は注水終了の約 7 ヶ月後までに元の水準に回復していることと、上述のように、蒸気温度と蒸気流量には注水に対する変化が見られないことから、M-13 が示した注水応答は M-8 の場合と比べて弱い。

このように、M-8 と M-13 が示した注水応答の程度には明瞭な差がある。このような差が

生じた理由をトレーサー試験結果から以下に考察する。M-8 と M-13 のトレーサー速度とトレーサー回帰率を比較すると、M-8 は M-13 のそれらを大きく上回る(表 2.3)。このため、M-8 に向かう注水流体の流量と流速は M-13 へ向かうものよりも大きい。流量と流速が大きいため、注水流体の全てを蒸気化するほどの熱を貯留層の岩体から回収することはできず、注水流体の一部は液体のまま M-8 に流入したと解釈できる。一方、M-13 への注水流体の流量と流速はどちらも値が小さかったことから、その流体は全て沸騰し、発生した蒸気により非凝縮性ガス濃度が低下したのみで、蒸気温度と蒸気流量に大きな変化は生じなかった。以上の考察から、トレーサーの速度および回帰率は、生産井に現れる注水応答の程度と強い相関を持つことが分かる。

3.4 トレーサー試験を用いた生産干渉の予測

ここでは、注水応答を判定するトレーサー試験結果の解析方法を応用し、生産井間で発生する生産干渉を予測する。

M-14 試験(2001)では、生産井として新規に掘削された M-14 に対し、坑井の運転開始前にトレーサーを投入し、M-14 と水理的な繋がりがある既存の生産井を特定することを試みた。本試験の背景として、生産井 M-14 の掘削位置は松川地熱地域内で最も蒸気生産量が大きな領域にあり、ここで発生する生産干渉は発電所の運用管理に大きな影響を及ぼす可能性があることが挙げられる。M-14 試験(2001)の結果、M-14 と生産井 M-7 および M-11 の間に水理的な繋がりがあることが明らかとなった(2.4.6 節、図 2.6)。この水理的な繋がりを介して生産干渉が発生すること、すなわち M-14 の蒸気生産に伴って M-7 と M-11 の蒸気流量が減少することを予測した。図 3.9 に生産井 M-14、M-7 および M-11 の蒸気流量の履歴を示す。生産井 M-14 が生産を開始し、その蒸気流量が 30 t/h から 70 t/h に増加するのに合わせて、生産井 M-7 と M-11 の蒸気流量はそれぞれ約 10 t/h 減少している。この蒸気流量の減少は M-14 の生産流量の増加と同期しており、生産干渉と認めることができる。

また、この生産干渉による M-7 と M-11 の蒸気流量の減少率はそれぞれ約 30%と約 25%であり、干渉の程度は大きいといえる。一方、これらの生産井への注水流体の回帰量は非常に少ないことが、ごく小さなトレーサー回帰率(0.3%未満、表 2.3)から推定できる。このことは、注水時には小規模な注水流体の回帰しか検出されなくとも、蒸気生産時には強い生産干渉が発生する場合があることを示している。この結果は、蒸気卓越型地熱貯留層の運用管理にとって重要な知見であり、トレーサー試験を用いた生産干渉の予測はその運用管理に有効といえる。

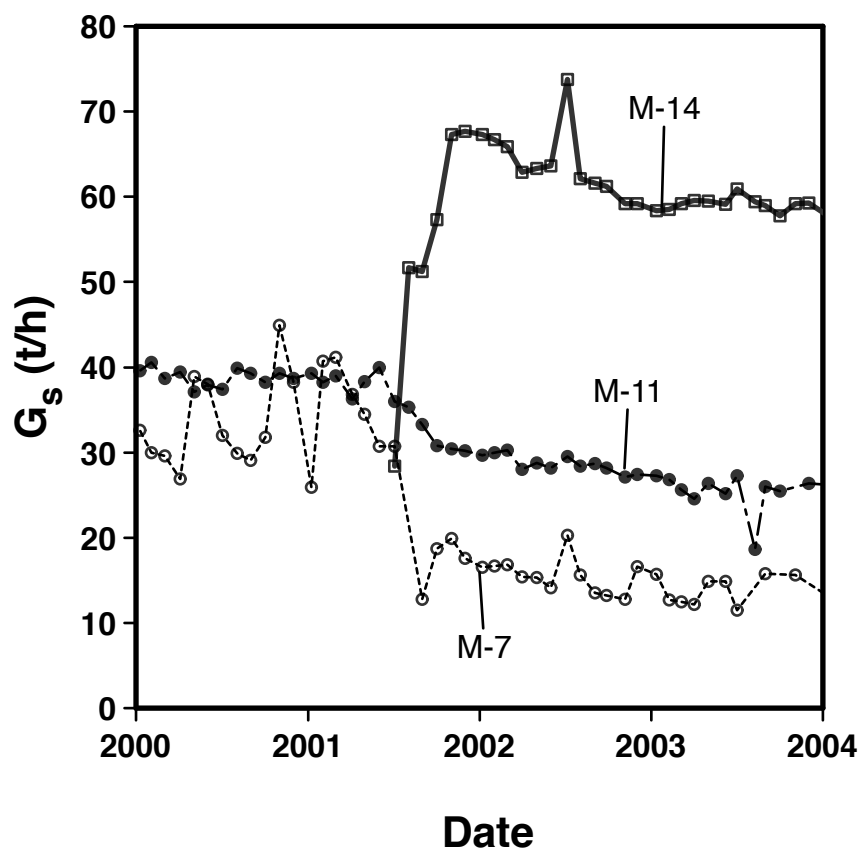


図3.9 生産井M-14, M-7およびM-11の蒸気流量の履歴

3.5 結言

本章では、トレーサー試験結果を用いて注水に対する生産井の応答の形態を判別し、その程度について定量的な解釈を与えた。また、トレーサー試験を生産前の新規掘削井に適用することで、周囲生産井との生産干渉を事前に予測し、その結果を検証した。結論をまとめると以下のとおりである。

- 1) トレーサーの回帰によって注水井と生産井の水理的なつながりを確定することで、生産井の物理的または地球化学的変化から注水への応答を判別した。その結果、蒸気および熱水の生産流量の増加、蒸気温度の低下および非凝縮性ガス濃度の低下が生産井の注水応答として現れることを確かめた。
- 2) 二相トレーサーと液相トレーサーを併用した試験結果から、貯留層内における注水流体の沸騰の程度と相状態を推定した。
- 3) 貯留層涵養時の坑口での生産流量の増加分と、トレーサー試験結果に基づく注水流体の回帰流量の比較から、注水流体の流動経路が閉鎖系かあるいは開放系かを推定できた。
- 4) トレーサーの速度・回帰率と生産井に現れる注水応答の程度に強い相関が見られた。
- 5) 生産を開始する前の新規生産井にトレーサー試験を適用することで、その生産開始後の生産干渉の可能性と範囲を予測した。また、新規生産井から周囲の既存生産井への注水流体の回帰がごく小規模であっても、同時に生産を行う際に大きな生産干渉が生じる場合があることを明らかにした。

引用文献

- Giovannoni, A., Allegrini, G., and Cappetti, G. (1981) First results of a reinjection experiment at Larderello. Proceedings of 7th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering Stanford University, Stanford, CA, USA, December 15-17, 1981, SGP-TR-55, 77-83.
- Goyal, K. P. (1995) Injection recovery factors in various areas of The Southeast Geysers, California. *Geothermics*, **24**, 167-186.
- Goyal, K. P. (1999) Injection related cooling in the Unit 13 area of The Southeast Geysers, California, USA. *Geothermics*, **28**, 3-19.
- Grant, M. A. and Bixley, P. F. (2011) *Geothermal reservoir engineering*. 2nd ed., Academic Press, 359p.
- Hanano, M., Ohmiya, T., and Sato, K. (1991) Reinjection experiment at the Matsukawa vapor-dominated geothermal field: Increase in steam production and secondary heat recovery from the reservoir. *Geothermics*, **20**, 279-289.

第4章 貯留層内における注水流体の沸騰過程と蒸気分率の解析方法の開発

4.1 緒言

蒸気卓越型地熱地域では、貯留層に人為的に注水を行う貯留層涵養が生産井の蒸気生産量の維持および回復の有効な手法となっている。貯留層涵養による蒸気生産能力の回復の成功例はイタリアのラルデレロ地熱地域とアメリカのザ・ガイザーズ地熱地域に求めることができる(ラルデレロ地域の例: Bertrami et al., 1985; Cappetti et al., 1995; Giovannoni et al., 1981; ザ・ガイザーズの例: Barker et al., 1995; Chasteen, 1975; Enedy et al., 1991; Gambill, 1990; Goyal, 1999; Goyal and Box, 1992; Stark et al., 2005)。

一方、注水は注水井と生産井の間の流動経路を冷却し、その結果、生産井の蒸気生産能力を減衰させる恐れがある。この冷却は、流動経路周辺の岩体からの熱回収量に対して、注水流量が過大な時に発生する。そのため、注水計画(注水流量、位置、期間)の設計とその最適化が貯留層涵養にとって重要である。この注水方法の最適化において、注水流体が生産井内で沸騰することで発生する注水起源蒸気の蒸気分率(質量分率)を定量的に見積もることがきわめて重要である。なぜなら、蒸気分率は注水流体の沸騰の程度を表し、ひいては注水流体による岩体からの熱回収量を反映すると考えられるからである。

蒸気分率を推定する方法として、注水流体に揮発性物質を人為的に混合するトレーサー試験の実施と、その結果の解析が挙げられる。すなわち、揮発性物質の一部は注水流体の貯留層内での沸騰時に、その物質に固有の気相－液相分配係数にしたがって注水起源蒸気に分配されることを利用する。この場合、蒸気相の揮発性物質の濃度は、沸騰前の初期濃度、気相－液相分配係数および蒸気分率で決定される。

Adams et al. (2001) はザ・ガイザーズで実施した気相トレーサー試験結果に対して、蒸気分率のモデル計算を試みている。彼らは三種類の沸騰モデル、すなわち一段沸騰(single-stage boiling)、多段沸騰(multiple-stage boiling)および連続沸騰(continuous boiling)に対して、トレーサーの濃度をトレーサーの気相－液相分配係数と蒸気分率の関数として表している。その結果を見ると、多段沸騰および連続沸騰モデルでは、気相トレーサーは沸騰初期に生じるごくわずかな蒸気相(例えば蒸気分率が 0.03 未満)にそのほとんどが分配され、その後発生する蒸気相にはほとんど含まれない。このことは、気相トレーサーが追跡できるのは、注水流体の沸騰開始直後に生じるごく少量の注水起源蒸気のみであり、蒸気分率が徐々に増加するような、連続した沸騰過程の追跡はできないことを意味する。その理由は、気相トレーサーの気相－液相分配係数が水の沸騰を調べるにはきわめて大きいことにある。し

たがって、松川地熱地域のように注水流体が連続的に沸騰すると想定できる場合には、揮発性が気相トレーサーより低く、より水に近い物性を持つ二相トレーサーを用いることにより蒸気分率のより正確な推定が可能となる。

先に述べたように、Adams et al. (2001)による蒸気分率のモデル計算では、蒸気中のトレーサー濃度はトレーサーの初期濃度および気相－液相分配係数と蒸気分率で記述される。しかし、注水流体が沸騰する前に、トレーサーが貯留層の流体によって希釈される場合、トレーサー濃度は沸騰過程に加えて希釈過程によっても制御される。したがって、より一般的な条件を扱う場合は、この希釈過程を考慮しなければならない。その際、蒸気分率の算出には希釈率の値が必要であるが、それを貯留層内において精度よく求めることは難しい。このため、蒸気分率の算出過程から希釈率を取り除くことができれば、沸騰過程のみを取り扱うことにより、蒸気分率の推定が可能となる。また、この方法は貯留層内で希釈が起きない場合にもそのまま使用できる。

以上を鑑み、本章では、同時に投入する二種類の二相トレーサーの濃度比から注水流体の沸騰過程の種類を判別し、かつ、注水起源蒸気の蒸気分率を計算する方法を新たに開発する。この方法を、松川地熱地域におけるMR-1試験(2000)、M-13試験(2002)、M-14試験(2001)の三回の試験結果に適用することでその実用性を確認する。また、適用した結果をもとに、貯留層涵養による岩体からの熱回収について考察する。

本章で取り扱う記号の説明を以下に示す。

B 気相－液相分配係数 (–)

C トレーサー濃度 (モル分率)

R 気体定数 (J/K mol)

C^* トレーサー濃度比 (–)

T 絶対温度 (K)

V 純物質のモル体積 (dm^3/mol)

x 液相のモル分率 (–)

y 蒸気分率 (質量分率)

Δy 一定の蒸気分率 (質量分率)

ギリシア文字

γ 活量係数 (-)

A 二成分系の二成分パラメータ (-)

λ 二分子間の相互作用を表すエネルギーパラメータ (J/mol)

下付き文字

i 成分 i (トレーサーもしくは水) の濃度もしくは特性

j 成分 j (トレーサーもしくは水) の濃度もしくは特性

上付き文字

O 液相の初期濃度

L 沸騰後の液相の濃度もしくは純水な液体のモル体積

V 沸騰後の気相の濃度もしくは沸騰後の気相のトレーサー濃度比

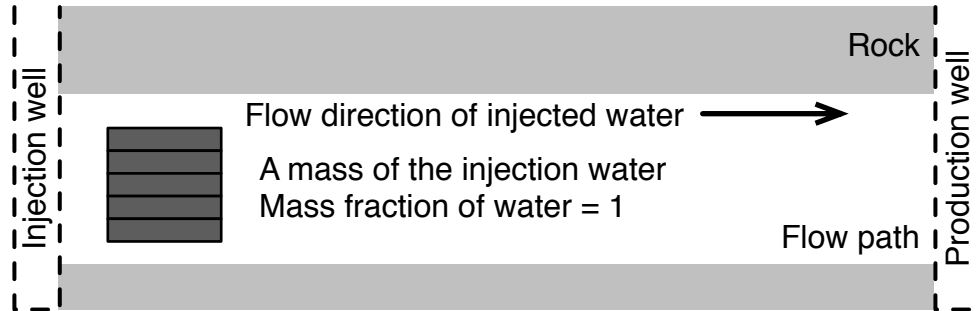
4.2 注水流体の沸騰のモデル

注水起源蒸気の蒸気分率の推定を行うには、地熱貯留層内における注水流体の沸騰をモデル化する必要がある。そのようなモデルとして Adams et al. (2001) は、一段沸騰(single-stage boiling)、多段沸騰(multiple-stage boiling)、および連続沸騰(continuous boiling)の三つのモデルを用いている。

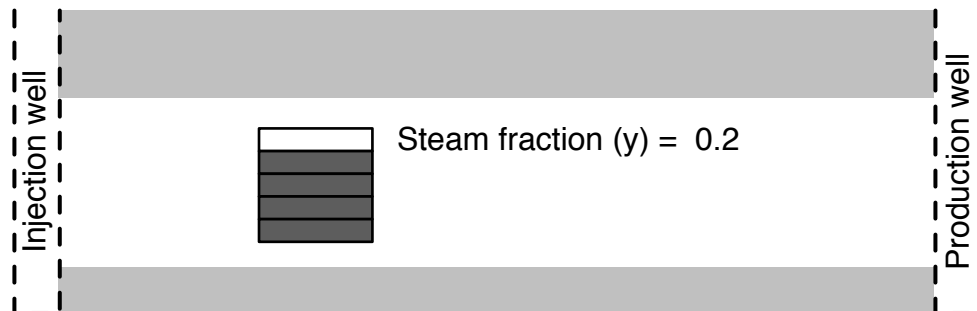
一段沸騰モデル(Henley, 1984)は閉鎖系での沸騰を表すモデルである。図 4.1 に、この一段沸騰モデルの模式図を示す。図は、注水井から生産井に向けて、注水流体が貯留層内を流動しながら沸騰し、注水起源蒸気が発生する過程を表している。このモデルでは、注水起源蒸気は常に注水流体(液体)とともに移動し、蒸気相の分離が起きない点の特徴である。

一方、多段沸騰モデル(Henley, 1984)および連続沸騰モデル(Drummond, 1981)は開放系における沸騰を取り扱う。図 4.2 は多段沸騰モデルを模式的に表しており、図 4.1 と同様に、注水流体が貯留層内を流動しながら沸騰し、注水起源蒸気が発生する過程を表している。一段沸騰モデルと異なるのは、各沸騰ステージにおいて一定の割合(Δy)で蒸気が注水流体(液体)から分離する点である。連続沸騰モデルは、分離する蒸気の割合(Δy)を無限小としたものであり、化学工学の分野において、単蒸留またはレイリー蒸留とよばれる(Doherty et al., 2008, p.13–109)。本研究が対象とする蒸気卓越型地熱貯留層では、蒸気飽和率が非常に

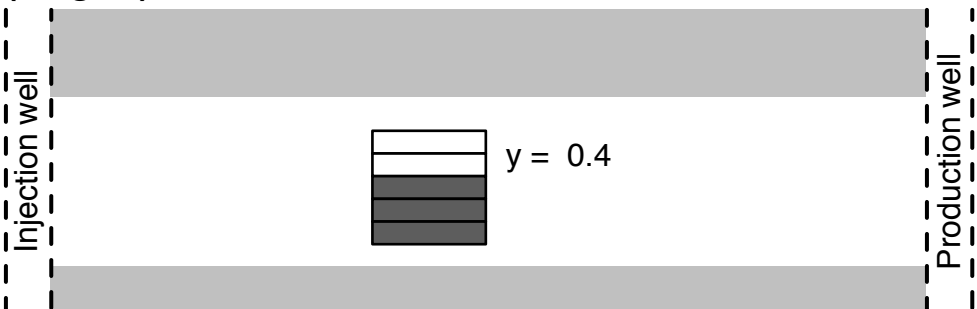
(Stage 1)



(Stage 2) Boiling starts



(Stage 3)



(Stage 4)

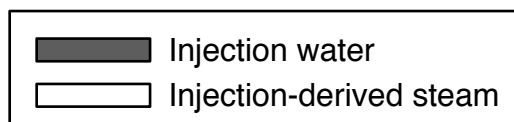
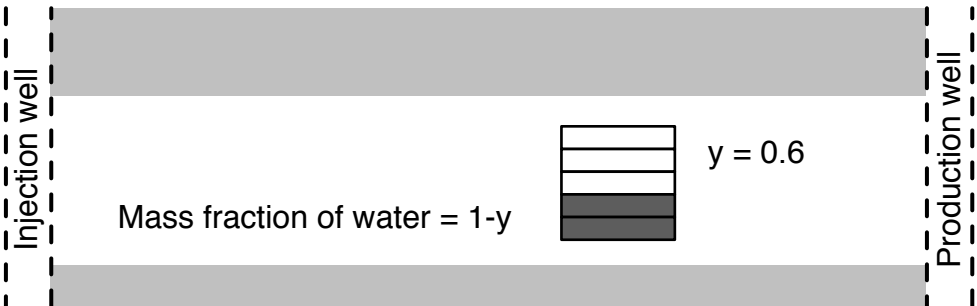
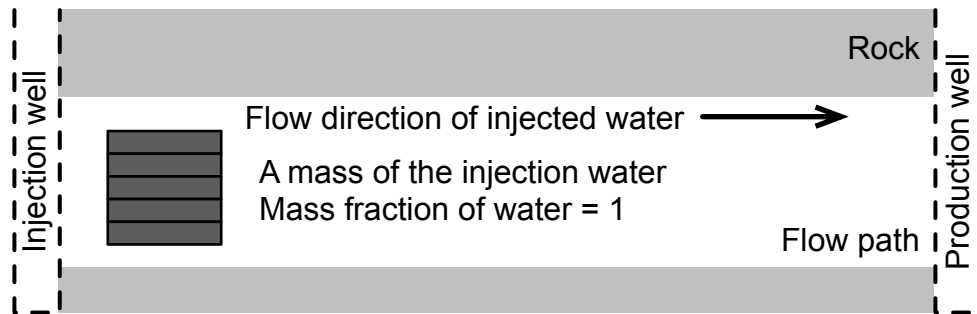
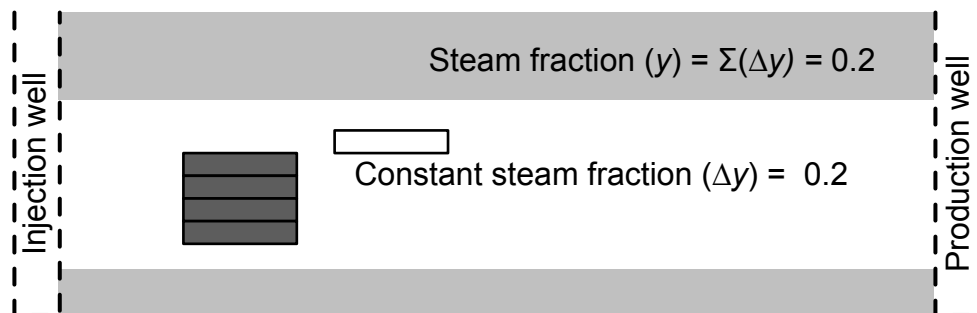


図4.1 一段沸騰モデルの模式図

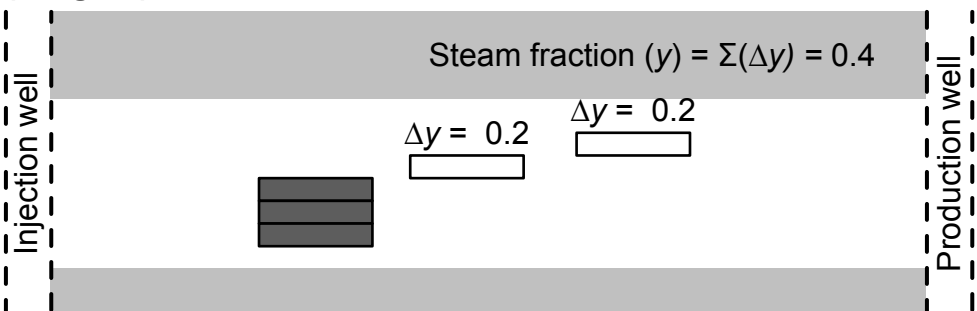
(Stage 1)



(Stage 2) Boiling starts



(Stage 3)



(Stage 4)

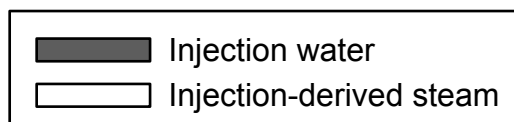
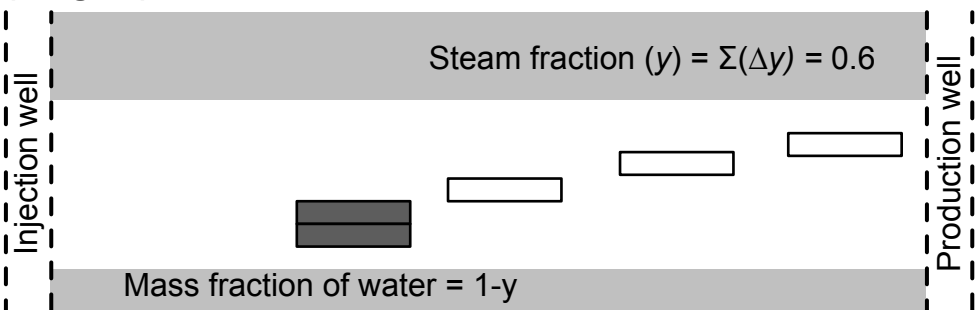


図4.2 連続沸騰モデルの模式図

高い領域が形成され、そこでは液相の相対浸透率はゼロに近づくため、液相は不動となり、気相のみが流動可能となる(Grant and Bixley, 2011, p.42)。この条件では、注水起源蒸気が注水流体(液相)から分離するため、蒸気卓越型地熱貯留層の解析には、多段沸騰あるいは連続沸騰モデルが適すると判断できる。

4.3 揮発性トレーサの気相－液相分配係数の推定

揮発性トレーサの気相－液相分配を検討するために、気相－液相分配係数を以下のよう

$$B_i = \frac{C_i^V}{C_i^L} \quad (4.1)$$

ここで、 B_i はトレーサ物質(i)の気相－液相分配係数(－)、 C_i^V と C_i^L はトレーサ物質(i)の気相および液相における濃度(モル分率)である。

水に溶解するアルコールについては、 B_i は溶液の温度とアルコール濃度の両方に依存する。Adams et al. (2004)は、アルコールの B_i を求めるのに Wilson 式(Wilson, 1964)を用いている。これは、同式により、アルコールを含むヘンリーの法則が適用できない非理想溶液を取り扱うことができるからである。Wilson 式は、低級アルコール－水二成分系における活量係数を、低級アルコールの臨界温度未満の温度条件下(およそ 200°C－250°C)で導くことができ、この活量係数を用いて B_i を求める。このような二成分系に対する Wilson 式は以下のように与えられる(Poling et al., 2001)。

$$\ln \gamma_1 = -\ln(x_1 + x_2 A_{12}) + x_2 \left(\frac{A_{12}}{x_1 + x_2 A_{12}} - \frac{A_{21}}{x_2 + x_1 A_{21}} \right) \quad (4.2)$$

$$\ln \gamma_2 = -\ln(x_2 + x_1 A_{21}) - x_1 \left(\frac{A_{12}}{x_1 + x_2 A_{12}} - \frac{A_{21}}{x_2 + x_1 A_{21}} \right) \quad (4.3)$$

ここで γ は活量係数(－)、 x は成分のモル分率(－)を表す。また、下付きの 1 および 2 は二成分系の成分を表す(例えば 1 はアルコールに、2 は水に相当する)。 A_{12} と A_{21} は経験的な二成分パラメータであり、次式から求められる。

$$A_{ij} = \frac{V_j^L}{V_i^L} \exp \left(-\frac{\lambda_{ij} - \lambda_{ii}}{RT} \right) \quad (4.4)$$

ここで V_i^L は純物質(i)のモル体積(dm³/mol)である。 λ_{ij} ($i, j=1$ もしくは 2)は物質 i および j の分子間の相互作用を反映する経験的なエネルギーパラメータ(J/mol)である。また、 R は

気体定数(J/K mol), T は絶対温度(K)である。

低級アルコールの気相－液相分配係数が Wilson 式で表されることの妥当性を以下に確認した。すなわち，メタノール，エタノール，および 2-プロパノールの広い濃度範囲に対する B_i を 150°C, 200°C, および 230°C の温度条件について計算した。その際使用した二成分系エネルギーパラメータは Poling et al. (2008) から引用した。図 4.3 は Wilson 式を用いて計算した B_i と，低級アルコールの気相－液相分配の実験値(150°C および 200°C)から求めた B_i を比較したものである。メタノール－水二成分系の実験値は Griswold and Wong (1952) から，エタノール－水二成分系および 2-プロパノール－水二成分系の実験値は Barr-David and Dodge (1959) から引用した。図 4.3 において計算値と実験値は，低いアルコール濃度に対して幾分差があるものの（特にメタノール－水二成分系），広い濃度範囲で概ね一致している。このことから，Wilson 式は多様な温度と組成条件における低級アルコール類－水二成分系の B_i の計算に適用可能と判断する。

松川地熱地域では，生産蒸気中のトレーサーは大きく希釈されており，その濃度はモル分率で 10^{-5} から 10^{-8} の範囲である(数十 ppb から数百 ppm に相当する)。図 4.3 に示す低級アルコール類の気相－液相分配係数とアルコール濃度の関係において，これらの濃度は無限希釈溶液の濃度と捉らえてよい。そこで，トレーサーを含んだ注水流体は，沸騰を開始する前の貯留層内での分散過程において，無限希釈の程度まで希釈されると仮定し，Wilson 式から計算される気相－液相分配係数をモデル計算の中で使用する。

実際のトレーサー試験では，注水流体が貯留層内で沸騰する時の温度は未知であり，そのため沸騰温度は坑口での蒸気温度を基に 150°C から 200°C の範囲に仮定した。

表 4.1 に二相トレーサーとして用いたメタノール，エタノール，2-プロパノールの無限希釈溶液の 100°C, 150°C, 200°C および 230°C における B_i の計算値を示す。また，気相トレーサーであるハイドロフルオロカーボン R-134a と R-23 の B_i を Adams et al. (2001) をもとに計算し，その結果を併せて示す。表より，二相トレーサーの B_i は 3 から 25 の範囲を示す。一方，気相トレーサーは 450 から 31000 の範囲のきわめて大きな値を持つ。この違いは，二相トレーサーが気相トレーサーに比べて水に近い揮発性をもつことを意味し，このことによって二相トレーサーは連続的な注水流体の沸騰過程を追跡できると考えられる。以下のモデル計算では，150°C もしくは 200°C における無限希釈トレーサー溶液の B_i を用い， B_i は沸騰過程を通じて一定と仮定する。

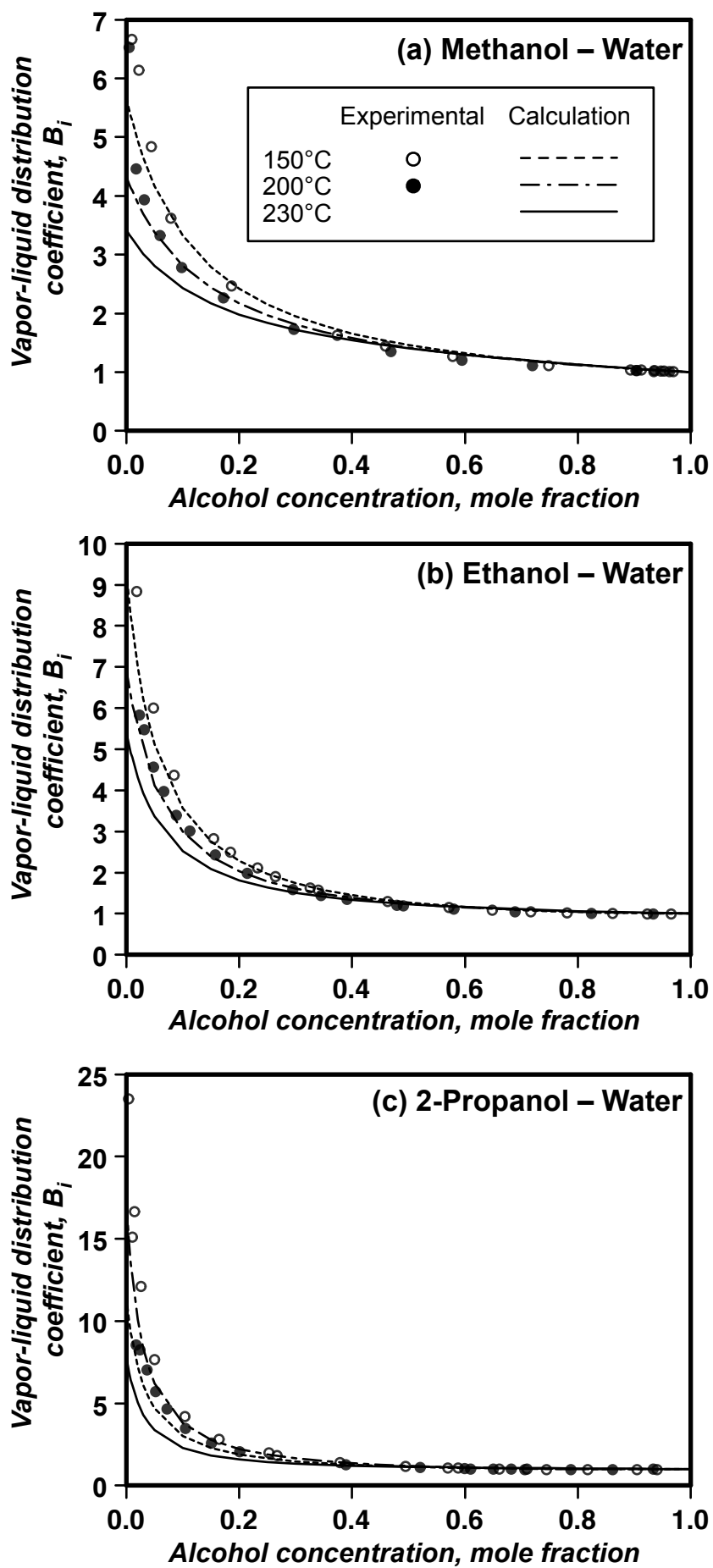


図4.3 低級アルコール類の気相－液相分配係数と濃度の関係

表 4.1 揮発性トレーサーの気相－液相分配係数

Temperature	Methanol	Ethanol	2-Propanol	R-134a	R-23
100°C	7.7	12	25	14000	31000
150°C	5.7	9.3	17	3800	12000
200°C	4.3	6.9	11	1000	4500
230°C	3.4	5.4	7.8	460	2500

Vapor-liquid distribution coefficients were calculated using the Wilson equation for an infinitely dilute solution of methanol, ethanol, and 2-propanol, respectively.

Vapor-liquid distribution coefficients of vapor-phase tracers (R-134a and R-23) were calculated based on Adams et al. (2001).

4.4 注水起源蒸気の蒸気分率の計算方法

注水起源蒸気の蒸気分率(y)を計算するために、Adams et al. (2001)はトレーサー濃度を y とトレーサーの気相－液相分配係数(B_i)の関数として、一段沸騰、多段沸騰および連続沸騰それぞれのモデルに対して示した。これらのうち、本研究では、松川地域でのトレーサー試験結果に対して、一段沸騰と連続沸騰のモデルを用いる。

一段沸騰モデルに対する、気相および液相におけるトレーサー濃度はそれぞれ式(4.5)と式(4.6)として表せる(Adams et al., 2001)。なお、トレーサー濃度は初期トレーサー濃度で正規化して表す。

$$\frac{C_i^V}{C_i^O} = \frac{1}{(1-y)/B_i + y} \quad (4.5)$$

$$\frac{C_i^L}{C_i^O} = \frac{1}{1+y(B_i-1)} \quad (4.6)$$

ここで C_i^V と C_i^L はトレーサー(i)の気相および液相での濃度(モル分率)、 C_i^O はトレーサーの液相での初期濃度(モル分率)である。また、 y は注水起源蒸気の蒸気分率(質量分率)である。

一方、連続沸騰モデルに対する、気相および液相におけるトレーサー濃度はそれぞれ式(4.7)と式(4.8)として表せる(Adams et al., 2001)。

$$\frac{C_i^V}{C_i^O} = B_i (1-y)^{(B_i-1)} \quad (4.7)$$

$$\frac{C_i^L}{C_i^O} = (1-y)^{(B_i-1)} \quad (4.8)$$

ここで、 y は図 4.2 における一定の蒸気分率(Δy)の合計である。

これらの式では貯留層流体によるトレーサーの希釈が無視されており、トレーサー濃度は単に y と B_i だけから求められる点に注意する必要がある。しかし、前述したように、生産蒸気に含まれるトレーサー濃度は初期濃度に比べて非常に低いことが松川地熱地域でのトレーサー試験では明らかとなっている。このため、注水流体はその沸騰の前に、貯留層流体中への分散によって希釈されると仮定する。この仮定に基づき、沸騰開始前の希釈されたトレーサーの濃度を表すために希釈率(f)を導入する。式(4.5)から式(4.8)の C_i^O を fC_i^O で置換し式(4.9)から式(4.12)をそれぞれ得る。

$$\frac{C_i^V}{f C_i^O} = \frac{1}{(1-y)/B_i + y} \quad (4.9)$$

$$\frac{C_i^L}{f C_i^O} = \frac{1}{1+y(B_i-1)} \quad (4.10)$$

$$\frac{C_i^V}{f C_i^O} = B_i (1-y)^{(B_i-1)} \quad (4.11)$$

$$\frac{C_i^L}{f C_i^O} = (1-y)^{(B_i-1)} \quad (4.12)$$

ここで、 C_i^O 、 C_i^V および C_i^L は測定値として与えられ、 B_i は組成と温度を仮定して Wilson 式から計算でもとめる。 f と y は未知数である。式(4.9)から式(4.12)を用いて、トレーサー濃度から y を求めるには f を与えなければならない。しかし、貯留層内における f を精度よく見積もることは困難である。

この問題点は二種類のトレーサーの濃度比を用いて上の式から f を取り除くことで解決できる。トレーサー物質 i として二種類のトレーサーを仮定し、それらを1および2と呼ぶことにすると、一段沸騰モデルにおける気相のトレーサー濃度は式(4.13)と式(4.14)で表せる。

$$\frac{C_1^V}{f C_1^O} = \frac{1}{(1-y)/B_1 + y} \quad (4.13)$$

$$\frac{C_2^V}{f C_2^O} = \frac{1}{(1-y)/B_2 + y} \quad (4.14)$$

式(4.13)を式(4.14)で除すことにより、気相のトレーサー濃度比(C^*)は式(4.15)で与えられる。

$$C^* = \frac{(C_1^V / C_2^V)}{(C_1^O / C_2^O)} = \frac{B_1}{B_2} \frac{1+B_2y-y}{1+B_1y-y} \quad (4.15)$$

同様に、連続沸騰モデルにおける気相の C^* は式(4.16)で表せる。

$$C^* = \frac{(C_1^V / C_2^V)}{(C_1^O / C_2^O)} = \frac{B_1}{B_2} (1-y)^{(B_1-B_2)} \quad (4.16)$$

式(4.15)と式(4.16)は、注水流体が沸騰前に希釈される条件下において、 y が C^* と B_i から求められることを意味する。

上式において、2種類の二成分系を表す式を組み合わせる三成分系、すなわち、トレーサ

ー1, 2 および水の系を記述した。ここで厳密には, 三成分系における B_i を用いなければならない。しかし, 無限希釈溶液を対象とする場合, 二種類のアルコール間の相互作用は無視できるため, 式(4.15)と式(4.16)は十分に有効である。

式(4.15)と式(4.16)を用いることで, C^* と y の関係を一段沸騰モデルと連続沸騰モデルを用いて比較できる。そこで, 三種類のトレーサーの組み合わせ(メタノール-エタノール, エタノール-2-プロパノール, メタノール-2-プロパノール)を選び, それぞれの一段沸騰モデルと連続沸騰モデルを比較した結果を図 4.4 に示す(いずれも 200°C の無限希釈トレーサー溶液を仮定する)。なお, 図 4.4(b)の縦軸は対数目盛であることに注意が必要である。図から, 両モデルとも y が増加するとともに C^* も増加することが分かる。その C^* の増加率は連続沸騰モデルの方が顕著に大きく, y の変化に対する感度は連続沸騰モデルの方が大きい。また, 連続沸騰モデルでは広い y の範囲に対して C^* が 1.0 を超えるが, 一段沸騰モデルでは 1.0 を超えることはない。このことから, 1.0 を超える C^* の検出は連続沸騰過程が発生していることの指標として用いることができる。

次に, 松川地熱地域の生産蒸気に含まれるトレーサー濃度比(C^*)に式(4.15)および式(4.16)を適用することで, 注水起源蒸気の沸騰分率(y)を推定する。その際, 150°C もしくは 200°C における無限希釈トレーサー溶液の気相-液相分配係数(B_i)を仮定する。 y は式(4.15)および式(4.16)からニュートン法を用いて求めた。

4.5 蒸気分率の計算結果

松川地熱地域における一連のトレーサー試験のうち以下の試験では, 二種類の二相トレーサーを混合した二成分二相トレーサーを用いており, それによって注水起源蒸気の蒸気分率の計算が可能である。

- 1) MR-1(2000)試験: エタノールと 2-プロパノールの二成分二相トレーサー
- 2) M-13(2002)試験: メタノールとエタノールの二成分二相トレーサー
- 3) M-14(2001)試験: エタノールと 2-プロパノールの二成分二相トレーサー

これらの試験の方法と結果は第 2 章(表 2.2 と表 2.3)にまとめている。また, トレーサーの流動経路を図 2.6 に示す。

4.5.1 MR-1(2000)試験

注水井 MR-1 に投入したトレーサーは生産井 M-1, M-5 および M-12 から回帰し, その結果を基に, M-1 と M-12 の(a)トレーサー初期濃度で正規化した生産蒸気のトレーサー濃度

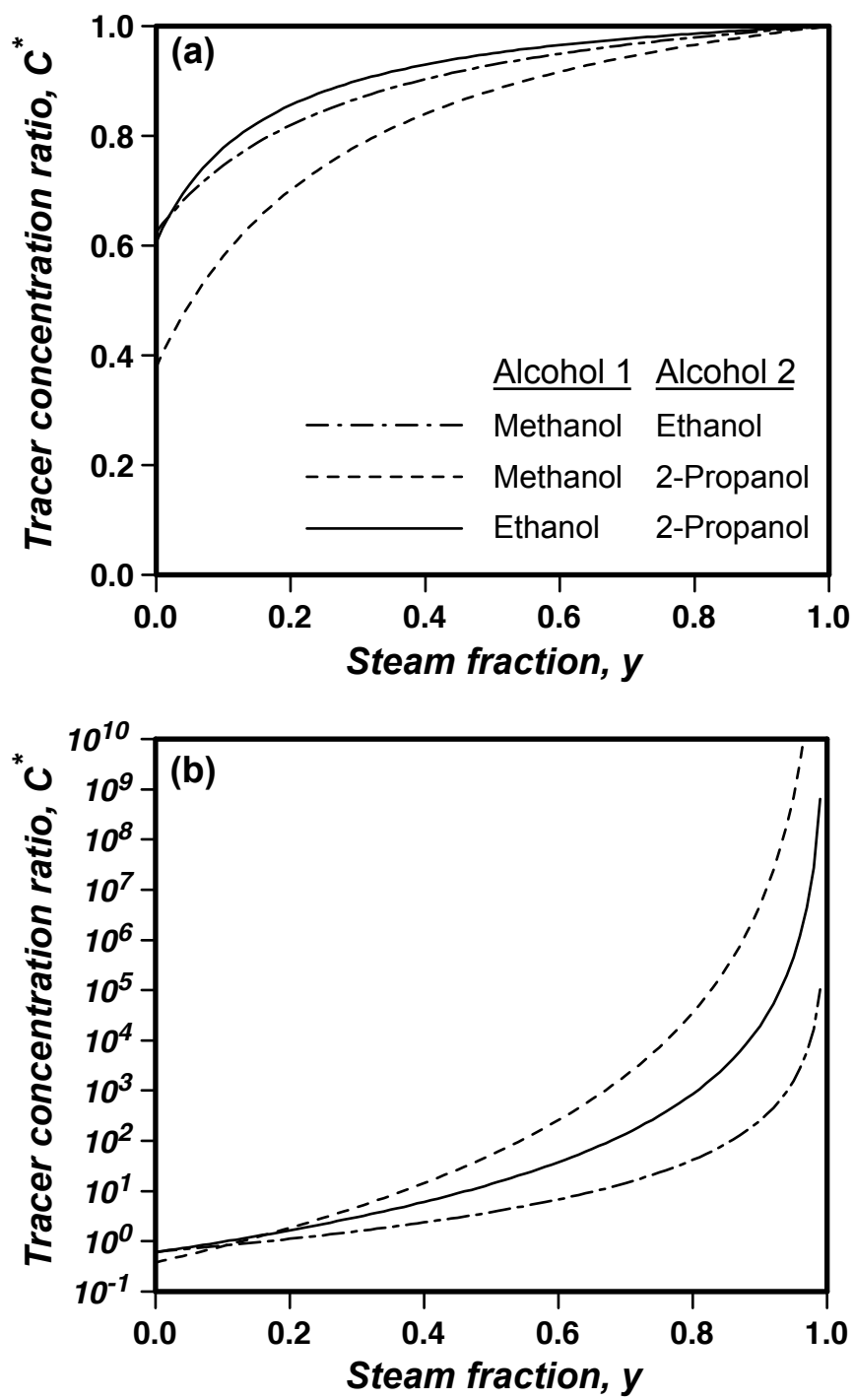


図4.4 一段沸騰モデルおよび連続沸騰モデルのトレーサー濃度比と蒸気分率の関係

(C_i^V/C_i^O), (b)蒸気中のトレーサー濃度比(C^*), (c)連続沸騰モデルによって求めた蒸気分率(y)を図 4.5 と図 4.6 にそれぞれ示す。

y の計算では M-1 および M-12 の坑口における蒸気温度を根拠に、沸騰温度は 150°C に設定した。生産井 M-5 は、そのトレーサー回帰の結果が M-12 とほぼ同じであることから、M-12 で代表させることでここでの説明を省く。

図 4.5(a)に示すように、生産井 M-1 では、トレーサーの投入 30 時間後にトレーサーの回帰が始まり、その後 50 日以上継続した。図から明らかなように、二種類のトレーサーは類似したトレーサー回帰曲線を描き、トレーサー投入 3 日後には鋭いピークが両トレーサーの回帰曲線に同時に現れ、その後徐々にトレーサー濃度が低下する様子が見て取れる。

図 4.5(b)は、試験期間中、 C^* がおよそ 0.6 でほぼ一定であることを示す。この様に C^* が 1.0 を下回る場合、沸騰過程が一段沸騰なのか連続沸騰なのかは判断できない。さらに、図 4.5(c)で分かるように、 y は 0.001 から 0.04 の間に分布し、その平均値は 0.02 である。

図 4.6 (a)に示すように、生産井 M-12 では、トレーサーの投入 121-192 時間後にトレーサーの回帰が始まり、その後 50 日以上継続した。この期間、生産井 M-1 の結果と同様に、生産井 M-12 の結果でも二種類のトレーサーが類似したトレーサー回帰曲線を描く。トレーサー投入後の 10 日から 20 日の間に、ブロードなピークが両トレーサーの回帰曲線に同時に現れ、その後徐々にトレーサー濃度が低下する。

図 4.6(b)の C^* を見ると、時間の経過とともに約 1.0 から 2.0 までばらつきながら上昇している。 C^* が 1.0 を超えることから、連続沸騰が発生していることが判断できる。図 4.6(c)に示すように、 y は 0.07 から 0.15 まで上昇し、これは M-1 で求めた y (0.001-0.04)よりも有意に大きい。

4.5.2 M-13(2002)試験

注水井 M-13 に投入したトレーサーは生産井 M-6 から回帰し、その結果を基に、M-6 の(a)トレーサー初期濃度で正規化した生産蒸気のトレーサー濃度(C_i^V/C_i^O), (b)蒸気中のトレーサー濃度比(C^*), (c)連続沸騰モデルによって求めた蒸気分率(y)を図 4.7 に示す。 y の計算では M-6 の坑口における蒸気温度を根拠に、沸騰温度は 150°C に設定した。

図 4.7 (a)に示すように、生産井 M-6 では、トレーサーの投入 45-70 時間後にトレーサーの回帰が始まり、その後 30 日以上継続した。図より、MR-1(2000)試験結果と同様に、二種類のトレーサーは類似したトレーサー回帰曲線を描く。トレーサー投入 7 日後には鋭いピ

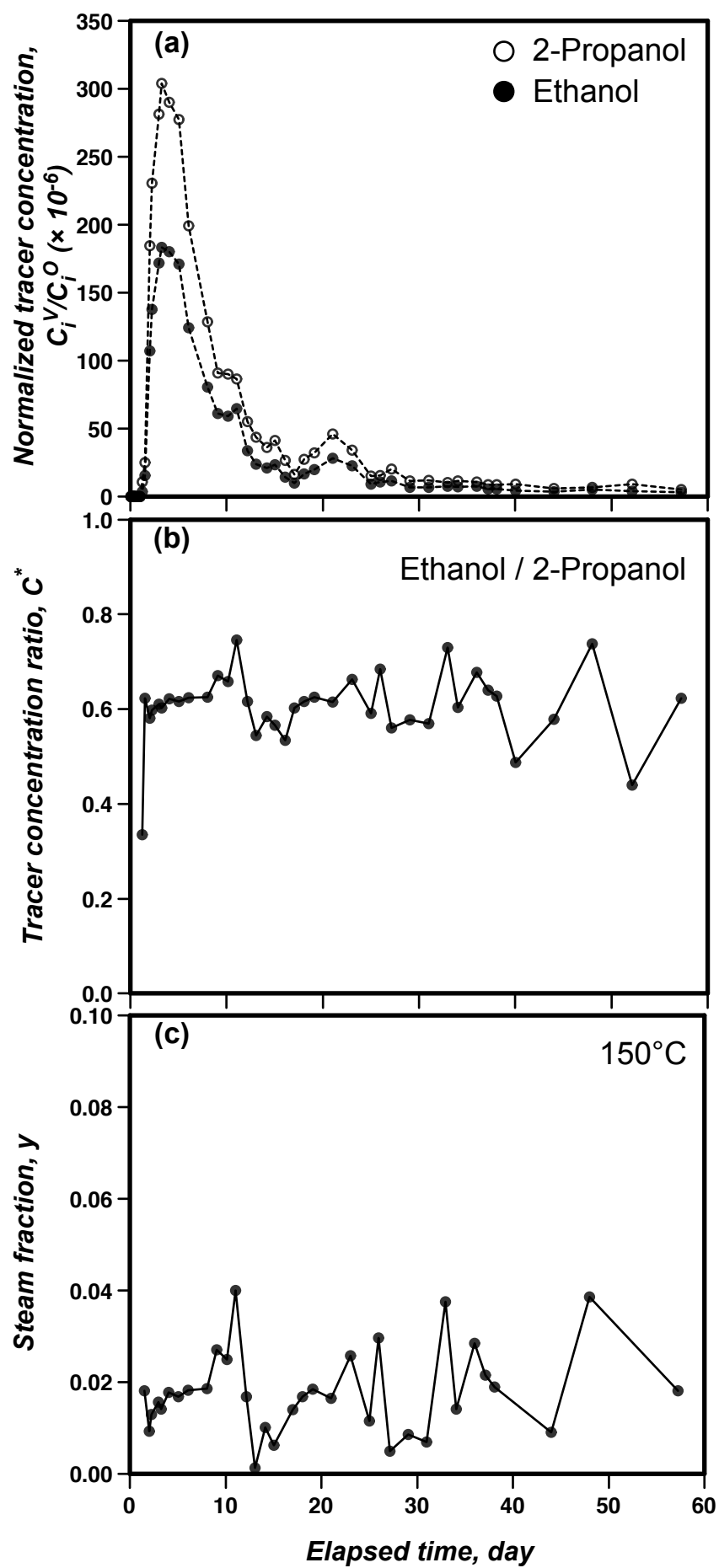


図4.5 M-1におけるトレーサー濃度，トレーサー濃度比および蒸気分率の時間変化

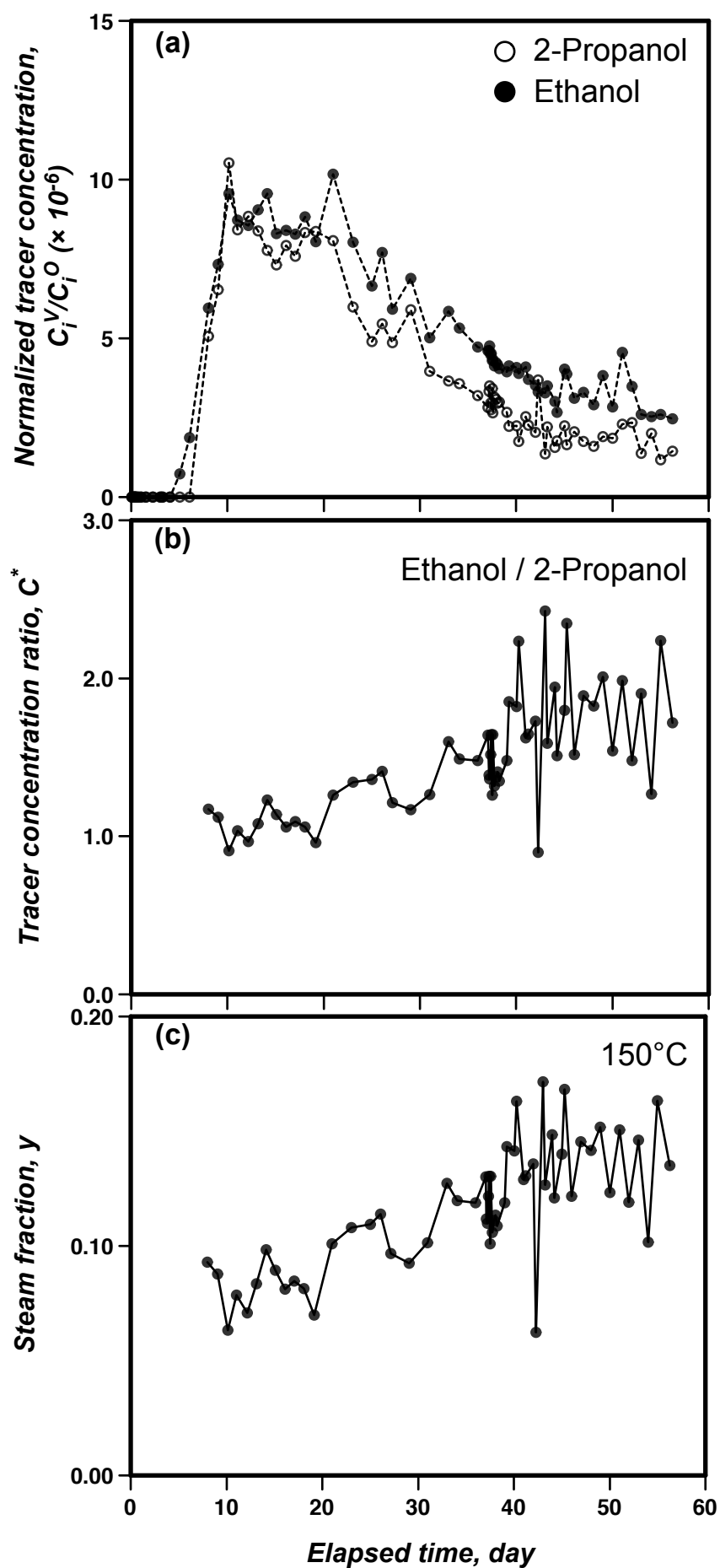


図4.6 M-12におけるトレーサー濃度，トレーサー濃度比および蒸気分率の時間変化

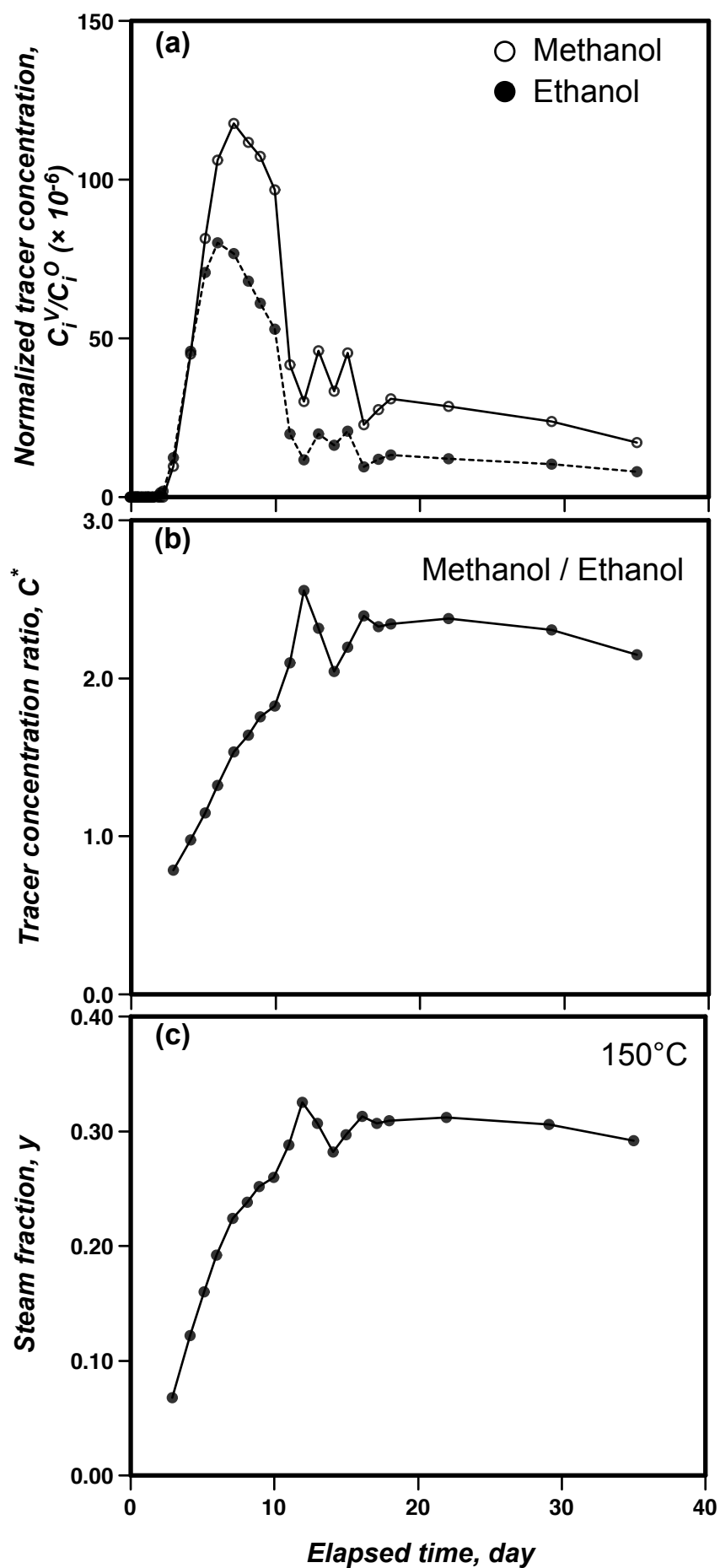


図4.7 M-6におけるトレーサー濃度, トレーサー濃度比および蒸気分率の時間変化

ークが両トレーサーの回帰曲線に同時に現れ、その後徐々にトレーサー濃度が低下する。生産井 M-6 の C^* は 0.79 から 2.4 まで徐々に上昇する(図 4.7(b))。 C^* が 1.0 を超えることから、連続沸騰が発生していることが判断できる。図 4.7(c)に示すように、 y は 0.07 から 0.3 まで上昇し、この y の最大値は生産井 M-12 の y の最大値(0.15)よりも有意に大きい。

MR-1 試験(2000)の M-12 および M-13 試験(2002)の M-6 では、 C^* および y がトレーサー投入後の経過時間とともに上昇した(図 4.6 および図 4.7)。この現象について次のように推測する。

注水井と生産井を結ぶ流動経路の実際の構造は一本のパイプ状ではなく、より細かな透水性フラクチャが集合するフラクチャ帯と考えられる。このフラクチャ帯の内部において、注水流体は、直線的に短時間で生産井へ到達する部分と、流動の向きを多方向に変えながら、より長い時間をかけて生産井へ到達する部分とに別れる。後者の場合、注水流体と高温の岩体の接触時間が相対的に長く、その分、岩体からの熱回収量と沸騰の程度は大きくなる。この結果、坑口で観測する C^* と y はトレーサー投入後の経過時間とともに大きくなる。

4.5.3 M-14(2001)試験

注水井 M-14 に投入したトレーサーは 2 本の生産井 M-11 と M-7 から回帰した。その際、M-11 からは二種類のトレーサーの両方が回帰したが、M-7 からは 2-プロパノールのみが回帰した。したがって、トレーサー濃度比を用いる蒸気分率の計算は生産井 M-11 に対してのみ可能である。図 4.8 に、生産井 M-11 について、(a)トレーサー初期濃度で正規化した生産蒸気のトレーサー濃度(C_i^v/C_i^o)、(b)蒸気中のトレーサー濃度比(C^*)、(c)連続沸騰モデルによって求めた蒸気分率(y)を示す。 y の計算では生産井 M-11 の坑口における蒸気温度を根拠に、沸騰温度は 200°C に設定した。

上述の生産井 M-1, M-12, M-6 の結果と異なり、生産井 M-11 では二種類のトレーサーの回帰曲線に大きな差が認められる。すなわち、図 4.8(a)に示すように、トレーサー投入後 14 時間以前は二種類のトレーサーの濃度の変化が相似ではないが、14 時間以降は両トレーサー濃度はほぼ同様の变化を示す。このようにトレーサー投入 14 時間後を境として、トレーサー回帰の挙動が大きく異なり、このことは C^* にも明瞭に現れている(図 4.8(b))。すなわち、トレーサー投入後 14 時間以内では、 C^* は初期に最大値(5.0 以上)を示し、それから急減する。一方、14 時間以降の C^* は 1.0 前後でほぼ変化なく推移する。この C^* の変化に応じて、

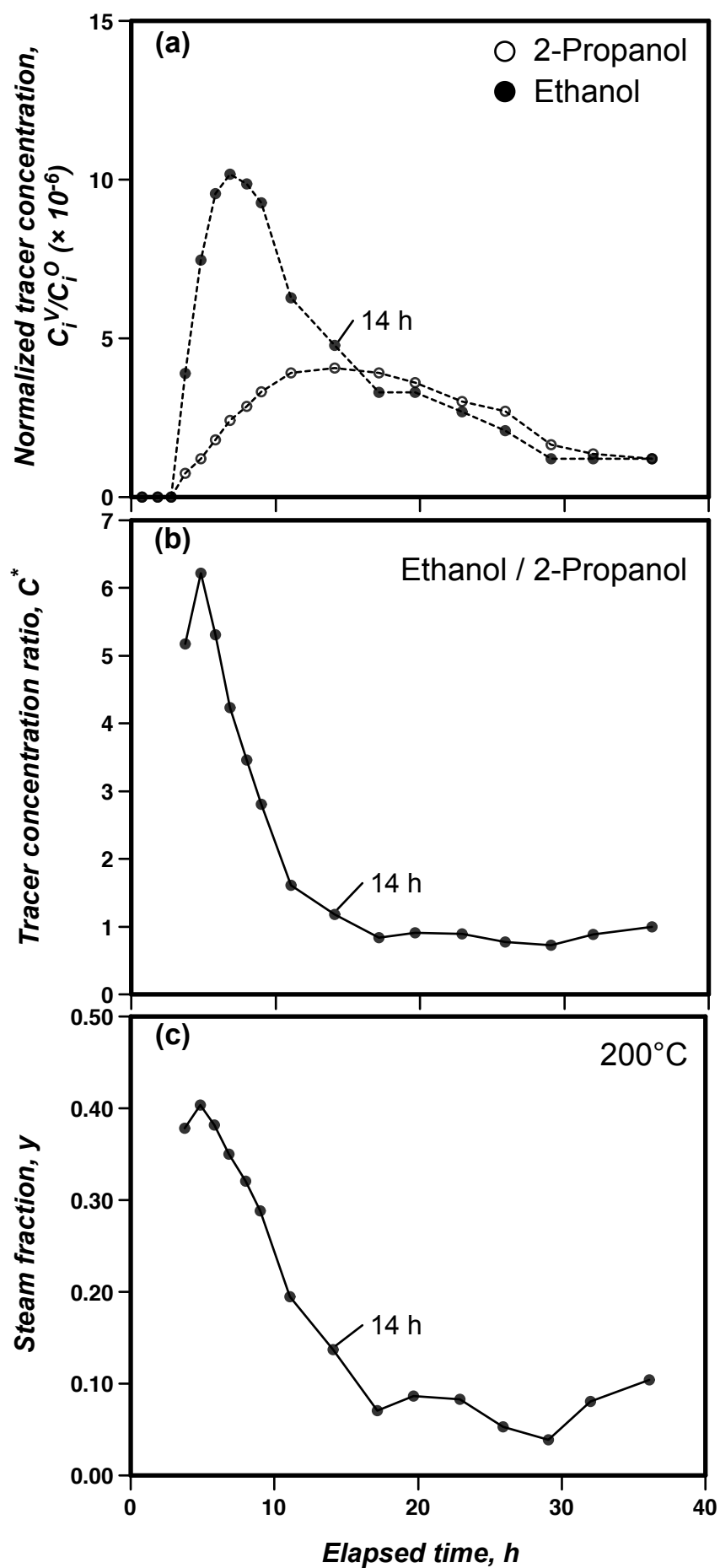


図4.8 M-11におけるトレーサー濃度，トレーサー濃度比および蒸気分率の時間変化

連続沸騰モデルで求めた y はトレーサー投入後 14 時間以内は 0.4 から 0.1 と低下し、その後は 0.1 未満ではほぼ一定である。なお、1.0 を超える C^* は連続沸騰の発生を示唆する。

生産井 M-11 で見られた C^* および y の低下は予想外の結果である。なぜなら、生産井 M-14 と M-11 が位置する地域南西部は最も高温の過熱蒸気を生産することから、その貯留層温度は最も高温と考えられ、それゆえ M-11 の C^* および y は他の生産井よりも高い値で推移すると考えられるからである。この点については次節で議論する。

4.6 蒸気分率による熱回収と貯留層涵養の評価

二成分二相トレーサーを用いたトレーサー試験を実施した 3 本の坑井(MR-1, M-13, M-14) は本地域の主要な蒸気生産域の北部、中央部、南西部に分散するため(図 2.2)、注水起源蒸気の蒸気分率(y)の分布を広範囲にわたって把握することができ、注水による熱回収と貯留層温度分布の関係についての議論が可能である。

トレーサー試験結果から求めた y の平面分布を図 4.9 に示す。図から、 y は M-14 と M-11 が位置する南西部で最も大きく、そこから M-13 と M-12 が位置する中央部、さらに MR-1 と M-1 が位置する北部に向かって徐々に小さくなる傾向が確認できる。

注水流体の沸騰による熱回収の効率は、注水流体が通過する貯留層の温度に強く依存する。そこで、 y と松川地熱地域の貯留層温度との比較を試みる。しかし、松川地熱地域では温度検層による貯留層温度の実測値がきわめて少なく、トレーサー試験を行った 2000 年から 2007 年の間の詳細な貯留層温度分布は不明である。したがって、本地域の貯留層温度分布は、温度に関係する何らかの根拠に基づいて定性的に仮定しなければならない。本地域では、主要な蒸気供給源の位置として開発地域の南西側(M-14 の南西側)が想定されている(Hanano and Matsuo, 1990)。例えば、貯留層圧力は南西部で最も高く、その南西部からは高温の過熱蒸気が継続して生産されている。一方、地域北部では MR-1 を使って 10 年を超える長期の注水を行っており、地域北部の貯留層温度は自然状態よりもさらに低くなっていると考えられる。これらを根拠として、松川地熱地域の貯留層温度は南西部で最も高く、北部に行くにつれて徐々に低くなる分布を示すと仮定する。なお、地域中央部と南西部においてもそれぞれ M-13 と M-14 に注水が行われたが、いずれも 10 ヶ月未満の注水であり、これによって貯留層温度が大幅に低下するとは考えない。図 4.9 を用いて、貯留層温度分布の傾向と y の分布を比較すると、貯留層温度が高い場所ほど y が大きいことが分かる。つまり、注水流体による熱回収は貯留層温度が高い領域で効率が高く、貯留層涵養の効果が

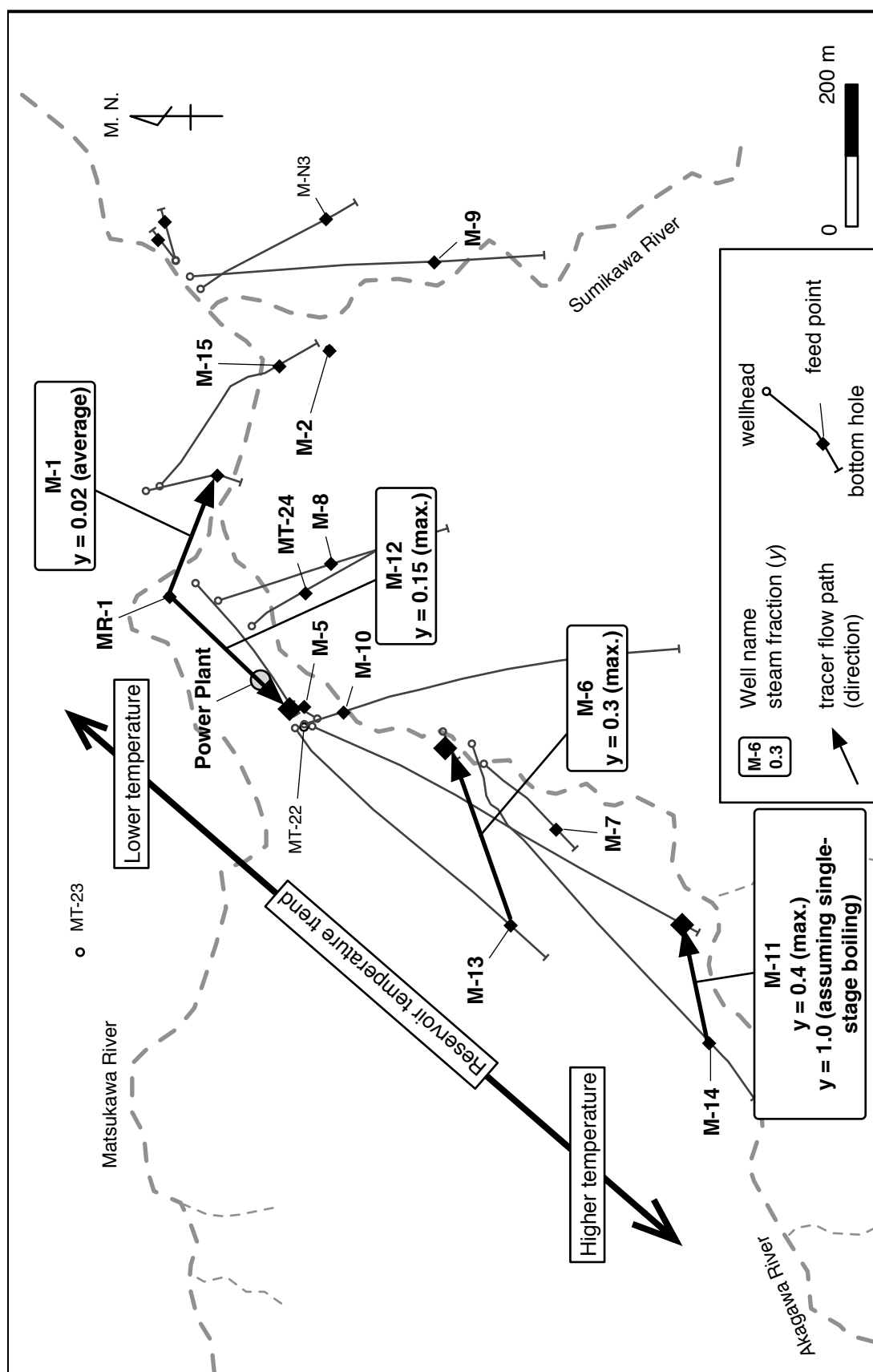


図4.9 トレーサー試験結果から求めた蒸気分率の分布

高いと評価できる。

貯留層温度が最も高いと考えられる南西部の生産井 M-11 では、連続沸騰モデルを用いて導いた y の最大値は 0.4 と本地域で最も大きい。しかし、この y は時間の経過に伴って減少し、最終的に 0.1 未満でほぼ一定となった(図 4.8)。この時の y は、低い貯留層温度を反映すると考えられる M-1 の y に近い。したがって、M-11 の y の低下は注水による貯留層の冷却を反映していると推察できる。しかし、このことは以下の 4 つの条件から肯定できない。

- 1) 生産井 M-11 と M-14 が位置する南西部は蒸気供給源に最も近く、その貯留層温度は地域内で最も高いと推定できることから、ここの岩体が蓄える熱量は大きいと考えられる。
- 2) トレーサー試験を実施した 2001 年に、M-11 と M-14 は過熱度が 50°C から 70°C の過熱蒸気を継続して生産しており、貯留層温度の低下を示唆する蒸気温度の変化は認められない。
- 3) M-11 の蒸気分率(y)の低下は 14 時間というごく短い間に発生しており、この短い間に貯留層温度が大幅に低下することは考え難い。
- 4) トレーサー回帰率(0.3%未満、表 2.3)が示すように、M-11 へ向かう注水流体はごく少量であり、この少量の流体による貯留層の過度な冷却は考えにくい。

これらの条件は、貯留層の冷却ではなく、むしろ M-11 周辺における注水起源蒸気の活発な発生を示唆する。そこで図 4.8(b)を見ると、 C^* はトレーサー投入 14 時間以降には約 1.0 に近づいている。M-11 へ流動する注水流体の全量が瞬時に沸騰する場合、これは一段沸騰モデルに相当し、 C^* と y は 1.0 になる(図 4.4(a))。トレーサー投入 14 時間以降の C^* が分析誤差を含んで実質 1.0 を意味するならば、この期間に到達した注水起源蒸気は一段沸騰過程による流体全量の沸騰により生じたといえる。また、この仮説が正しいとすると、M-14 と M-11 の間には注水流体の流動経路が二つあり、それぞれの経路では注水起源蒸気の y が異なることと、それら二種類の注水起源蒸気は時間差をもって M-11 に到達することが考えられる。すなわち、はじめに到達するのは連続沸騰によって生成した $y = 0.4$ の蒸気であり、遅れて到達するのは一段沸騰によって生成した $y = 1.0$ の蒸気である。したがって、連続沸騰過程を仮定して求めた y の減少は見かけ上の現象である。ここで y ではなく C^* を用いると、 C^* の減少(図 4.8(b))は、連続沸騰で生じた注水起源蒸気に一段沸騰で生じた注水起源蒸気が混合し、後者の混合割合が徐々に増えるためと解釈できる。

以上の議論から、二成分二相トレーサーの使用によって、注水流体の沸騰過程の種類と、

0.02 から 0.4, あるいは仮説が正しければ 1.0 までの広範囲にわたる注水起源蒸気の蒸気分率(y)を求めることができた。さらに, 蒸気分率と貯留層温度の分布傾向を比較することで, 注水流体の沸騰による岩体からの熱回収について定性的な検討が可能である。さらに, 温度検層による貯留層温度の実測値が利用可能であれば, 注水による熱回収の定量的な検討も可能である。以上のことから, 二成分二相トレーサーを用いたトレーサー試験結果の解析方法は, 蒸気卓越型地熱貯留層における貯留層涵養の定量的な評価に有効な方法といえる。

4.7 結言

本章では, 二成分二相トレーサーを用いて実施したトレーサー試験の結果を用いて注水流体の沸騰過程と注水起源蒸気の蒸気分率(y)の推定を, 一段沸騰モデル(閉鎖系)と連続沸騰(開放系)モデルを用いて行った。解析方法として, 二種類のトレーサーの濃度比(C^*)をトレーサーの気相-液相分配係数(B_i)および蒸気分率(y)の関数で表した。結果をまとめると以下のとおりである。

- 1) トレーサー濃度比(C^*)が 1.0 を超えることから, 3 本の生産井 M-12, M-6, M-11 に流動する注水流体の沸騰過程は連続沸騰と判断できる。
- 2) 連続沸騰モデルを用いた解析により, 0.02 から 0.4 の幅広い注水起源蒸気の蒸気分率(y)を導いた。
- 3) 注水井 M-14 から生産井 M-11 に流動する二種類のトレーサーの濃度比(C^*)は実質 1.0 を示す期間があり, この時, M-11 に流動する注水流体は一段沸騰過程によりその全量が沸騰すると解釈できる。
- 4) y の分布と貯留層温度分布の比較から, 貯留層温度が高い領域ほど y が大きく, 注水による熱回収の効率が低い。
- 5) 二成分二相トレーサーを用いたトレーサー試験によって, 注水流体の流動経路毎に沸騰過程の種類と蒸気分率を推定できることから, 本解析方法は蒸気卓越型地熱貯留層における貯留層涵養の評価方法として有効である。

引用文献

- Adams, M. C., Beall, J. J., Eneedy, S. L., Hirtz, P. N., Kilbourn, P., Koenig, B. A., Kunzman, R., and Smith, J. L. B. (2001) Hydrofluorocarbons as geothermal vapor-phase tracers. *Geothermics*, **30**, 747-775.
- Adams, M. C., Yamada, Y., Yagi, M., Kasteler, C., Kilbourn, P., and Dahdah, N. (2004) Alcohols as two-phase tracers. *Proceedings of 29th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering*, Stanford University, Stanford, CA, USA, January 26-28, 2004, SGP-TR-175, 8p.
- Barker, B. J., Koenig, B. A., and Stark, M. A. (1995) Water injection management for resource maximization: Observations from 25 years at The Geysers, California. *Proceedings of the 1995 World Geothermal Congress*, Florence, Italy, May 18-31, 1995-1964.
- Barr-David, F. and Dodge, B. F. (1959) Vapor-liquid equilibrium at high pressures: The systems ethanol-water and 2-propanol-water. *Journal of Chemical and Engineering Data*, **4**, 107-121.
- Bertrami, R., Calore, C., Cappetti, G., Celati, R., and D'Amore, F. (1985) A three-year recharge test by reinjection in the central area of Larderello field: Analysis of production data. *Geothermal Resources Council Transactions*, **9**, 293-298.
- Cappetti, G., Parisi, L., Ridolfi, A., and Stefani, G. (1995) Fifteen years of reinjection in the Larderello-Valle Secolo area: Analysis of the production data. *Proceedings of the 1995 World Geothermal Congress*, Florence, Italy, May 18-31, 1995-2000.
- Chasteen, A. J. (1975) Geothermal steam condensate reinjection. *Proceedings of the Second United Nations Symposium on the Development and Use of Geothermal Resources*, San Francisco, California, USA, 20-29 May 1975, 1335-1336.
- Doherty, M. F., Fidkowski, Z. T., Malone, M. F., and Taylor, R. (2008) Distillation. In Green, D. W. and Perry, R. H. (Eds.), *Perry's Chemical Engineers' Handbook*, 8th ed., McGraw-Hill., 13-1-13-116.
- Drummond Jr., S. E. (1981) Boiling and mixing of hydrothermal fluids: Chemical effects on mineral precipitation. PhD thesis, Pennsylvania State University, State College, PA, 381p.
- Eneedy, S., Eneedy, K., and Maney, J. (1991) Reservoir response to injection in The Southeast Geysers. *Proceedings of 16th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering* Stanford University, Stanford, CA, USA, January 23-25, 1991, SGP-TR-134, 75-82.
- Gambill, D. T. (1990) The recovery of injected water as steam at The Geysers. *Geothermal*

- Resources Council Transactions, **14**, 1655-1660.
- Giovannoni, A., Allegrini, G., and Cappetti, G. (1981) First results of a reinjection experiment at Larderello. Proceedings of 7th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering Stanford University, Stanford, CA, USA, December 15-17, 1981, SGP-TR-55, 77-83.
- Goyal, K. P. and Box Jr., W. T. (1992) Injection recovery based on production data in Unit 13 and Unit 16 areas of The Geysers field. Proceedings of 17th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering Stanford University, Stanford, CA, USA, January 29-31, 1992, SGP-TR-141, 103-109.
- Goyal, K. P. (1999) Injection experience in The Geysers, California - a summary. Geothermal Resources Council Transactions, **23**, 541-547.
- Grant, M. A. and Bixley, P. F. (2011) Geothermal Reservoir Engineering. 2nd ed., Academic Press, 359p.
- Griswold, J. and Wong, S. Y. (1952) Phase-equilibria of the acetone-methanol-water system from 100°C into the critical region. Chemical Engineering Progress Symposium Series, **48**, 18-34.
- Hanano, M. and Matsuo, G. (1990) Initial state of the Matsukawa geothermal reservoir: Reconstruction of a reservoir pressure profile and its implications. Geothermics, **19**, 541-560.
- Henley, R. W. (1984) Gaseous components in geothermal processes. In Robertson, J. (Ed.), Fluid-Mineral Equilibria in Hydrothermal Systems, Reviews in Economic Geology Vol. 1, El Paso, TX, The Economic Geology Publishing Company, 45-54.
- Poling, B. E., Prausnitz, J. M., and O'Connell, J. P. (2001) Fluid Phase Equilibria in Multicomponent Systems. The properties of gases and liquids, 5th ed., McGraw Hill, 8.1-8.204.
- Poling, B. E., Thomson, G. H., Friend, D. G., Rowley, R. L., and Wilding, W. V. (2008) Physical and Chemical Data. In Green, D. W. and Perry, R. H. (Eds.), Perry's Chemical Engineers' Handbook, 8th ed, McGraw-Hill, 2-1-2-517.
- Stark, M. A., Box Jr., W. T., Beall, J. J., Goyal, K. P., and Pingol, A. S. (2005) The Santa Rosa-Geysers recharge project, Geysers geothermal field, California. Geothermal Resources Council Transactions, **29**, 145-150.
- Wilson, G. M. (1964) Vapor-liquid equilibrium. XI. A new expression for the excess free energy of mixing. Journal of the American Chemical Society, **86**, 127-130.

第5章トレーサー試験による蒸気卓越型地熱地域の貯留層構造の解明

5.1 緒言

蒸気卓越型地熱貯留層に注水を行う貯留層涵養の最適化では、注水流体が回帰する生産井を特定し、それにより注水井と生産井の水理的な繋がりと注水流体の流動範囲を明らかにすることが重要である。地熱貯留層において、地熱流体が流動する主な場所は岩体中の透水性フラクチャと考えられ(例えば、森・陶山,1980,p.31), 松川地熱地域についても同様に理解されている(早川,1967; 中村,1967; 井出,1985)。この透水性フラクチャは、貯留層に注入される注水流体の流動経路の役割も担う。

個々の坑井における透水性フラクチャの位置については、坑井掘削時の地質学的調査によって明らかにされる。すなわち、坑井掘削時に遭遇する逸泥・逸水と無荷重掘進のほか、坑井から回収される岩石試料のコアおよびカッティングスに見られる開口性断裂、晶洞、鉱物脈の存在を透水性フラクチャの徴候と見なし、その位置(深度)を特定し記録する。この位置を生産井の場合は流体の流入点、注水井の場合は流出点と呼ぶ。ただし、これらのフラクチャ徴候はあくまでも坑跡上の点としての情報であり、坑井間をまたいで分布するような透水性フラクチャの三次元空間における連続性については、例えば断層の存在を仮定するなど、経験的に推測するほかない。

注水の影響が生産井の生産状況に明瞭に表れる場合は、注水井と生産井の間の水理的な繋がりを特定できる。この注水に対する生産井状況の変化を注水応答と呼び、生産流量、蒸気温度、蒸気圧力、蒸気化学組成の変化がこれに含まれる。この注水応答と、上で述べた坑井の透水性フラクチャの徴候を組み合わせることで、透水性フラクチャの空間分布を推定することができる。ただし、この方法が可能なのは、注水応答が明瞭に現れる場合に限られ、仮に注水応答が明瞭でない場合には適用できない。

この他にも貯留層の貯留層圧力・温度分布によって透水性フラクチャ分布の推定に制約条件を与えたり、生産蒸気の地球化学的特徴から、透水性フラクチャの連続性を推定できる場合もあるが、いずれも間接的な証拠であり、推定を検証するための別の直接的な証拠が必要である。

以上の問題を解決するには、注水流体の流動を感度よく直接的に調べる方法が必要である。その最適な方法がトレーサー試験であり、第2章では、蒸気卓越型地熱貯留層に適した二相トレーサー試験方法を開発し、松川地熱地域に適用した。

本章では、そのトレーサー試験結果と坑井の透水性フラクチャの徴候とを組み合わせる

ことで松川地熱地域の透水性フラクチャの分布を明らかにすることを目的とする。また、その分布と貯留層の地質構造および物理的・地球化学的特徴を比較して、貯留層構造の特徴を考察する。

5.2 既往研究から見る松川蒸気卓越型貯留層の特徴

松川地域は蒸気卓越型の地熱地域であり、そこから生産される地熱蒸気を用いて松川地熱発電所が稼働している(花野ほか, 1989)。松川地熱発電所は 1966 年 10 月に認可出力 9.5 MW で運転を開始した日本で初めての地熱発電所である。その後、追加井の掘削により、認可出力を 1967 年に 12.5 MW に、ついで 1968 年に 20.0 MW に、そして 1973 年に 22.0 MW に、さらに 1993 年に 23.5 MW と変更し現在に至る(大関ほか, 2001)。この地熱地域において、地熱流体の貯留層構造を規制する、または反映すると考えられる諸条件について既往の研究結果を以下にまとめる。

5.2.1 松川地熱地域の地質学的特徴

松川地熱地域の位置を図 5.1 に示す。松川地熱地域は岩手県盛岡市の北西約 26 km に位置し、岩手山、秋田駒ヶ岳、大深岳、中倉山、三ッ石山、姥倉山などの第四紀火山が密集する八幡平地熱地域に属している(赤澤・村松, 1988; 越谷ほか, 1996)。

松川地域の地質構造については多くの研究結果が報告されている。例えば、赤澤・村松(1988)、金原(1983)、中村(1967)、Nakamura and Sumi(1967)、Nakamura et al.(1970)、佐藤ほか(1981)、角(1968)などである。近年においては、これらの研究結果をまとめた報告が越谷ほか(1996)、Ozeki et al.(2000)、大関ほか(2001)によってなされている。これらの報告を基に松川地域の地質学的特徴は次のようにまとめられる。

図 5.2 に示した松川地熱地域の平面図を見ると、本地域は南西-北東方向に流下する松川とその支流である赤川と澄川によって形成される谷底にあり、地熱坑井は赤川および澄川に沿って分布する。本研究を実施した期間では生産井は約 13 本、注水井は 1 本が使用されている。

平面図(図 5.2)に示す断面線(A-A')に沿う地質断面図を図 5.3 に示す。この断面図には、本地域の地質層序区分、貫入岩および断層の分布を示し、さらに、坑井の坑跡と主要な流入点(流出点)を投影して示す。図 5.3 に示す地層名および岩相名は英名で示し、その和名との対応を以下に記す。

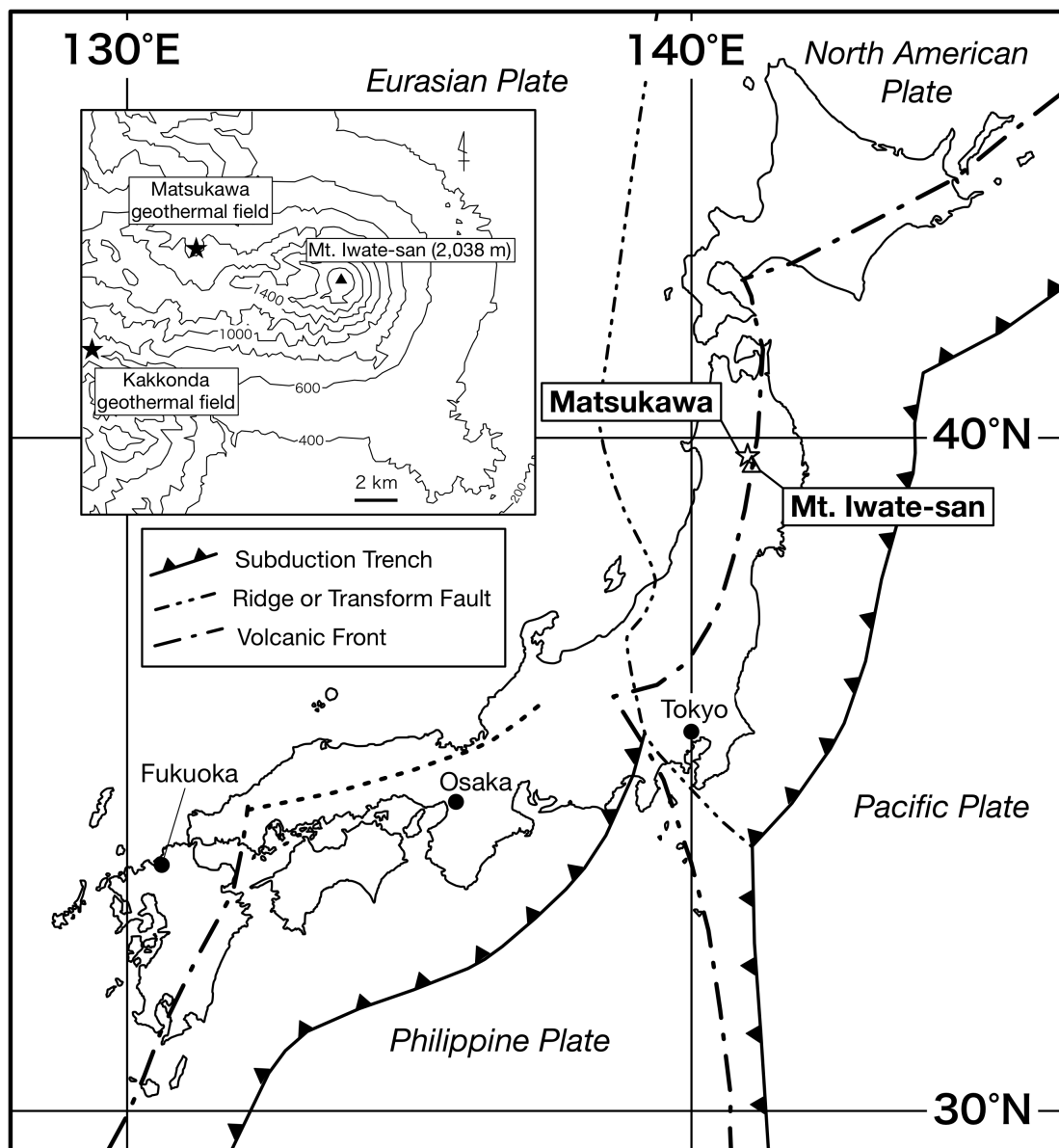


図5.1 松川地熱地域の位置

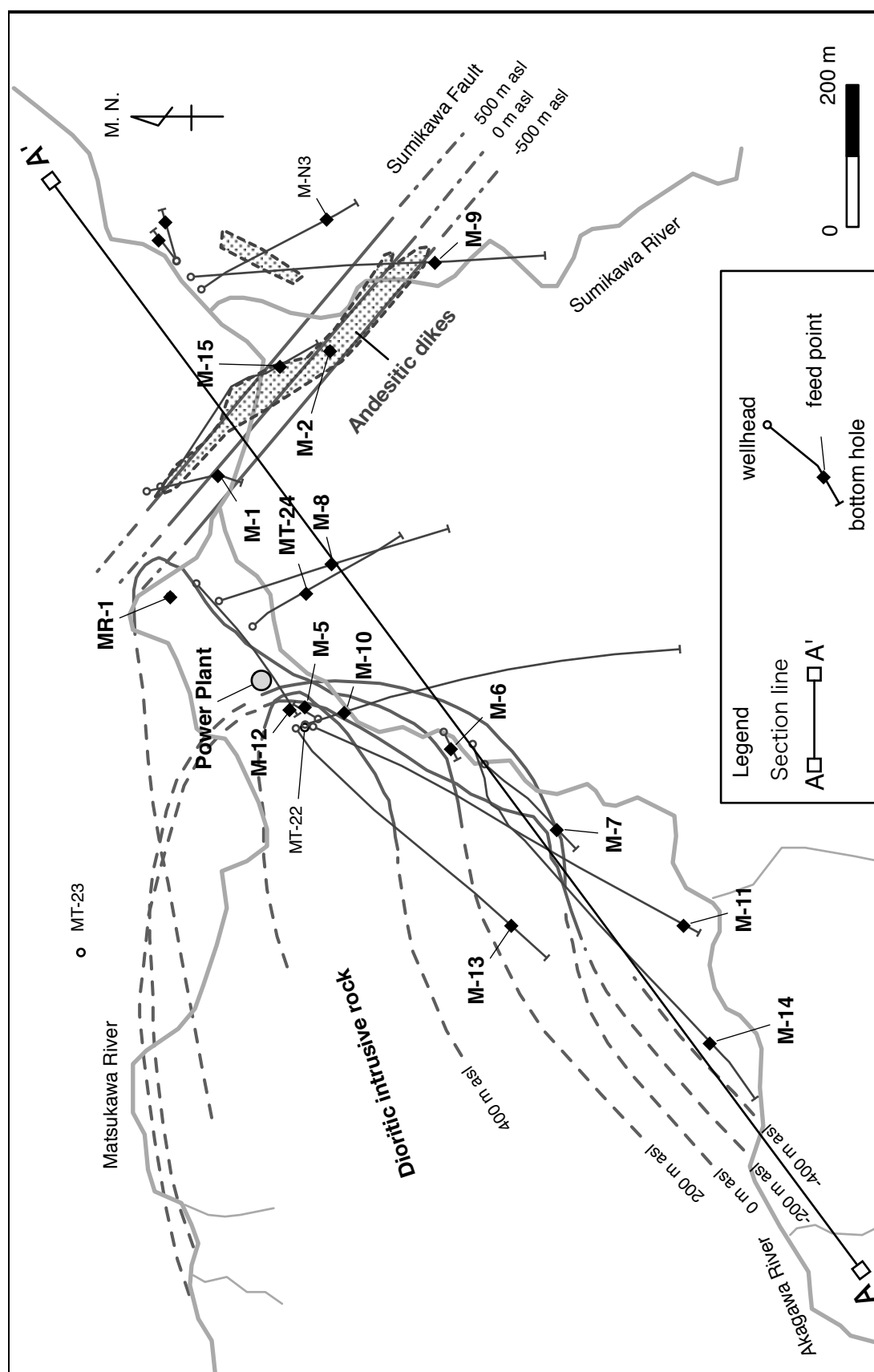


図5.2 松川地熱地域の平面図

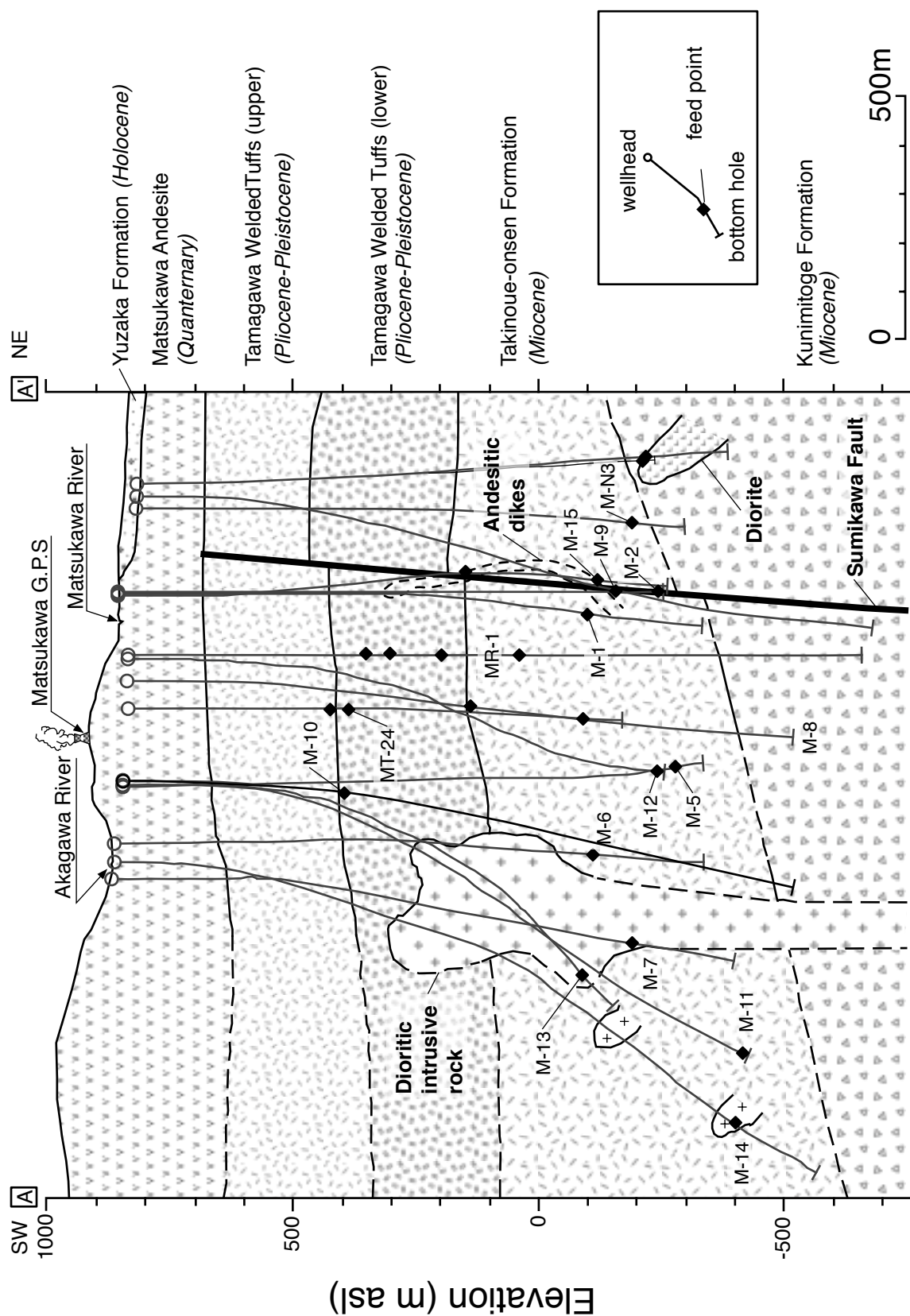


図5.3 松川地熱地域の断面図

Yuzaka formation	湯坂層
Matsukawa andesite	松川安山岩類
Tamagawa welded tuffs	玉川溶結凝灰岩類
Takinoue-onsen formation	滝ノ上温泉層
Kunimitoge formation	国見峠層
Dioritic intrusive rock	閃緑斑岩貫入岩
Andesitic dikes	安山岩岩脈

松川地域の地熱貯留層は、上部より、松川安山岩類（第四系）、玉川溶結凝灰岩類上部および下部（鮮新統から更新統）、滝ノ上温泉層（中新統）、国見峠層（中新統）からなる（図 5.3）。松川安山岩類は、第四紀火山の下部を占める安山岩溶岩を主体とする累層であり、凝灰角礫岩・凝灰岩を伴うことがある。岩石はほとんど普通輝石紫蘇輝石安山岩で、石英斑晶を含むことがある。玉川溶結凝灰岩類は、軽石質凝灰岩、凝灰質砂岩、デイサイト質軽石質溶結凝灰岩、安山岩質凝灰岩、安山岩溶岩とデイサイト質軽石質の溶結凝灰岩からなる。松川安山岩類と玉川溶結凝灰岩類上部は、松川地域のキャップロックの役割を果たすと考えられている。滝ノ上温泉層は、デイサイト質の軽石凝灰岩、火山礫凝灰岩、砂質凝灰岩を主とし、黒色頁岩および礫質凝灰岩を挟む。国見峠層は、安山岩溶岩を挟む安山岩質凝灰角礫岩、火山礫凝灰岩および黒色頁岩からなる。

本地域の西側には、大規模（幅 300 m から 700 m、長さ 1.1 km 以上）な閃緑斑岩貫入岩が、およそ北東-南西方向に、国見峠層、滝ノ上温泉層および玉川溶結凝灰岩類（下部）に貫入する（図 5.2 および図 5.3）。この貫入岩の周縁の形状は不規則で、小岩脈を多数ともなうことが確認されている。地域東側では、安山岩岩脈が国見峠層、滝ノ上温泉層および玉川溶結凝灰岩類に小規模に貫入する。

本地域の断層として地域東部に澄川断層が推定されている（図 5.2 および図 5.3）。本断層は、玉川溶結凝灰岩類中部・下部境界の構造等高線の歪みから推定され、断層の南西側が北東側に対して見かけ 40 m から 60 m 落ちる正断層と推定されている（赤澤・村松, 1988）。この断層の分布と、先に述べた安山岩岩脈の分布は重なる（図 5.2 および図 5.3）。

5.2.2 松川地熱地域の初期状態

松川地域は過熱蒸気を生産することから分かるように、蒸気卓越型の地熱地域である。しかし、その初期状態では、キャップロックと貯留層の間に、薄い蒸気卓越域が存在する

のみであり、現在の蒸気生産域は蒸気ではなく、液体の熱水で満たされていたと推測されている(Hanano and Matsuo, 1990)。実際の噴気状況においても、生産井は当初は蒸気と熱水の混合流体を生産しており、生産時間とともに熱水の割合が減少し、3 ヶ月から 6 ヶ月の後には乾き蒸気のみを生産するに至ったと報告されている(Hanano and Matsuo, 1990)。現在では、蒸気生産の継続によって生じた貯留層圧力の減衰によって、蒸気卓越域は初期状態よりも深部まで拡大していると考えられている(Hanano and Matsuo, 1990)。

5.2.3 松川地域の蒸気生産流量分布

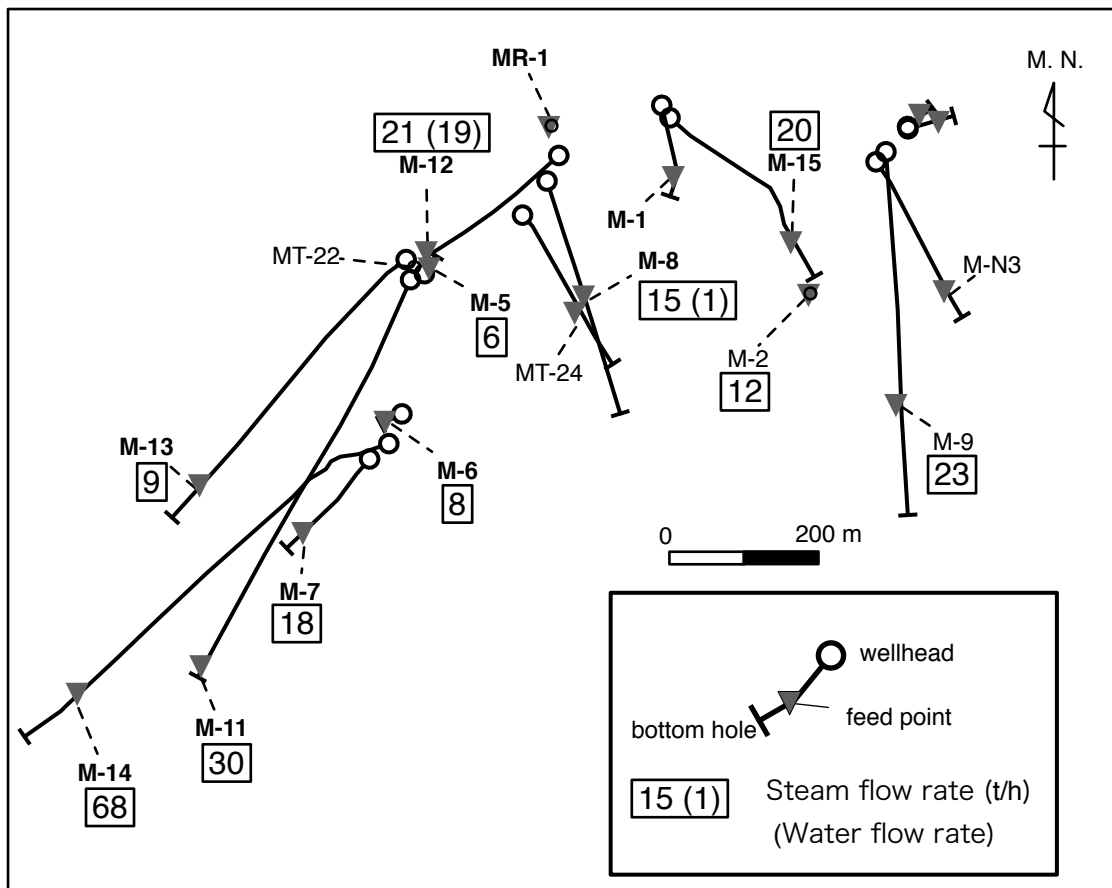
本研究を行った期間を代表する 2001 年 11 月から 2002 年 1 月の松川地域の蒸気生産流量分布を図 5.4 に示す。この時の総蒸気流量は約 230 t/h である。松川地域では南西部に位置する生産井の蒸気流量が大きく、生産井 M-14, M-11 および M-7 の蒸気流量の合計は 116 t/h であり、総蒸気流量の約 50%を占める。さらに、この南西部は、蒸気流量の経時的な減衰率が小さい特徴を持つ(Hanano and Matsuo, 1990)。中央部では、生産井 M-13, M-6, M-5, M-8 および M-12 の蒸気流量の合計は 59 t/h であり、総蒸気流量の約 26%を占める。地域東部では、生産井 M-2, M-9 および M-15 の蒸気流量の合計は 55 t/h であり、総蒸気流量の約 24%を占める。

5.2.4 貯留層温度の特徴

松川地域における、検層による貯留層温度の測定結果はきわめて少ない。そこで、Hanano and Matsuo (1990)は、開発初期(1964 年から 1965 年)において実施された温度回復試験の結果にホーナー法を適用して、地域の中央部(生産井 M-1)と東部(生産井 M-1 と M-3)の貯留層温度を推定した。その推定温度は、生産井 M-1, M-2 および M-3 について、257°C, 258°C および 250°C と見積もられた。さらに、地域南西部の M-7 については坑底付近の貯留層温度が 1970 年に測定されており、その温度は 277°C である(Hanano and Matsuo, 1990)。この様に M-7 の貯留層温度は相対的に高く、しかも M-7 の蒸気流量は減衰が小さいことから、M-7 は地熱蒸気の供給源に最も近いと推察されている(Hanano and Matsuo, 1990)。

5.2.5 貯留層圧力の特徴

松川地域における貯留層圧力は、プレッシャービルドアップテストによる生産井の密閉圧力の上昇によって推定されている(花野ほか, 1989)。1988 年と 2005 年における最大密閉



Representative flow rates from November 2001 to January 2002

図5.4 松川地熱地域の蒸気生産流量分布

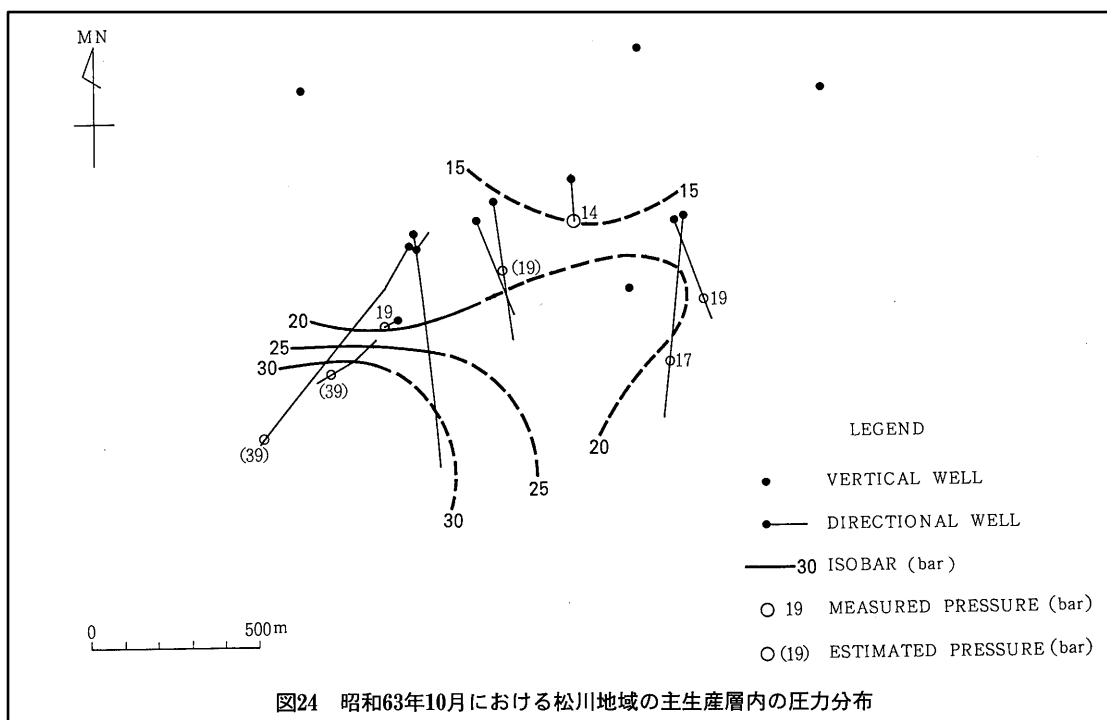
圧力分布を図 5.5 に示す。図より、本地域の貯留層圧力は地域の南西部で高く、北東に向かって低くなる。この圧力分布から、本地域で生産される蒸気のほとんどは、地域の南西から供給され、貯留層内では南西から北東に向かって流動すると考えられている(花野ほか、1989)。先に述べたように、地域の南西部では生産流量が大きく、その減衰が小さいことと、貯留層温度が相対的に高いことも、南西部が本地域の蒸気の供給源に最も近いことを支持する。

5.2.6 蒸気化学組成の特徴

松川地域では熱水を伴わない生産井が大半であったことから、いずれの生産井からも採取可能な蒸気の化学組成を元に地熱流体の分布と起源について考察がなされている。松川地域において分析されている蒸気の化学成分は、非凝縮性ガスの二酸化炭素 (CO_2)、硫化水素 (H_2S)、水素 (H_2)、窒素 (N_2)、メタン (CH_4)、ヘリウム (He)、アルゴン (Ar)であり、非凝縮性ガス濃度はこれらのガスの総濃度である。

図 5.6 に示すように、石崎・金藤 (1992) は生産蒸気の非凝縮性ガス濃度の平面分布を 1971 年と 1987 年についてまとめている。図を見ると、松川地熱発電所運転開始(1966 年)から 5 年後の 1971 年では、生産井間の非凝縮性ガス濃度の差は比較的小さいが、21 年後の 1987 年においては、その差が大きくなっており、非凝縮性ガス濃度が顕著に上昇したエリアと、変化に乏しいエリアが出現した。すなわち、地域南西部においては非凝縮性ガス濃度が低く、そこから北東に向って濃度が次第に高くなる。ただし、M-2 では特異的に非凝縮性ガス濃度が低い。

蒸気卓越型貯留層において、非凝縮性ガス濃度が側方に向かって連続的に高くなる傾向を、D'Amore and Truesdell (1979)は飽和蒸気の側方流動とその過程における蒸気の連続する凝縮過程を用いて説明している。図 5.7 に示すように、このモデルでは、非凝縮性ガス濃度は地熱蒸気の供給源で最も低く、そこから離れるにつれて高くなる。Hanano and Sakagawa (1990)は M-7 と M-8 の圧力ビルドアップ試験結果に凝縮効果を認め、そのことにより、坑井近傍を除くと松川貯留層内は飽和蒸気が流動していると推定し、松川地域に D'Amore and Truesdell (1979)のモデルを適用した。その結果、松川地熱地域では、地熱蒸気は南西から北東へ向って側方流動すると解釈できる。この非凝縮性ガス濃度分布と先に述べた貯留層温度、貯留層圧力、エリア毎の蒸気生産流量を総合して考えると、松川地域の開発範囲のさらに南西方向に主要な地熱蒸気の供給源があり、地熱流体はそこから北東へ向って側方流



Results of build-up tests conducted in October 1988 showing maximum shut-in pressure in bar from Hanano et al., 1989)

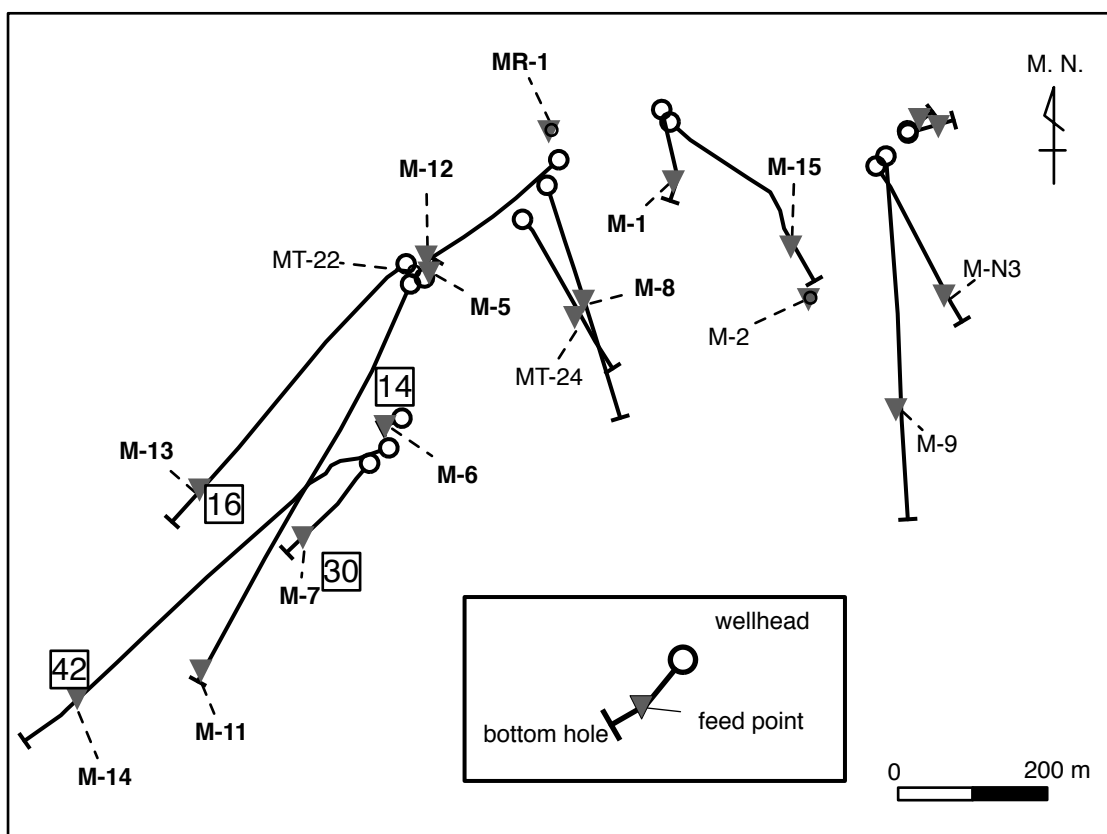
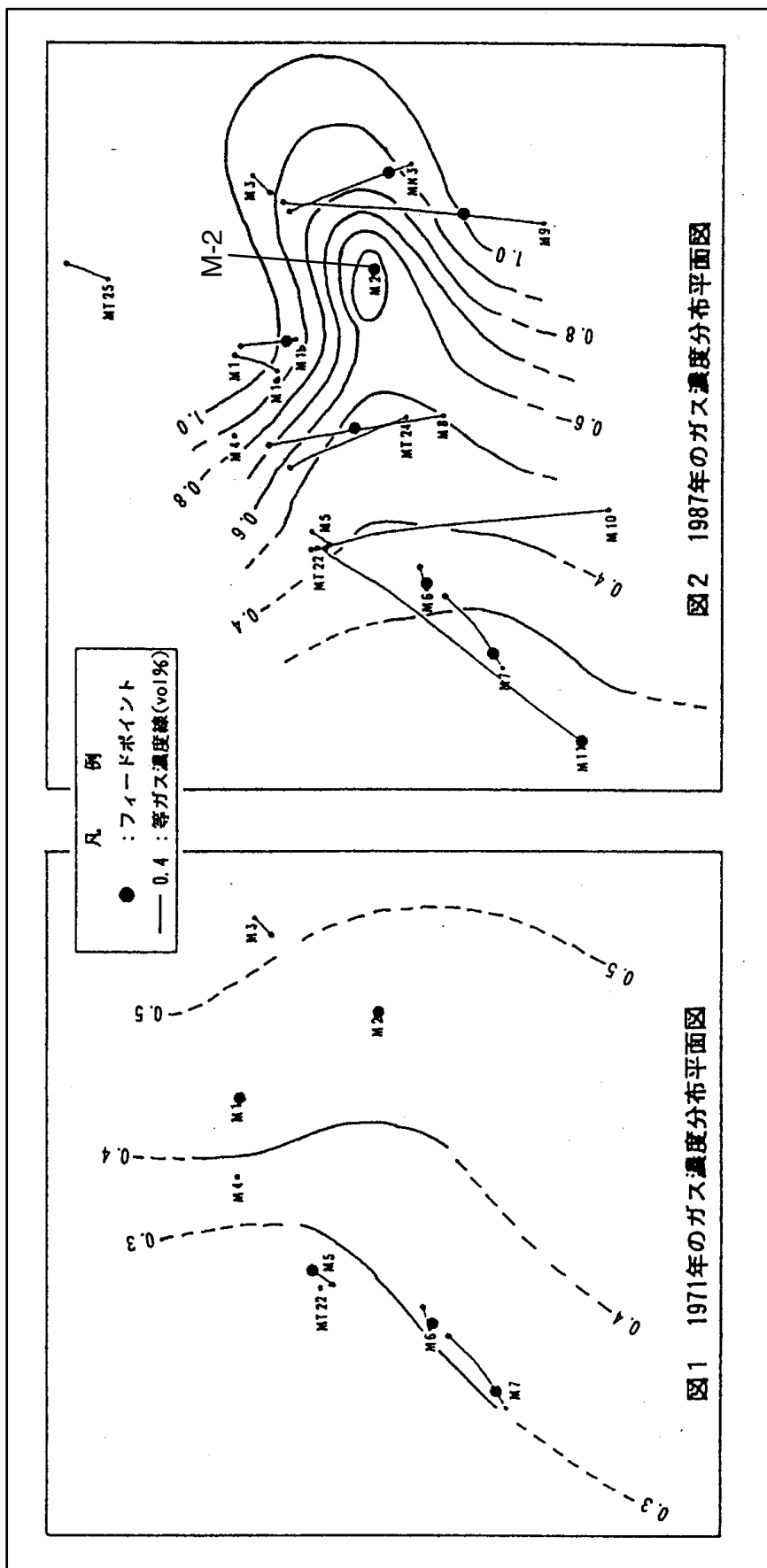


図5.5 松川地熱地域の最大密閉圧力分布



Distribution of non-condensable gas in 1971

Distribution of non-condensable gas in 1987

図5.6 松川地熱地域の非凝縮性ガス濃度分布 (石崎・金藤, 1992)

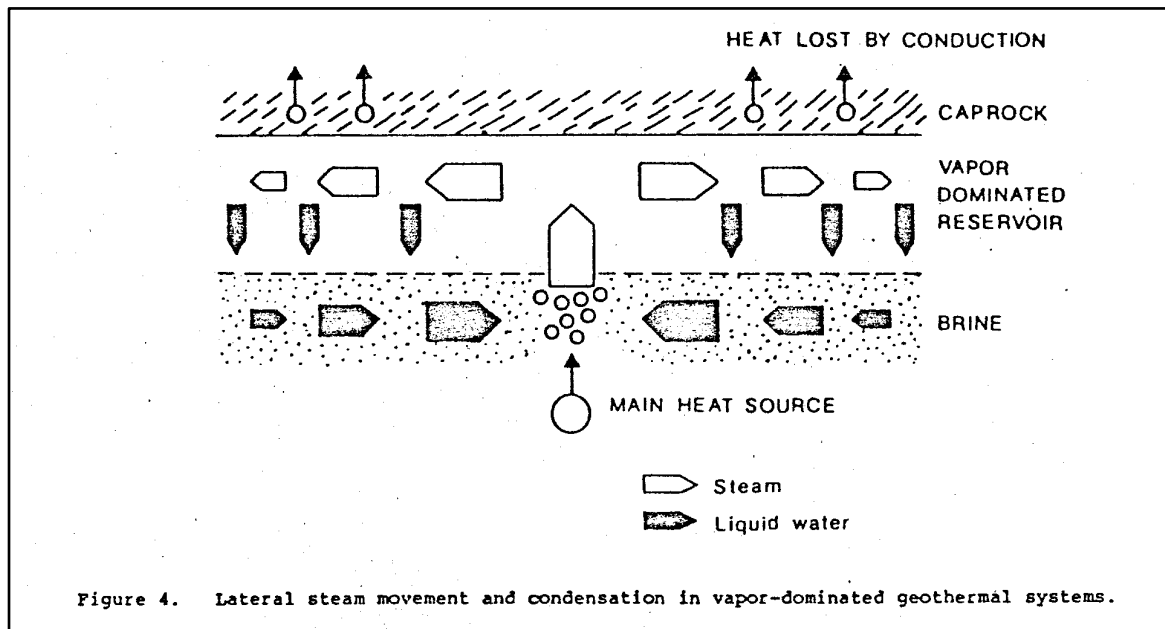


図5.7 D'Amore and Truesdell (1979)による地熱蒸気の側方流動モデル

動すると解釈できる。

一点、D'Amore and Truesdell (1979)のモデルに沿わないこととして、非凝縮性ガス濃度が高い地域東部において、生産井 M-2 の非凝縮性ガス濃度は局所的に低いことが挙げられる。この理由として、南西方向から供給される蒸気とは化学組成の異なる、別の地熱蒸気の小規模な供給が地域東部に存在すると考えられている(Hanano and Sakagawa, 1990)。

5.3 トレーサー流動経路から推定する透水性フラクチャ分布

トレーサーの回帰は坑井間の水理的な繋がりを反映し、トレーサーの流動経路は貯留層内の透水性フラクチャの分布を反映すると考えられる。松川地熱地域における透水性フラクチャの分布を明らかにするために、トレーサー流動経路を地質構造とともに図 5.8 の平面図と図 5.9 の断面図に示す。それぞれの図において、トレーサー流動経路は、坑跡上の主な透水性フラクチャである流体の流出点(注水井)と流入点(生産井)を直線の矢印で結んで示す。ここで流出点および流入点は、坑井掘削時の地質情報、スピナー検層・温度検層結果および蒸気の地球化学的特徴を加味して決定した。透水性フラクチャが複数存在する場合、ケーシングの劣化や坑内の埋没により、主要な流入点の位置が変わることもある。例えば MR-1 については、MR-1 試験(2003)の時の流出点は MR-1 試験(2000)の時よりも浅い位置に設定した(図 5.9)。

図 5.8 および図 5.9 からトレーサー試験結果が明らかにした透水性フラクチャの分布域は以下の 4 つの範囲にまとめられる (括弧内は根拠となるトレーサー回帰経路を示す)。

- 1) 閃緑斑岩貫入岩の南東縁辺部 (MR-1→M-5, M-12)
- 2) 閃緑斑岩貫入岩の岩体内部 (M-6→M-13, M-13→M-6, M-7)
- 3) 滝の上温泉層(貫入母岩)内部 (MR-1→M-8, M-6→M-8)
- 4) 澄川断層または安山岩岩脈周辺 (MR-1→M-1, M-15)

これらの透水性フラクチャ分布域は、松川地熱地域の基本的な貯留層構造を反映すると考えられる。以下、各透水性フラクチャ分布域の地質学的な特徴を考察する。

5.3.1 閃緑斑岩貫入岩南東縁辺部

図 5.8 において、注水井 MR-1 から生産井 M-5 および M-12 へのトレーサー流動経路と注水井 M-14 から生産井 M-7 および M-11 へのトレーサー流動経路は透水性フラクチャが閃緑斑岩貫入岩の南東縁辺部に沿って分布することを示す。その透水性フラクチャ分布全体は

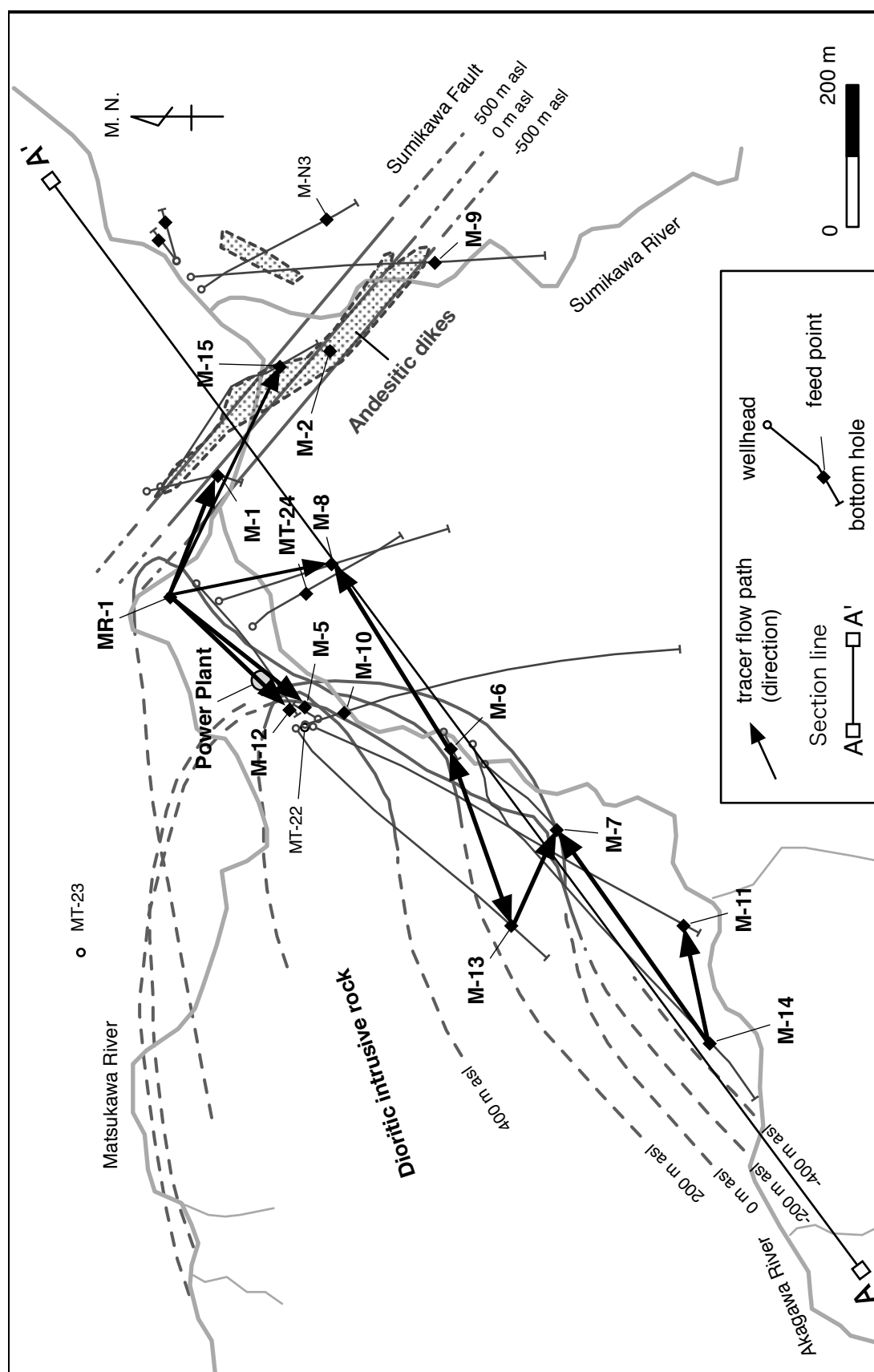


図5.8 松川地域のトトレーサー流動経路(平面図)

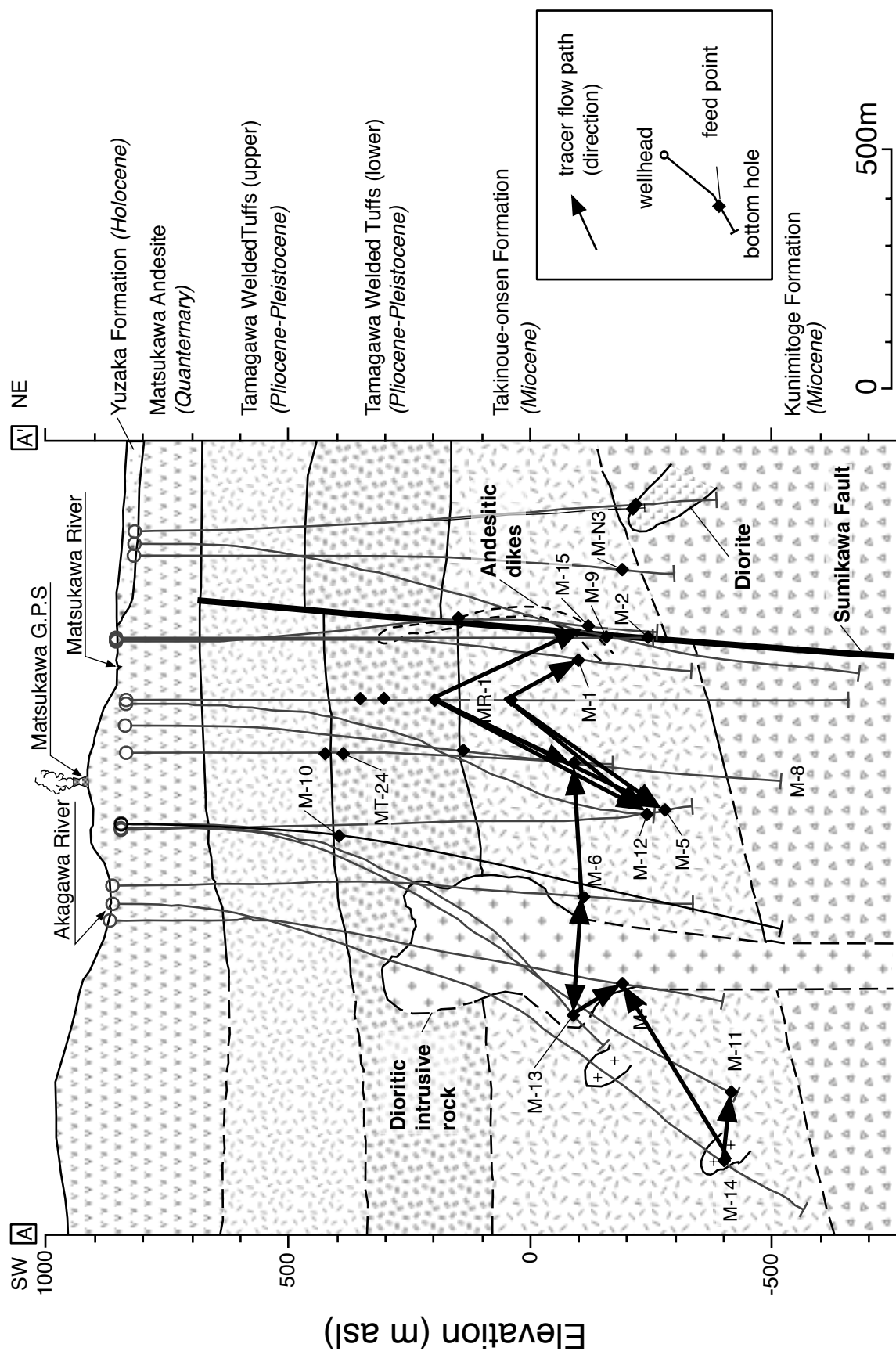


図5.9 松川地域のトレスーサー流動経路(断面図)

開発範囲の北端から南端まで達する大規模なものであり、本地域の主要な蒸気生産域と重なっている。例えば、2001年11月から2002年1月の蒸気生産流量(図5.4)を見ると、閃緑斑岩貫入岩の南東縁辺部に掘削されている生産井 M-5, M-6, M-12, M-7, M-11, M-14 を合わせた蒸気生産流量は、地域全体の蒸気生産流量の約 66%を占める。井出 (1985)および赤澤・村松 (1988)においても、閃緑斑岩貫入岩の境界部では坑井掘削時の逸泥頻度が高いことから、この貫入岩の境界部は、本地域における蒸気生産域(フラクチャ分布域)の一つとして認識されている。赤澤・村松 (1988)はこの領域の透水性フラクチャの成因としてマグマ・フラクチャリングおよびマグマの冷却時の収縮性節理の形成を推測している。マグマ・フラクチャリングとは、小出(1984)によると、母岩へのマグマ貫入による流体くさび効果に伴って生じる引張り割れ目の形成を意味する。今回、トレーサー試験によって明らかとなった透水性フラクチャの分布は、井出 (1985)および赤澤・村松 (1988)によって解釈された透水性フラクチャの分布を裏付ける。また、そのフラクチャ分布は、当時知り得た生産井 M-11 の位置を南西方向に超えて、生産井 M-14 が位置する範囲(図5.8)にまで至る。

5.3.2 閃緑斑岩貫入岩内部

図5.8において、トレーサー試験時に注水井もしくは生産井であった M-6 と M-13 の間の双方向のトレーサー流動と、注水井 M-13 から生産井 M-7 へのトレーサー流動は、透水性フラクチャが閃緑斑岩貫入岩の岩体内部に発達することを示唆している。また、生産井 M-6 および M-7 は閃緑斑岩貫入岩の境界部に流入点を持つ坑井であることから、ここで明らかとなった透水性フラクチャは貫入岩の境界と内部を結んでいることになる。貫入岩の内部は岩相(玢岩・閃緑玢岩・石英閃緑岩など)の変化に富むことから(赤澤・村松, 1988)、岩相境界に透水性フラクチャが発達すると考えられる。

5.3.3 滝の上温泉層(貫入母岩)内部

図5.8および図5.9において、注水井(試験時)M-6 から生産井 M-8 へのトレーサー流動と、注水井 MR-1 から生産井 M-8 へのトレーサー流動は、閃緑斑岩が貫入する玉川溶結凝灰岩類(下部)および滝の上温泉層の内部にも透水性フラクチャが発達することを示す。この内、M-6 は閃緑斑岩貫入岩南東縁辺部に流入点を持つ坑井であることから、M-6 と M-8 の水理的な繋がり、貫入岩境界から母岩の内部に向かって透水性フラクチャが発達することを意味する。さらに、上述(5.3.2 節)した M-6 と M-13 の間の透水性フラクチャの存在を加味

すると、透水性フラクチャは貫入岩の内部からその境界、さらに貫入岩の母岩内部に渡って、ほぼ東西方向に、かつ水平に分布する。

滝の上温泉層内部の透水性フラクチャの様に、貫入岩に接して水平に発達する透水性フラクチャの形成には類似例がある。Heiken et al. (1988)によると Inyo Domes (アメリカ合衆国、カリフォルニア州にある黒曜岩ドーム) では、火道または岩脈の貫入過程を調査するために、Obsidian Dome の火道および流紋岩岩脈を貫く二箇所のコア掘削が行われた (Eichelberger et al., 1985)。図 5.10 はコア掘削により推定された当地域の地質断面図である。図に示すように、マグマ起源岩片(火砕物)を含むフラクチャが火道または岩脈に接して水平に発達する。Heiken et al. (1988)は、このフラクチャは、マグマの貫入時に地下水が急速に加熱されることで起こる水圧破碎によって形成されたと説明し、フラクチャの水平方向への発達は、マグマの貫入による最大主応力分布の擾乱によることを理由の一つに挙げている。岩脈の貫入時の応力解析に基づく最大主応力分布を図 5.11(Heiken et al., 1988)に示す。それによると、垂直に貫入する岩脈の近傍では最大主応力の分布は垂直に近くなり、水圧破碎は水平方向に発達しやすくなる。松川地熱地域においても同様の機構によってマグマ貫入に伴う水圧破碎が発生し、貫入母岩である滝の上温泉層内に水平に延びる透水性フラクチャが形成されたとの解釈が可能である。

松川地熱地域において、滝の上温泉層内のフラクチャが、マグマ貫入によって形成されたと考えられる証拠は変質鉱物の分布にも見出すことができる。図 5.12 に示すように、赤澤・村松(1988)は松川地熱地域における変質鉱物の一種であるパイロフィライトの分布を明らかにし、それが坑井掘削時の逸泥箇所と密接に関係すると解釈している。このパイロフィライト帯は貫入岩近傍だけでなく、母岩中にも認められている。また、パイロフィライト帯はダイアスポア、ディッカイト、カオリナイト、ズニ石、明礬石を伴うことが報告されており (Sumi, 1968)、それらは、パイロフィライトを含め、高温の酸性流体によって生成される酸性変質鉱物である(例えばパイロフィライトとダイアスポアの共存は 280°C 以上である; Hemley et al., 1980)。この鉱物の組み合わせは、酸化硫黄系(high sulfidation)金属鉱床の母岩に認められることが知られており、その生成にはマグマ起源の二酸化硫黄(SO₂)を含む酸性ガスが寄与すると考えられている(Hedenquist, 1987)。

以上述べた Inyo Domes の研究結果と松川地熱地域の変質鉱物の特徴を併せると、松川地熱地域では、マグマの貫入による周囲の最大主応力分布の擾乱と水圧破碎が発生することで貫入母岩中に水平フラクチャが生じ、そこにマグマが供給する酸性ガスが流入すること

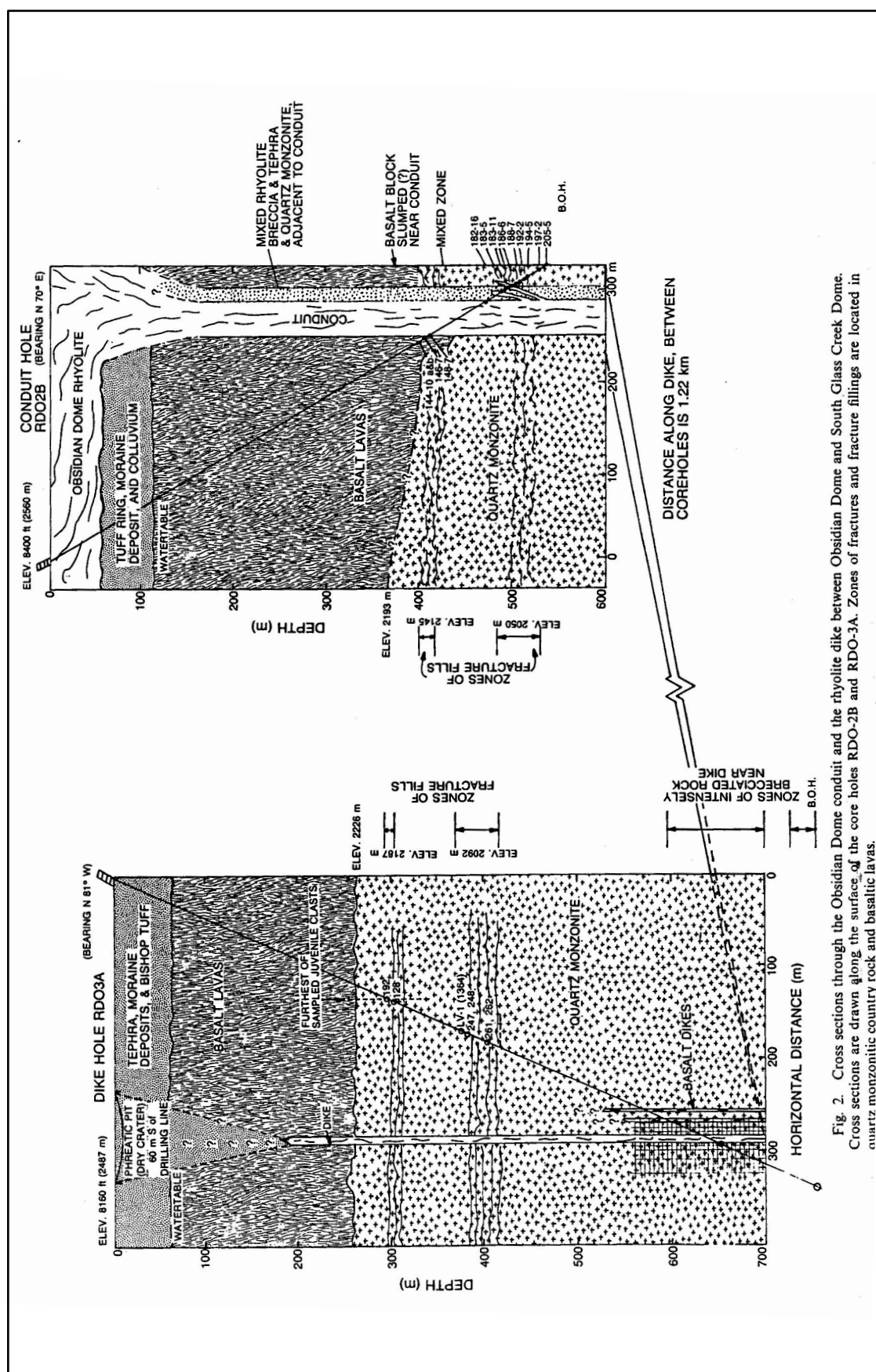


Fig. 2. Cross sections through the Obsidian Dome conduit and the rhyolite dike between Obsidian Dome and South Glass Creek Dome. Cross sections are drawn along the surface of the core holes RDO-2B and RDO-3A. Zones of fractures and fracture fillings are located in quartz monzonitic country rock and basaltic lavas.

図5.10 Inyo Domesにおける火道および流紋岩脈周辺の水平フラクチャの分布(Heiken et al., 1988)

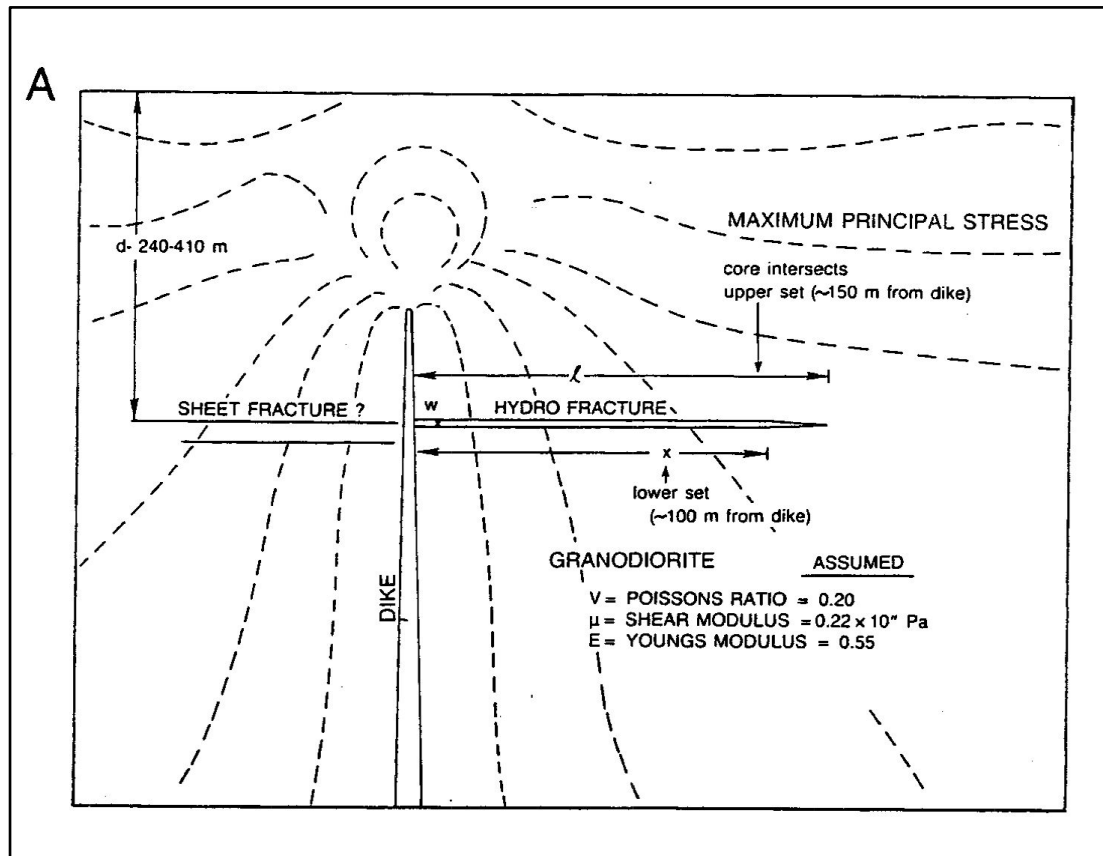


図5.11 岩脈貫入時の最大主応力分布と水平フラクチャ生成の関係 (Heiken et al., 1988)

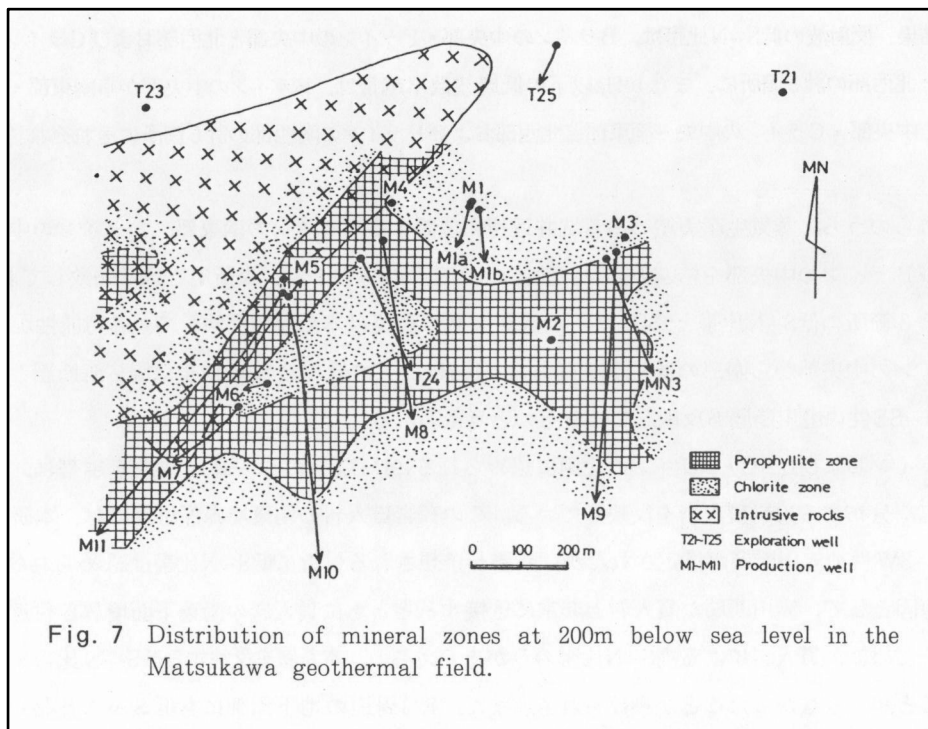


図5.12 松川地域のパイロフィライト分布(赤澤・村松 1988)

でパイロフィライト帯が形成されたと解釈できる。

上述(3.2.5 節)したように、松川地熱地域の貯留層圧力は、地域の南西から北東に向かって低くなる(花野ほか, 1989)。この圧力分布が形成されるには、圧力を伝える流体の水平方向の連続した分布が必要である。滝の上温泉層内においては、上で示した水平方向の透水性フラクチャ内の地熱流体の分布が、その役割を果たしていると考えられる。

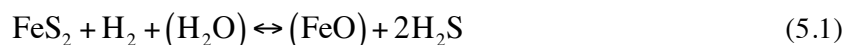
5.3.4 澄川断層または安山岩岩脈周辺

図 5.8 において、注水井 MR-1 から生産井 M-1 および M-15 へのトレーサー流動は、透水性フラクチャが地域東部の澄川断層または安山岩岩脈周辺に分布することを示す。

5.4 透水性フラクチャ分布と蒸気化学組成の関係

上述(3.2.6 節)したように、生産蒸気の非凝縮性ガス濃度は、貯留層内の地熱蒸気の側方流動を反映すると解釈される。しかし、その流動方向を推定するために用いた D'Amore and Truesdell (1979)のモデルは人為的な注水の影響が及ぶ場合には適用できない。例えば、注水による冷却によって蒸気の一部が凝縮すると、残りの蒸気の非凝縮性ガス濃度は高くなり、この時点で貯留層の本来の情報は失われる。実際に、図 5.6 に示した非凝縮性ガス濃度分布の傾向は、注水開始後に大きく乱れ、蒸気の側方流動を反映する分布は得られなくなった。また、D'Amore and Truesdell (1979)のモデルを用いる限り、一次元の直線流れ系としての蒸気流動しか推定できず、より現実に近い複雑な貯留層構造の検討には材料が不足する。そこで、非凝縮性ガスのうち、CO₂、H₂S および H₂ の濃度もしくは濃度比を用いて生産蒸気の地球化学的特徴を明らかにし、その特徴とトレーサー試験結果に基づく透水性フラクチャ分布とを比較することで、地熱蒸気の分布状態を考察する。

地熱ガスの化学組成と温度の関係を研究した例に Giggenbach (1980)がある。Giggenbach (1980)は、図 5.13 に示すように、ニュージーランドの地熱地域(Wairakei, Kawerau, Broadlands)の地熱流体の H₂/H₂S 比が貯留層温度(石英温度および Na-K 温度)と正の相関を持つことを見いだした。この相関の要因として、Giggenbach (1980)は、黄鉄鉱(FeS₂)、鉄を含むアルミノ珪酸塩鉱物、H₂ および H₂S の間の以下の反応を想定している。



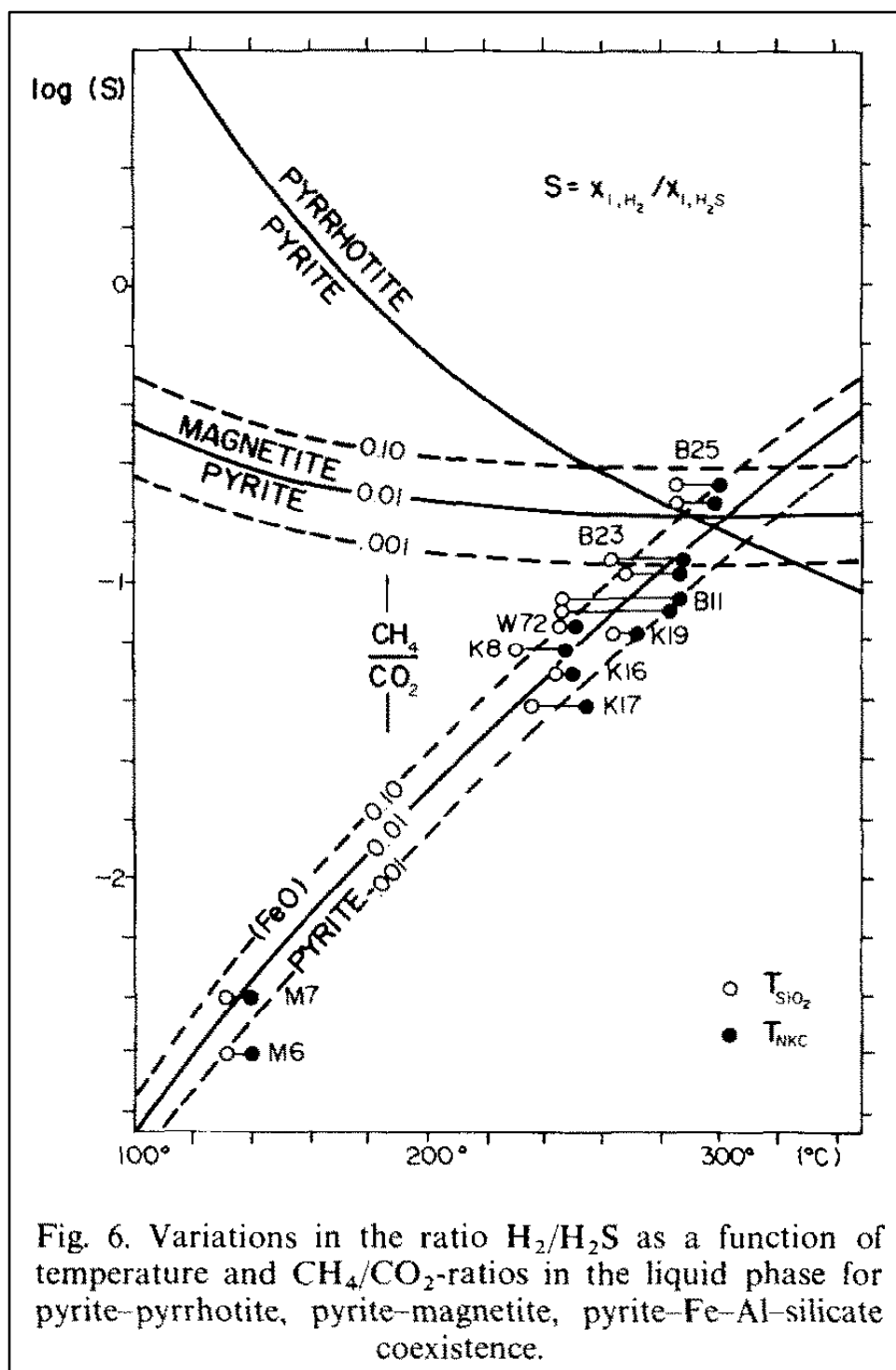


図5.13 H_2/H_2S 比の温度依存性 (Giggenbach, 1980)

式(5.1)における(FeO)はアルミノ珪酸塩に含まれる二価の鉄を, (H₂O)は鉄を含まないアルミノ珪酸塩をそれぞれ代表する。ここで鉄を含むアルミノ珪酸塩の鉱物種は特定されていないが, その候補として緑泥石と緑簾石が挙げられている。

また, Giggenbach (1980)は H₂/H₂S 比と貯留層温度の関係を考察するのに, 式(5.1)の反応のほかに, 黄鉄鉱(FeS₂)と磁硫鉄鉱(FeS)を含む反応と, 黄鉄鉱と磁鉄鉱(Fe₃O₄)を含む反応を比較している。それらの反応を表す式は以下のとおりである。

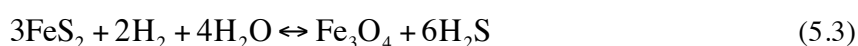
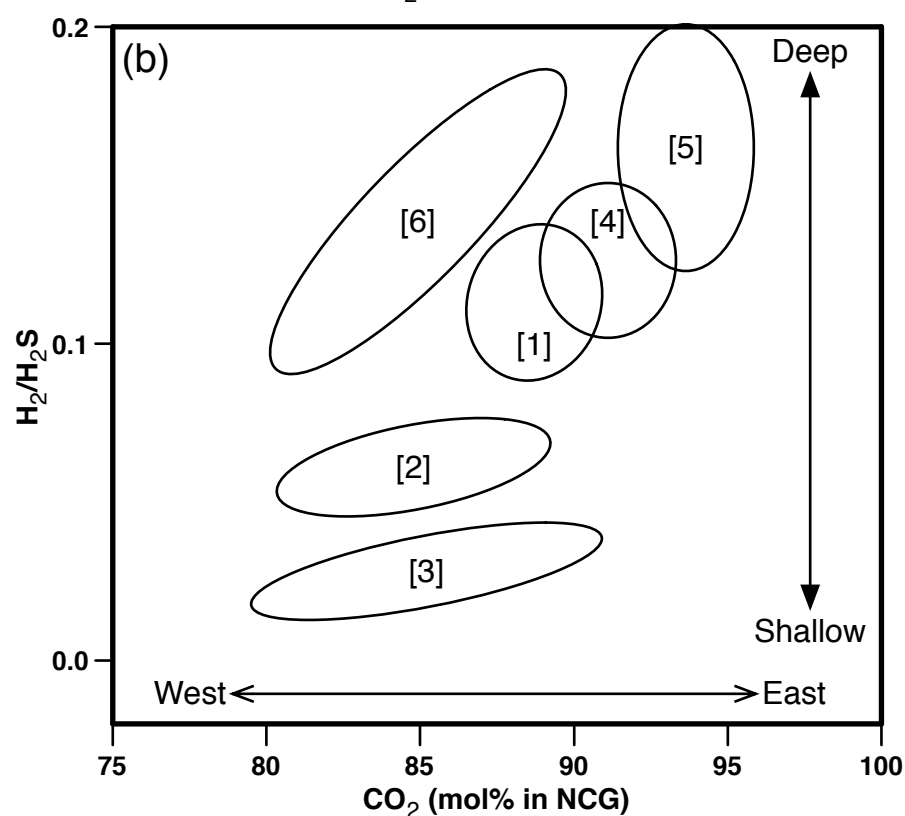
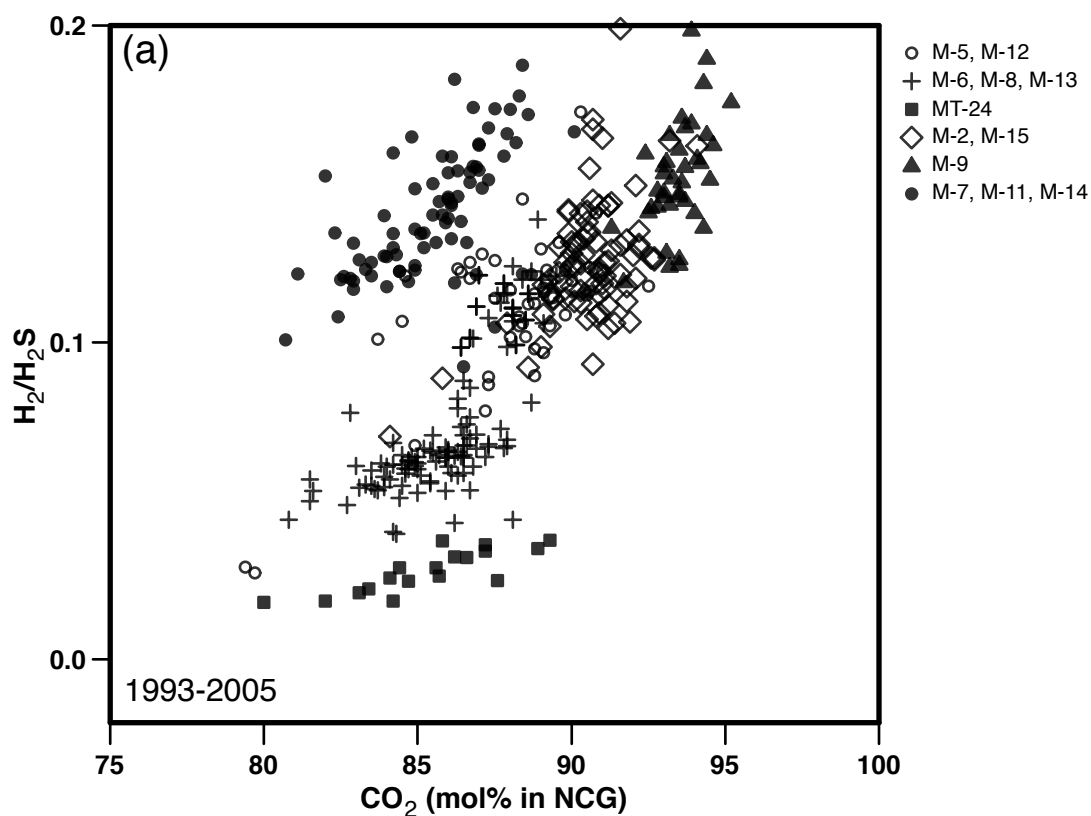


図 5.13 には, 熱力学データに基づく上の二つの反応による H₂/H₂S 比と貯留層温度の相関曲線が示されている。これらの曲線と実際のデータの比較から, ニュージーランドの地熱地帯(Wairakei, Kawerau, Broadlands)の H₂/H₂S 比と貯留層温度の関係は, 反応(5.2)および(5.3)では説明できないことが分かる。

Giggenbach (1980)を基にして, 松川地熱地域に対しても, 温度への依存性が期待できる H₂/H₂S 比を利用し, さらに, CO₂濃度を併せて用いる。これは, Yoshida and Ishizaki (1988)が示すように, 松川地熱地域では地域の東西で CO₂濃度に差があり, これにより二つの蒸気供給源の存在が推定されるからである。これら二つのパラメータを同時に検討するために, H₂/H₂S 比と CO₂濃度の関係を図 5.14 に示す。

図 5.14(a)は 1993 年から 2005 年にかけての生産蒸気の化学組成をプロットしたものである。図の中で, 各プロットはいくつかのグループを形成し, このことは, 複数の生産井から得られる地熱蒸気が共通する化学組成を持つことを示す。一部, 例外として, 単独の生産井が一つの固有の組成を示す場合もある。この化学組成に基づくグループの識別を容易にするため, 図 5.14(a)の類似する化学組成の分布範囲を枠で囲って図 5.14(b)に示す。ここで, 各生産井の流入点の空間分布を考慮すると, ある一つのグループに属する複数の生産井は, 流入点の位置が距離的に互いに近いことが分かる(図 5.2 および図 5.3)。図 5.14(b)では, 生産井の流入点の大まかな位置を, 水平(東西)方向と深度方向を表す矢印で示した。図より, 地域東側に分布する蒸気は CO₂濃度が相対的に高いことと, 地域の東西を問わず流入点の位置が深いほど H₂/H₂S 比が大きいことが見て取れる。松川地熱地域では温度検層の実施例が少なく, 図に示した 1993 年から 2005 年の間に, 全生産井を対象とした貯留層温



Grouping of production wells by steam chemical composition

[1] Central-deep group: M-5, M-12, M-6

[2] Central-mid-depth group: M-6, M-8, M-13

[3] Central-shallow group: MT-24

[4] East-deep group: M-2, M-15

[5] Southeast-deep group: M-9

[6] Southwest-deep group: M-7, M-11, M-14

図5.14 松川地域生産蒸気の H_2/H_2S と CO_2 濃度の関係

度の実測値はないが、地熱貯留層の一般的な特徴として、深度が大きいほど貯留層温度が高いと仮定できるならば、 H_2/H_2S 比は貯留層温度と正の相関を持つといえる。この特徴は、Giggenbach (1980)が示したニュージーランドの地熱地域の例と同じである。以上述べたことから、地熱蒸気の化学組成の特徴は地熱蒸気の空間分布を反映すると考えられる。

この地熱蒸気の地球化学的特徴を基にして、生産井を以下のグループに分類する。

- 1) 中央部深部グループ (Central-deep group) : M-5, M-12, M-6
- 2) 中央部中深度グループ (Central-mid-depth group) : M-6, M-8, M-13
- 3) 中央部浅部グループ (Central-shallow group) : MT-24
- 4) 東部深部グループ (East-deep group) : M-2, M-15
- 5) 南東部深部グループ (Southeast-deep group) : M-9
- 6) 南西部深部グループ (Southwest-deep group) : M-7, M-11, M-14

なお、M-6 は時期によって中央部深部グループもしくは中央部中深度グループのいずれかの化学組成を示すため、M-6 はこれら二つのグループに含めた。また、生産井 M-1 は図 5.14 の作図に用いたデータ取得期間において、生産流量が極端に少なく、蒸気化学組成は大きくばらついた。したがって、この時の M-1 の蒸気化学組成は貯留層の状態を正しく反映しないと考え、ここでの考察から除外する。

各グループの分布範囲をトレーサーの流動経路とともに図 5.15 の平面図と図 5.16 の断面図に示す。なお、図 5.16 では坑跡と主要な流入点を一つの断面に投影した都合上、東部深部と南東部深部のグループは重なって表示される。これらの図から分かるように、南西部深部グループ(M-14, M-11, M-7)および中央部中深度グループ(M-6, M-13, M-8)の分布は、M-14 試験(2001)および M-6 試験(2000)によって確かめられたトレーサー流動経路の分布とそれぞれ一致する。したがって、地熱蒸気の流動範囲は透水性フラクチャ分布によって規制され、また、地熱蒸気の化学組成は、供給される地熱蒸気の種類と流動範囲の貯留層温度で決定されると解釈できる。

5.5 松川地熱地域における透水性フラクチャ分布と地熱流体の貯留層構造

松川地熱地域では 4 本の注水井を用いたトレーサー試験によって、開発地域内の広い範囲に渡って透水性フラクチャの分布を確認することができた。その結果、図 5.17 に示すように、透水性フラクチャは以下の 4 つの範囲に分布することが明らかとなった。

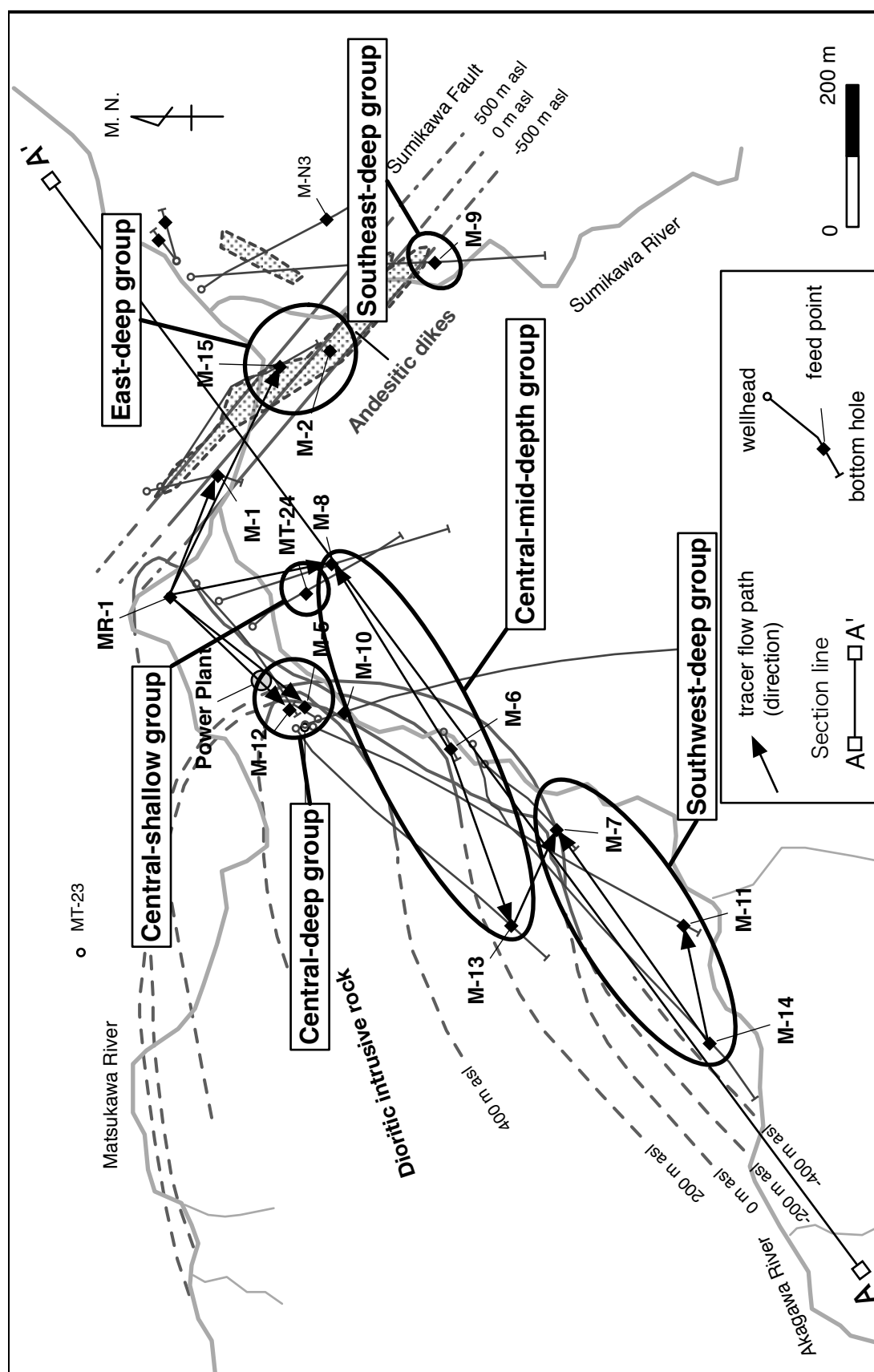


図5.15 松川地域生産井の蒸気化学組成に基づくグループ区分(平面分布)

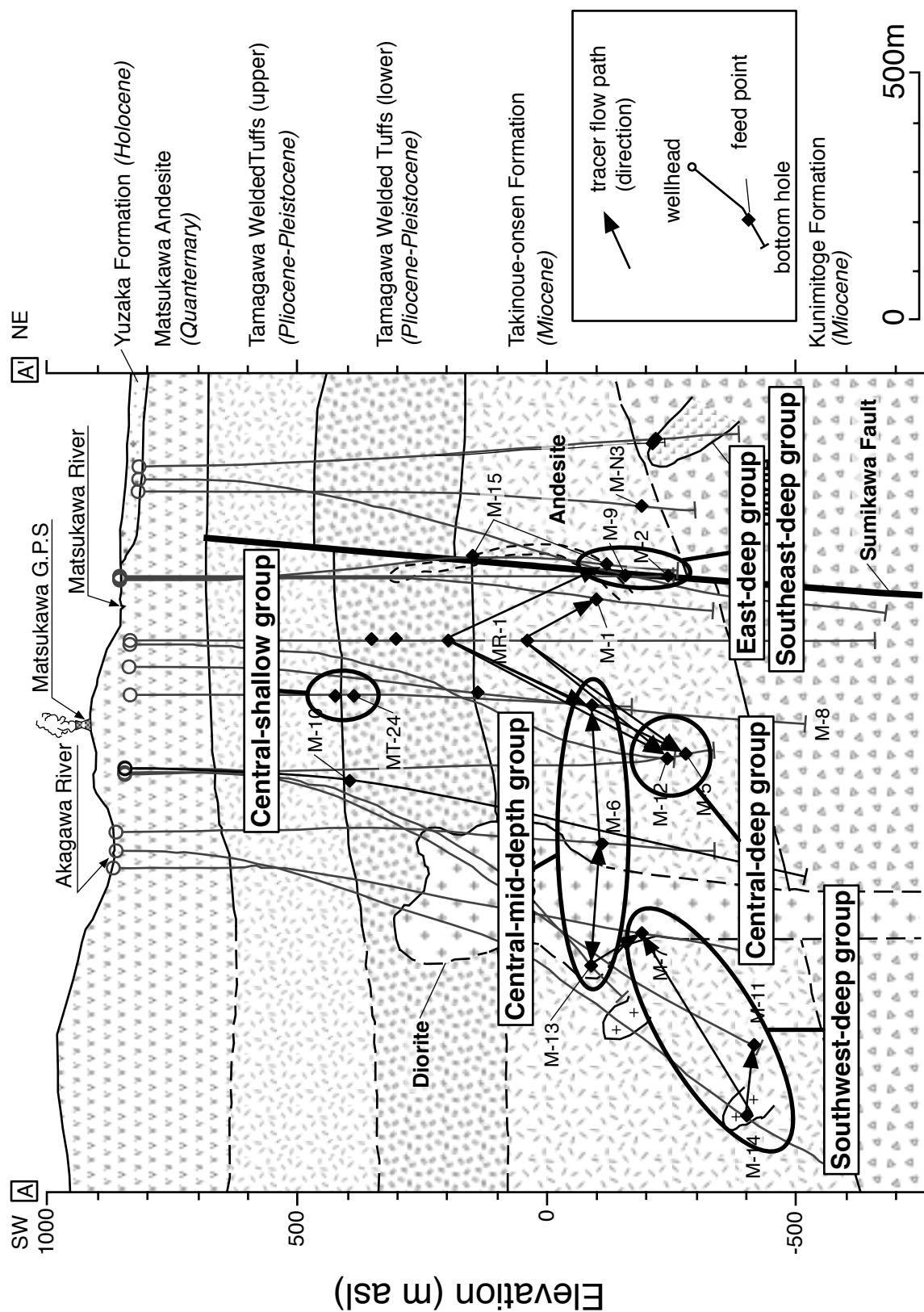


図5.16 松川地域生産井の蒸気化学組成に基づくグループ区分(断面分布)

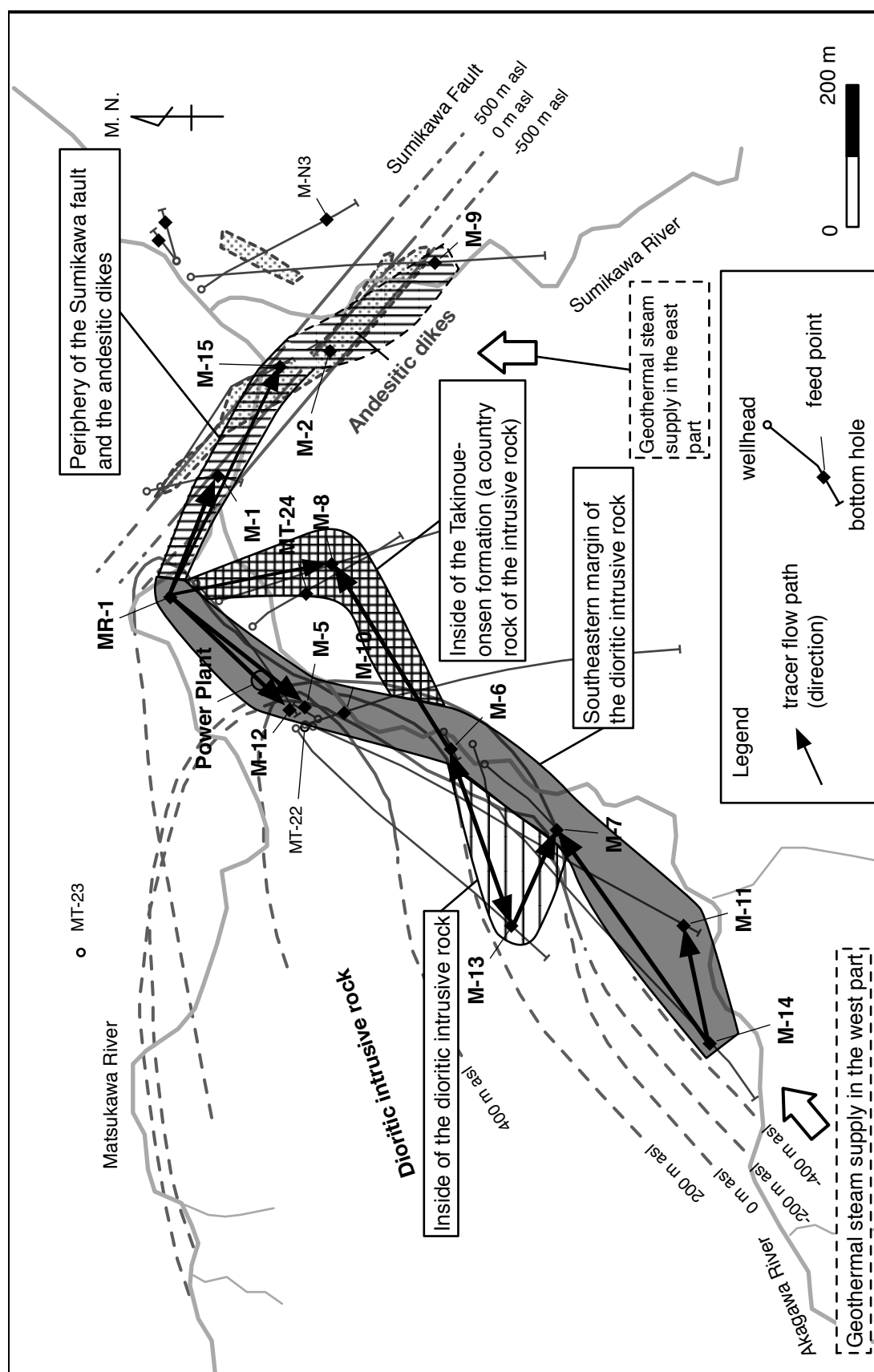


図5.17 松川地熱地域の透水性フラクチャ分布

- 1) 閃緑斑岩貫入岩の南東縁辺部
- 2) 閃緑斑岩貫入岩の岩体内部
- 3) 滝の上温泉層(貫入母岩)内部
- 4) 澄川断層または安山岩岩脈周辺

これらの透水性フラクチャ分布範囲は、注水流体および地熱流体が流動または貯留する領域と認識できる。この透水性フラクチャ分布と、地質、物理および地球化学情報をあわせ、松川地熱地域の貯留層構造の特徴を以下にまとめる。

閃緑斑岩貫入岩の南東縁辺部の透水性フラクチャ分布は、開発範囲の北端から南端まで達する大規模なものであり、本地域内で最も蒸気生産能力が高い蒸気貯留域となっている。また、非凝縮性ガス濃度分布から、この分布域の南西方向に地熱流体の主要な供給源が想定される。閃緑斑岩貫入岩の南東縁辺部の透水性フラクチャの形成は、マグマ・フラクチャリングおよびマグマ冷却時の収縮性節理の形成によると考えられる。生産井 M-7, M-11, M-14 を含む範囲では、連続した透水性フラクチャが分布するとともに、固有の化学組成を持つ地熱蒸気が分布する。つまり、この範囲では、透水性フラクチャ分布、地質構造および蒸気の地球化学的特徴が密接に関係している。

透水性フラクチャは閃緑斑岩貫入岩の内部にも分布する。その分布は孤立しておらず、岩体境界部と繋がりを持つ。貫入岩内部は岩相の変化に富むことから、岩相境界に透水性フラクチャが発達すると考えられる。

滝の上温泉層は閃緑斑岩貫入岩の母岩であり、ここにも透水性フラクチャが分布する。その中で、生産井 M-6 と M-8 を繋ぐフラクチャは水平方向に発達し、これはマグマが貫入した際の水压破砕によって形成されたと解釈できる。また、生産井 M-13, M-6 および M-8 の間の水理的な繋がり、貫入岩内部から貫入岩境界を経て母岩内部に至る透水性フラクチャの存在を示す。M-6 から M-8 および M-13 へのトレーサーの流動速度と回帰率は他の試験結果に比べて大きく(表 2.3)、この範囲の透水性は特に大きいといえる。さらに、この範囲には固有の化学組成を持つ地熱蒸気が分布し、このことも透水性の大きなフラクチャの存在を示している。

ここまでで示したように、地域西側の透水性フラクチャの形成は、閃緑斑岩マグマの貫入が主要因といえる。そのような透水性フラクチャ分布域(貫入岩南東縁部と内部および滝の上温泉層内の生産井 M-8)からの蒸気生産流量は貯留層全体の約 76%に及び、大規模なマグマ貫入により良好な貯留層が形成されたといえる。

地域東側の生産井 M-1, M-2, M-15, M-9 に対してはトレーサー試験を実施しておらず、この範囲の透水性フラクチャ分布を検討するための情報は十分に得られていない。しかし、注水井 MR-1 から生産井 M-1 および M-15 へのトレーサーの回帰が認められ、また、生産井 M-2 は M-15 と同じ種類の蒸気化学組成を持つことから、透水性フラクチャの連続した分布は、少なくとも、MR-1 から M-1, M-15 を経て M-2 の流入点に至ると考えられる。この透水性フラクチャは澄川断層または安山岩岩脈周辺に分布すると解釈できる。また、非凝縮性ガス濃度分布から、地域東側には西側とは別の蒸気供給源が想定でき、そこからの蒸気が流動する貯留層の形成には、安山岩の貫入活動または澄川断層の断層活動、もしくはその両方が関与したと推定できる。

5.6 結言

本章では、トレーサー試験結果と貯留層の地質的、物理的および地球化学的特徴を総合的に考察し、注水流体および地熱流体が流動する松川地熱地域の貯留層構造の特徴を明らかにした。結果をまとめると以下のとおりである。

1) 松川地熱地域の透水性フラクチャは主に、(i) 閃緑斑岩貫入岩の南東縁辺部、(ii) 閃緑斑岩貫入岩の岩体内部、(iii) 滝の上温泉層(貫入母岩)内部および (iv) 澄川断層または安山岩岩脈周辺の 4 つの範囲に分布する。

2) 閃緑斑岩貫入岩の南東縁辺部の透水性フラクチャ分布は、開発範囲の北端から南端まで達する大規模なものであり、この範囲は本地域内で最も蒸気生産能力が高い。この透水性フラクチャの形成は、貫入するマグマによるマグマ・フラクチャリングおよびマグマ冷却時の収縮性節理の形成によると考えられる。さらに、透水性フラクチャは閃緑斑岩貫入岩の内部にも分布し、その分布は孤立したものではなく、岩体境界部と繋がりを持つ。

3) 滝の上温泉層は閃緑斑岩貫入岩の母岩であり、ここでは透水性フラクチャが水平方向に分布する。これはマグマが貫入した際の水圧破砕によって形成されたと解釈できる。

4) 地域の西側では、閃緑斑岩マグマの大規模な貫入により貫入岩の内外および境界部に良好な貯留層が形成されたと考えられる。

5) 地域東側において、透水性フラクチャは澄川断層または安山岩岩脈周辺に分布すると解釈でき、その形成には安山岩の貫入活動または澄川断層の断層活動、もしくはその両方が関与したと推定できる。

6) 地熱蒸気の化学組成は、供給される地熱蒸気の種類と、透水性フラクチャ分布によって規制される地熱蒸気の流動範囲の貯留層温度で決定されると解釈できる。

引用文献

- 赤澤司史・村松容一 (1988) 松川地熱地帯における地下フラクチャ分布. 日本地熱学会誌, **10**, 359-371.
- D'Amore, F. and Truesdell, A. H. (1979) Models for steam chemistry at Larderello and the Geysers. Proceedings of 5th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering, Stanford University, Stanford, CA, USA, December 12-14, 1979, SGP-TR-40, 283-297.
- Eichelberger, J. C., Lysne, P. C., Miller, C. D., and Younker, L. W. (1985) Reserch drilling at Inyo Domes, California: 1984 results. Eos, Transactions American Geophysical Union, **66**, 186-187.
- Giggenbach, W. F. (1980) Geothermal gas equilibria. *Geochimica et Cosmochimica Acta*, **44**, 2021-2032.
- 花野峰行・小田中浩一・大山孝 (1989) 松川発電所の運転と貯留層管理. 地熱, **26**, 67-91.
- Hanano, M. and Matsuo, G. (1990) Initial state of the Matsukawa geothermal reservoir: reconstruction of a reservoir pressure profile and its implications. *Geothermics*, **19**, 541-560.
- Hanano, M. and Sakagawa, Y. (1990) Lateral steam flow revealed by a pressure build-up test at the Matsukawa vapor-dominated geothermal field, Japan. *Geothermics*, **19**, 29-42.
- 早川正己 (1967) 松川地熱地帯における物理探査. 地熱, **10**, 35-51.
- Hedenquist, J. W. (1987) Volcanic-related hydrothermal systems in the Circum-Pacific Basin and their potential for mineralisation. *Mining Geology*, **37**, 347-364.
- Heiken, G., Wohletz, K., and Eichelberger, J. (1988) Fracture fillings and intrusive pyroclasts, Inyo Domes, California. *Journal of Geophysical Research*, **93**, 4335-4350.
- Hemley, J. J., Montoya, J. W., Marinenko, J. W., and Luce, R. W. (1980) Equilibria in the system $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2\text{-H}_2\text{O}$ and some general implications for alteration/mineralization processes. *Economic Geology*, **75**, 210-228.
- 井出俊夫 (1985) 松川および葛根田地域の地熱系モデル. 日本地熱学会誌, **7**, 201-213.
- 石崎裕之・金藤太由樹 (1992) 松川蒸気卓越型貯留層における蒸気化学性状の経時変化. 日本地熱学会平成4年度学術講演会講演要旨集, B9.
- 金原啓司 (1983) 八幡平東部における地熱変質帯と地熱系. 岩石鉱物鉱床学会誌, **78**, 479-490.
- 小出仁 (1984) ハイドロフラクチュアリングとマグマフラクチュアリング 2. マグマフラクチュアリング. 地質ニュース, **354**, 35-37.

- 越谷信・土井宣夫・花野峰行・竹本諭史・本間健一郎・舘野正之・矢内桂三 (1996) 岩手県
葛根田・松川地熱地帯. 日本地質学会大 103 年学術大会 見学旅行案内書, 13-57.
- 森康夫・陶山淳治 (1980) 地熱エネルギー読本. オーム社, 232p.
- Nakamura, H. and Sumi, K. (1967) Geological study of the Matsukawa geothermal area, northeast
Japan. *Bulletin of the Geological Survey of Japan*, **18**, 132-146.
- 中村久由 (1967) 松川地熱地域の地下構造. *地熱*, **10**, 13-34.
- Nakamura, H., Sumi, K., Katagiri, K., and Iwata, T. (1970) The geological environment of
Matsukawa geothermal area, Japan. *Geothermics*, **2, Part 1**, 221-231.
- Ozeki, H., Fukuda, D., and Okumura, T. (2000) Recent studies and geothermal model of the
Matsukawa area, Japan. *Proceedings of Asia Geothermal Symposium, Bangkok, Thailand*,
94-103.
- 大関仁志・福田大輔・奥村貴史 (2001) 松川地熱貯留層モデルの歴史的変遷. *地熱*, **38**, 27-56.
- 佐藤浩・安藤重幸・井出俊夫・鷹觜守彦・斉藤清次・千葉義明・土井宣夫・岩田忠雄 (1981)
八幡平地域, 玉川溶結凝灰岩類の層序. *地質学雑誌*, **87**, 267-275.
- Sumi, K. (1968) Hydrothermal rock alteration of the Matsukawa geothermal area, northeast Japan.
Reports, Geological Survey of Japan, **225**, 1-42.
- 角清愛 (1968) 松川地域における岩石変質の構造規制と生成順序, 特にワイラケイとの比較.
地熱, **17**, 80-92.
- Yoshida, Y. and Ishizaki, Y. (1988) Geochemical model of the Matsukawa geothermal field.
Proceedings of the International Symposium on Geothermal Energy, Kumamoto and Beppu,
Japan, 128-131.

第6章 結論

本研究は、蒸気卓越型地熱貯留層における注水による貯留層涵養の効果を、二相トレーサー試験によって評価する方法を新たに開発し、松川地熱地域においてその性能を検証した結果をまとめたものである。研究ではまず初めに低級アルコール類を用いた二相トレーサー試験方法を開発し、蒸気卓越型地熱地域である松川地熱地域に適用した。その際、多様な条件下での試験結果を得るため、4種類の低級アルコールを用い、4坑井に対して6回の試験を実施した。これらの試験結果から、低級アルコール類は二相トレーサーとして蒸気卓越型地熱貯留層に対する適性を有することを明らかにした。続いて、トレーサー試験結果を用い、貯留層涵養の評価要素である 1) 注水に対する生産井の応答、2) 注水流体の貯留層内での沸騰過程、3) 貯留層内の透水性フラクチャ分布と貯留層構造の特徴を検討し、評価に有益な考察結果を得た。以上から、本研究で開発した低級アルコール類を用いた二相トレーサー試験方法と試験結果の解析方法は、貯留層涵養の評価にとって有効と結論した。

各章で得られた結果を以下にまとめる。

第1章では、蒸気卓越型地熱貯留層における注水を用いた貯留層涵養について解説し、その最適化に必要な技術として二相トレーサー試験の必要性和問題点を述べ、それらに基づいて本研究の目的を明らかにした。

第2章では、低級アルコール類をトレーサーとする二相トレーサー試験方法を開発し、松川地熱地域に適用した。その試験結果から、本試験方法の性能を評価し、以下の結論を得た。

1) 低級アルコール類を二相トレーサーとすることで、多量のトレーサー溶液を短時間で注水井に投入することができる。

2) 低級アルコール類を二相トレーサーとすることで、モニタリング試料の採取方法が簡便ですみ、高頻度の試料採取が可能となる。この結果、精度の高い試験結果を得ることができる。

3) トレーサー分析において、液体試料をガスクロマトグラフに直接注入する方法を用いることで、4種類のトレーサー試薬(メタノール、エタノール、1-プロパノール、2-プロパノール)を使った高頻度のトレーサー回帰モニタリングが可能である。

4) 二相トレーサー回帰の長い検出時間(約 40-80 日)から、低級アルコール類は地熱環境下で十分な耐熱性を有する。

5) 低級アルコール類の二相トレーサーとしての適性から、松川地熱地域で得られた試験結果は試験目的に対して十分な精度と信頼性を持つと判断できる。

第3章では、トレーサー試験結果を用いて注水に対する生産井の応答の有無を判別し、その程度について定量的な解釈を与えた。また、トレーサー試験を生産前の新規掘削井に適用することで、周囲生産井との生産干渉を事前に予測し、その結果を検証した。結論をまとめると以下のとおりである。

1) トレーサーの回帰によって注水井と生産井の水理的なつながりを確定することで、生産井の物理的または地球化学的变化から注水への応答を判別した。その結果、蒸気および熱水の生産流量の増加、蒸気温度の低下および非凝縮性ガス濃度の低下が生産井の注水応答として現れることを確かめた。

2) 二相トレーサーと液相トレーサーを併用した試験結果から、貯留層内における注水流体の沸騰の程度と相状態を推定した。

3) 貯留層涵養時の坑口での生産流量の増加分と、トレーサー試験結果に基づく注水流体の回帰流量の比較から、注水流体の流動経路が閉鎖系かあるいは開放系かを推定できた。

4) トレーサーの速度・回帰率と生産井に現れる注水応答の程度に強い相関が見られた。

5) 生産を開始する前の新規生産井にトレーサー試験を適用することで、その生産開始後の生産干渉の可能性と範囲を予測した。また、新規生産井から周囲の既存生産井への注水流体の回帰がごく小規模であっても、同時に生産を行う際に大きな生産干渉が生じる場合があることを明らかにした。

第4章では、二成分二相トレーサーを用いて実施したトレーサー試験の結果を用いて注水流体の沸騰過程と注水起源蒸気の蒸気分率(y)の推定を、一段沸騰モデル(閉鎖系)と連続沸騰(開放系)モデルを用いて行った。解析方法として、二種類のトレーサーの濃度比(C^*)を二種類のトレーサーの気相-液相分配係数(B_i)および蒸気分率(y)の関数として表した。結果をまとめると以下のとおりである。

1) トレーサー濃度比(C^*)が1.0を超えることから、3本の生産井 M-12, M-6, M-11 に流動する注水流体の沸騰過程は連続沸騰と判断できる。

2) 連続沸騰モデルを用いた解析により、0.02 から 0.4 の幅広い注水起源蒸気の蒸気分率(y)を導いた。

3) 注水井 M-14 から生産井 M-11 に流動する二種類のトレーサーの濃度比(C^*)は実質 1.0 を示す期間があり、この時、M-11 に流動する注水流体は一段沸騰過程によりその全量が沸

騰すると解釈できる。

4) y の分布と貯留層温度分布の比較から、貯留層温度が高い領域ほど y が大きく、注水による熱回収の効率が高い。

5) 二成分二相トレーサーを用いたトレーサー試験によって、注水流体の流動経路毎に沸騰過程の種類と蒸気分率を推定できることから、本解析方法は蒸気卓越型地熱貯留層における貯留層涵養の評価方法として有効である。

第5章では、トレーサー試験結果と貯留層の地質的、物理的および地球化学的特徴を総合的に考察し、注水流体および地熱流体が流動する松川地熱地域の貯留層構造の特徴を明らかにした。結果をまとめると以下のとおりである。

1) 松川地熱地域の透水性フラクチャは主に、(i) 閃緑斑岩貫入岩の南東縁辺部、(ii) 閃緑斑岩貫入岩の岩体内部、(iii) 滝の上温泉層(貫入母岩)内部および (iv) 澄川断層または安山岩岩脈周辺の4つの範囲に分布する。

2) 閃緑斑岩貫入岩の南東縁辺部の透水性フラクチャ分布は、開発範囲の北端から南端まで達する大規模なものであり、この範囲は本地域内で最も蒸気生産能力が高い。ここの透水性フラクチャの形成は、貫入するマグマによるマグマ・フラクチャリングおよびマグマ冷却時の収縮性節理の形成によると考えられる。さらに、透水性フラクチャは閃緑斑岩貫入岩の内部にも分布し、その分布は孤立したものではなく、岩体境界部と繋がりを持つ。

3) 滝の上温泉層は閃緑斑岩貫入岩の母岩であり、ここでは透水性フラクチャが水平方向に分布する。これはマグマが貫入した際の水圧破碎によって形成されたと解釈できる。

4) 地域の西側では、閃緑斑岩マグマの大規模な貫入により貫入岩の内外および境界部に良好な貯留層が形成されたと考えられる。

5) 地域東側において、透水性フラクチャは澄川断層または安山岩岩脈周辺に分布すると解釈でき、その形成には安山岩の貫入活動または澄川断層の断層活動、もしくはその両方が関与したと推定できる。

6) 地熱蒸気の化学組成は、供給される地熱蒸気の種類と、透水性フラクチャ分布によって規制される地熱蒸気の流動範囲の貯留層温度で決定されると解釈できる。

謝辞

本研究を進めるにあたり，終始懇切丁寧なご指導とご鞭撻を賜りました九州大学大学院工学研究院地球資源システム工学部門糸井龍一教授に厚く感謝の意を表します。

また，本論文をまとめるにあたりご指導とご助言を賜りました九州大学大学院工学研究院化学工学部門岩井芳夫准教授ならびに同地球資源システム工学部門藤光康宏准教授に深く感謝の意を表します。

本研究に用いたデータの多くは，日本重化学工業(株)ならびに東北水力地熱(株)の依頼による地熱エンジニアリング(株)の調査業務で得られたものである。ここに記して関係各位の特別なご配慮に感謝の意を表します。特に，データの使用を承諾頂いた東北水力地熱(株)のご厚意とご協力に深く感謝の意を表します。

本研究の基礎の大部分はトレーサー試験研究の大家である The University of Utah, Earth & Geoscience Institute (当時)の Michael Adams 氏の長年の先行研究に依っている。氏には本研究を進めるにあたってもご討論を賜り，特に第4章について丁寧なご指導を頂いた。ここに記して感謝の意を表します。また，同研究所の Peter Rose 博士からも，本研究に関するご助言のほか，心強い励ましを頂くとともに，論文投稿の際には英文の校閲を引き受けて頂いた。ここに深く感謝の意を表します。

ニュージーランド Sinclair Night Merz の Brian Lovelock 氏との旧来の情報交換は，本研究において多いに役立った。また，氏には，論文投稿の際に英文を校閲して頂いた。ここに記して感謝の意を表します。

地熱エンジニアリング(株)社長小関正弘氏ならびに探査部長梶原竜哉博士には，在職中の研究に対してご理解を頂くとともに特別のご配慮を賜りましたこと深く感謝いたします。

本研究に用いた種々のデータは，長きにわたる松川地熱発電所運転のもと，多くの先輩諸兄の不断の努力によって蓄積された貴重なものである。ここに記して関係諸氏に深く敬意を表します。また，本研究に関し，日々協力を頂いた地熱エンジニアリング(株)さく井部長菱靖之氏，探査部物理グループマネジャー浅沼幹弘氏，探査部地化学グループ荒井彰子氏を初めとする関係諸氏に深く感謝の意を表します。