

### 第3章 硬石膏スケール生成メカニズムの解析とスケール成長に伴う噴出挙動の予測

#### 3.1 緒言

本地域の主力の生産井の一つである SC-1 坑（運転開始当初の総噴出流量は 125kg/s 以上）に蒸気流量の低下が起り，その原因について調査・解析がなされた。その結果，原因の一つが硬石膏スケールの生成による坑径の減少であることが判明した。本章では，硬石膏スケール生成メカニズムの解析と，スケール成長に伴う噴出挙動の予測について述べる。なお，本章で取り扱う記号の説明を以下に示す。

$A_o$	流体が通過する断面積 [m <sup>2</sup> ]
$A_l$	スケールが沈殿する表面積 [m <sup>2</sup> ]
$C$	流体のモル濃度 [mol/kg]
$C_{eq}$	対象温度に相当する飽和モル濃度 [mol/kg]
$d$	スケール層厚 [m]
$G$	硬石膏の分子量 [kg/mol]
$H_{total}$	噴出エンタルピー [kJ/kg]
$H_{inlet}$	坑井内へ流入する液相のエンタルピー [kJ/kg]
$IVF$	坑井内へ流入する際の過剰蒸気の割合（式(3.1)により定義）
$K$	平衡定数
$k$	沈殿速度定数 [mol/(s・m <sup>2</sup> )]
$k'$	単位面積あたりの沈殿速度 [mol/(s・m <sup>2</sup> )]
$M$	噴出流量 [kg/s]
$m$	モル濃度 [mol/kg]
$R$	ケーシング半径 [m]
$r$	坑井内半径 [m]
$T$	スケール生成期間 [s]
$t$	単位時間 [s]
$u$	流体流速 [m/s]
$V$	スケール容積 [m <sup>3</sup> ]
$W_{fluid}$	スケール生成期間に噴出した Ca <sup>2+</sup> 及び SO <sub>4</sub> <sup>2-</sup> のモル数 [mol]

$W_{scale}$	沈殿した硬石膏のモル数 [mol]
$X_i$	モル分率
$x$	単位区間 [m]
	活動度係数
	沈殿率 (式(3.7)で定義)
$T_{inlet}$	流入温度での蒸発熱 [kJ/kg]
$x$	坑井内半径の 2 乗 (式(3.20)で定義) [m <sup>2</sup> ]
$\rho_f$	流体の密度 [kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_s$	スケールの密度 [kg/m <sup>3</sup> ]
	スケールの孔隙率

### 3.2 生産井 SC-1 坑の生産履歴

SC-1 坑は、掘削深度 2,486mの垂直井である。運転開始前に測定された坑井内温度分布(静止状態)並びにケーシングプログラムを図 3.1 に示す。同坑井は、坑底付近(深度 2,300m以深)に地層温度の逆転現象(温度インバージョン)が認められる。このように明瞭な温度インバージョンを伴う坑井は、澄川地域では稀である。坑井内温度は、深度 1,800m付近で最高温度の 305 を示し、その下位の深度 2,300m付近で 250 の極小値を示す。

SC-1 坑の運転開始以降の坑口圧力及び生産流量を図 3.2 に示す。1994 年 11 月の噴気開始から約半年間にわたって、蒸気流量は安定していたが、坑口圧力は急激に上昇し、熱水流量は急激に低下した。その後、坑口圧力と蒸気流量は直線的に低下した。一方、熱水流量は一時安定した後直線的に低下した。そして、掃坑工事(1998 年 9 月)の直前にはそれぞれのピーク時の約 70%まで低下したが、掃坑工事により生産流量は大幅に回復した。その後、生産流量は低下するものの、低下率は時間経過に伴い低くなり、1999 年後半からほぼ横這に推移して現在(2000 年 9 月)に至っている。

噴出状況の変化に伴う坑口圧力と生産流量の関係を図 3.3 に示す。掃坑工事の前後のそれぞれの時期において坑口圧力と生産流量の間には明瞭な直線関係が認められ、時間経過とともにいずれも低下する。この坑口圧力 - 生産流量特性は、後述する坑井内流動シミュレーションの際に入出力条件の一つとして利用される。

石英温度計 (Fournier and Potter, 1982) による計算温度(以下シリカ温度)及び

エンタルピー温度(噴出エンタルピーと同等のエンタルピーをもつ飽和熱水の温度)の経年変化を図 3.4 に示す。噴気開始から 1998 年の前半まではエンタルピー温度がシリカ温度を上廻っており、エクセスエンタルピーの条件にあることを示唆している。噴気を開始して約半年以降、エンタルピー温度及びシリカ温度はともに経年的に低下し、1998 年後半より両者はほぼ同じ値となる。Truesdell and Lippmann (1998)は、気液二相貯留層から流体が坑井内へフィードする際の過剰蒸気の割合(Inlet Vapor Fraction, 以下 IVF と略す)を次式により求めている。

$$IVF = \frac{H_{total} - H_{inlet}}{I_{inlet}} \quad (3.1)$$

ここで、 $H_{total}$ 、 $H_{inlet}$ 及び  $I_{inlet}$  は、それぞれ地上の流量計測から導かれる噴出エンタルピー、流入する液相のエンタルピー(通常地化学温度から求める)、及び流入温度での蒸発熱を示す。

この IVF も図 3.4 に併せて示す。IVF はエンタルピー温度がピークとなる噴気開始の約 1 年後に約 0.10 と最も高くなり、その後経年的に低下して 1998 年後半以降はほぼ 0 となる。IVF が 0 を越えることは、坑井内へ二相フィードが起きていることを示している。同坑井は前述のとおり深部に温度インバージョンの特徴をもつため、実際には深部低温ゾーンからは熱水単相がフィードし、浅部高温ゾーンからは二相がフィードしているものと推定される。

### 3.3 スケールの分析結果

スケールの試料は、掃坑工事の際にビット直上に取付けたジャンクサブにて回収された。同試料に対し、顕微鏡観察(図 3.5[1], [2])、粉末 X 線回折分析(図 3.6)、化学分析(表 3.1)、密度・孔隙率測定、及び流体包有物均質化温度測定が行われた。

スケールは、肉眼的に淡褐色～桃色を呈し、ケーシングパイプ面に平行な層状構造をもつタイプ(タイプ A)と層状構造は認められないタイプ(タイプ B)に大別される。しかしながら、ジャンクサブによって試料が回収されているため両タイプの付着深度の特定は出来ない。実体顕微鏡及び偏光顕微鏡での観察では、結晶は針状或いは長柱状を呈しどの結晶もケーシング面に垂直な方向へ成長する組織をもつ。X 線回折からは、タイプ A 及び B とともに検出されたピークはすべて硬石膏と同定された。硬石膏の沈殿が起きている表面は、顕微鏡スケールでは非常に滑らかであり凹凸は認められない。薄

片観察によると硬石膏以外の鉱物（ガラス，非晶質物等を含む）は認められない。

化学分析の結果も，少量の Sr，Si，CO<sub>2</sub>等を伴うものの，主成分は Ca 及び SO<sub>4</sub>からなることを示しており，X線回折の結果と調和的である。

密度・孔隙率測定の結果は，密度及び孔隙率がそれぞれ平均値 2,899kgm<sup>-3</sup>（最小値 2,897kg/m<sup>3</sup>，最大値 2,901kgm<sup>-3</sup>）及び平均値 2.76%（最小値 2.56%，最大値 3.01%）である。理論的な硬石膏の密度は 2,970kgm<sup>-3</sup>であり，今回の測定値はこれに近い。以上の分析の結果，SC-1 坑井内に生成したスケールは，純度の高い硬石膏と判断される。

SC-1 坑の大気圧状態で採取された熱水の化学組成を表 3.2 に示す。天然に産する硬石膏（例えば黒鉱鉱床及び海底熱水性鉱床）には Ca を置換して Sr が少量伴われる（Shikazono et al., 1983; Shikazono and Holland, 1983）。Shikazono and Holland (1983)は，硬石膏と溶液間の Sr 分配係数を 150～250 の間で実験的に求めている。同分配係数は，次式により定義される。

$$K_d = \frac{X_{SrSO_4} / X_{CaSO_4}}{m_{Sr^{2+}} / m_{Ca^{2+}}} \quad (3.2)$$

ここで， $X_i$  は硬石膏中の各端成分のモル分率， $m_i$  は溶液中の重量モル濃度を示す。式 (3.2)に基づき SC-1 坑の熱水及び硬石膏スケールに対し Sr 分配係数を求めた結果を図 3.7 に示す。Shikazono and Holland (1983)による実験データは，化学平衡条件下で行われた結果であり Sr 分配係数は 0.4 以下と低い。これに対し，SC-1 坑スケールの Sr 分配係数は，1.0 前後の高い値を示し，東太平洋海膨のチムニーの値（Shikazono and Holland, 1983）に類似している。生産井坑井内ではチムニー内と同様に大きな流速で熱水が上昇する環境下で硬石膏が生成されており，この化学平衡条件下の実験値とのずれは，SC-1 坑硬石膏が熱水 - 鉱物間で Sr と Ca の分配平衡が成立しない非平衡条件下で沈殿したことを示唆する。

硬石膏中の流体包有物均質化温度の測定結果として，得られた温度範囲及びその平均値を図 3.4 に示す。同試料中には 20μm 以下の大きさで楕円形ないし不規則な形状を呈する流体包有物が観察される（図 3.8）。包有物は液体包有物のみで気相包有物が観察されないことから，硬石膏の生成に関与した流体は液単相からなり二相状態になかったことが示唆される。

流体包有物の均質化温度の測定は，Nikon 金属顕微鏡に USGS 型加熱冷却ステージを装着して行った。測定誤差は ±1.0 である。均質化温度の測定を行った 7 個の包有

物のうち 290 を示す包有物を除き，残る 6 個は 279～284 の狭い範囲に集中し，これらの値はシリカ温度ではなくエンタルピー温度（1996 年の後半から 1997 年末まで）と一致する。この均質化温度は，地熱流体が坑井内を上昇する過程で低温流体と高温流体が混合してからフラッシュポイントに達するまでの流体温度を意味する。従って，SC-1 坑のように流体の一部が二相フィードする場合には，混合流体の温度としては，シリカ温度よりもエンタルピー温度の方が実態をよく表していると考えられる。

### 3.4 坑井内調査結果

#### (1) 検層結果

2000 年 10 月 3 日に実施された噴出中の PTS 検層結果を図 3.9 に示す。噴出流量が高くトラブル回避のため PTS 検層時には噴出流量を抑制し，坑口圧力 13bar(1 回目) - 14bar(2 回目)，総噴出流量 41kg/s(1 回目) - 79kg/s(2 回目)の状態を実施した。このように同検層は 2 条件で行われたが，フラッシュポイントやフィードポイント深度は 2 条件ともほぼ一致しており，同図には流量が多い 2 回目のみを示す。なお，同坑井の蒸気生産中の噴出状態は，坑口圧力 12bar 及び総噴出流量 125kg/s である。スピナー回転数，温度及び圧力の分布より，フィードポイントの深度とその流入比率，フラッシュポイントの深度，生産指数等が解析された。

フィードポイントは，深度 1,900-2,400m の間に 4 箇所認められた。このうち深度 2,045m 及び 2,325m が主要なもので，深度 2,122m 及び 2,252m からの流入は少ない。高温流体と低温流体の流入状況は，温度プロファイルにおける深度 2,045m 付近の温度ギャップに明瞭に認められ，高温流体と低温流体の比率は約 1：4 であることが判明した。高温流体 - 低温流体混合からフラッシュ開始前までの流体温度はほぼ一定で 259 を示し，これは噴出エンタルピー及びシリカ温度と一致する。深度 1,700-1,900m 間のスピナー回転数にみられる凹凸は，ケーシングのスリットの有無や坑径の違いによる流速の変化と解釈される。フラッシュポイントは，深度 1,310m 付近にあることが温度・圧力の変化とフラッシュに伴うスピナー回転数の急上昇から判断される。1 回目と 2 回目の噴出流量と坑井内圧力から生産指数は，30.1(kg/s)/bar と解析された。

1998 年 9 月の掃坑工事から 2 年後の 2000 年 9 月 16 日に，スケールの成長の程度を把握する目的でキャリパー検層が実施された。図 3.10[A]に示すように，スケールはそれ程厚くないもののスケール生成と考えられる坑径の縮小が確認された。スケール生成

区間は、7"ケーシング内では深度 2,045m 付近から深度 1,740m (7"ケーシングのトップ) まで、また 9-5/8"ケーシング内では深度 1,740m から深度 1,530m 付近までである。それらの厚さは、7"ケーシング内で最大約 10mm、9-5/8"ケーシング内でも最大約 5mm (シュー尻付近) と薄い。7"ケーシングの上部 (深度 1,850m 以浅) ではスケールの厚さは、7"ケーシングのトップに向かって厚くなる。また、10m 間隔でスケールの成長がパルス状に増大する現象が捉えられ (図 3.10[B])、スケールは、7"ケーシングの接合部で厚くなっていることが判明した。

## (2) 坑井内状況の経年変化と硬石膏スケールの沈殿

前述の生産履歴、スケールの分析、並びに坑井内検層結果から、SC-1 坑の噴気中の坑井内状況、並びに硬石膏スケール沈殿について以下に整理する。掃坑工事以前 (1995-1998 年) とそれ以降 (1998-2000 年) における坑井内状況の比較を図 3.11 に示す。

掃坑工事以前 (1995-1998 年) の噴出エンタルピーが高い時期には、PTS 検層結果からフィードポイントは、高温ゾーン 2 箇所 (深度 1,970m、2,045m)、と低温ゾーン 3 箇所 (深度 2,110m、2,250m、2,325m) であった。このうち低温ゾーンの 2 箇所 (深度 2,110m、2,250m) からの流入は非常に少ない。この時期にはスケールの生成区間は上部の 9-5/8"ケーシング区間には認められず、相対的に厚いスケールの成長が起こった。

掃坑工事以降 (1998-2000 年) の噴出エンタルピーが低い時期には、PTS 検層の結果からフィードポイントは、高温ゾーン 1 箇所 (深度 2,045m)、と低温ゾーン 3 箇所 (深度 2,122m、2,252m、2,325m) であり、掃坑工事以前と比べフィード状況に変化が認められた。最も浅部の高温フィード (深度 1,970m) が消滅した原因としては、スケール生成により流入箇所に目詰まりが生じたことが考えられる。高温フィードの 1 箇所の流入が抑制されたため、低温ゾーンからの流入率は相対的に増加した。これが、噴出エンタルピー低下の原因の一つと解釈される。

また、SC-1 坑では還元熱水の還流が起こり、貯留層温度の低下に影響を与えていることが判明している (詳細は第 4 章に示す)。従って、還元熱水の還流によって、高温ゾーンにおいて経年的に二相フィードから单相フィードへ移行したことも噴出エンタルピー低下に寄与しているものと考えられる。

掃坑工事以降にはスケールの生成区間は 9-5/8"ケーシング中部まで及んでおり、生

成区間の拡大と、スケール層厚の減少が認められた。スケールの生成がより浅部へと拡大していった原因として、噴出エンタルピーの低下に伴うフラッシュポイントの上昇の効果が考えられる。

### (3) スケール沈殿量の解析

キャリパー検層で得られた坑径の縮小状況に基づき、硬石膏の沈殿量を試算する。坑井内に沈殿したスケールの容積( $V$ )は、ケーシング径とキャリパー坑径との差により、次式により求められる。

$$V = \sum (R^2 - r^2) p \Delta x \quad (3.3)$$

ここで、 $R$ 、 $r$ 及び  $x$ は、それぞれケーシング半径、キャリパー坑径の2分の1及び単位区間長を示す。

単位面積あたりの沈殿速度( $k$ )は、

$$k' = \frac{V(1-f)r_s}{TA_1G} \quad (3.4)$$

と表される。ここで、 $f$ 、 $r_s$ 、 $T$ 、 $A_1$ 及び  $G$ は、それぞれスケール孔隙率(0.0276)、スケール密度(2,899kg/m<sup>3</sup>)、スケール生成期間(1998年10月から2000年9月まで)、スケール沈殿の表面積(スケール生成区間に相当するケーシング内側の面積302.24m<sup>2</sup>)、及び硬石膏の分子量を示す。計算の結果  $k$ は、 $1.24 \times 10^{-6}$ mol/(s·m<sup>2</sup>)という値が得られた。

次にスケールリングの過程で全流体中のCa<sup>2+</sup>及びSO<sub>4</sub><sup>2-</sup>イオンが硬石膏沈殿に関与した割合について検討する。硬石膏の化学式はCaとSO<sub>4</sub>の2成分系として表される。流体のモル濃度  $C$ については、Granbakken et al.(1991)に基づき以下のように取り扱った。

$$C = \left( m_{Ca^{2+}} \cdot m_{SO_4^{2-}} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.5)$$

スケール生成期間に噴出したCa<sup>2+</sup>及びSO<sub>4</sub><sup>2-</sup>イオンの総量( $W_{fluid}$ )は、式(3.5)のモル濃度及び噴出流量から次式により求められる。

$$W_{fluid} = \sum \left( m_{Ca^{2+}} \cdot m_{SO_4^{2-}} \right)^{\frac{1}{2}} M \Delta t \quad (3.6)$$

ここで、 $m$ 、 $M$ 及び  $t$ は、それぞれ各化学種のモル濃度、噴出流量及び単位時間を示す。一方、沈殿したスケールの総モル数( $W_{scale}$ )は、式(3.3)及び(3.4)より次式によ

り求められる。

$$W_{scale} = \frac{V(1-f)r_s}{G} \quad (3.7)$$

全流体中に含まれる  $Ca^{2+}$  及び  $SO_4^{2-}$  イオンの総量に対し硬石膏沈殿に關与する  $Ca^{2+}$  及び  $SO_4^{2-}$  イオンの割合（沈殿率）は， $W_{fluid}$  及び  $W_{scale}$  を用いて，

$$d = \frac{W_{scale}}{W_{fluid} + W_{scale}} \quad (3.8)$$

と表される。これより  $d$  は，0.024 という値が得られた。これは，硬石膏スケールの沈殿において，全流体中に含まれる  $Ca^{2+}$  及び  $SO_4^{2-}$  イオンの 2.4% がスケール生成に關与したことを意味する。

### 3.5 化学平衡論に基づくスケール生成のメカニズム

#### (1) 澄川地熱流体の硬石膏飽和度指数

硬石膏の溶解 - 沈殿反応は，次式により定義される。



硬石膏の溶解度は，高温ほど低くなり，シリカ鉱物を始め多くの珪酸塩鉱物と異なる特徴がある。地熱流体からの鉱物の沈殿を議論する際に，化学平衡論からのアプローチは有意義な情報を提供する。ここでは，化学平衡計算プログラムとして SOLVEQ-CHILLER (Reed, 1982) を用い，SC-1 坑の総産出流体（熱水 + 蒸気（ガスを含む））を始め澄川地区での代表的な生産井（S-4 及び SB-1）の総産出流体に対し化学平衡計算を行ない，貯留層温度（石英温度で代用）での硬石膏の飽和度指数（ $\log Q/K$ ）を調べた。

各生産井流体の  $[Ca][SO_4]$  活動度積（ $Q$ ）並びに硬石膏溶解度積の  $\log$  値と温度の關係を図 3.12 に示す。澄川地熱流体の  $[Ca][SO_4]$  活動度積は，ほぼ硬石膏溶解度曲線上に打点され，貯留層内において同流体が概ね硬石膏に飽和していることがわかる。これは，Chiba(1991)によるわが国の地熱流体の  $[Ca][SO_4]$  活動度積に対する解析結果と調和的である。しかしながら厳密に見ると，SC-1 坑流体は同溶解度曲線より若干高い方へずれており過飽和状態の領域に打点され，硬石膏飽和度指数（ $\log Q/K$ ）は +0.05 ~ 0.30 の範囲にある。この平衡状態からのずれを検討するために，坑井内で起る物理過程（混合及び沸騰）を考慮して化学平衡計算を行なった。

## (2) 混合 - 沸騰モデルにおける硬石膏飽和度

前述のとおり SC-1 坑井内では、深部からの低温熱水(約 250 )と浅部からの高温熱水(約 300 )がそれぞれ坑井内へ流入し、それらが坑井内を上昇する過程で混合し、またその混合流体がフラッシュポイント以浅で沸騰するという二つの物理過程が生じている(図 3.13)。ここでは、これらの過程により流体中の硬石膏飽和度がどのように変化するかを以下の二つのモデルを用いて調べた。

### 混合モデル

混合モデルでは、約 250 の低温熱水と約 300 の高温熱水の各熱水の混合比率をパラメータとして化学平衡計算を実施し硬石膏飽和度指数を調べた。混合モデルによる化学平衡計算を行なうにあたり以下の仮定を設定した。

- a) 混合する各端成分熱水は、低温熱水及び高温熱水の 2 成分である。
- b) 低温熱水及び高温熱水の温度は、それぞれ 250 及び 300 である。
- c) 各端成分熱水は、それぞれ硬石膏に飽和している。

仮定 a)については、プロダクション検層の結果からフィードポイントとして低温ゾーンから 1 箇所と高温ゾーンから 2 箇所認められた。このうち高温ゾーンの 2 箇所は深度及び温度がお互い近いので、ここではこれらを一つと見なした。仮定 b)は、静止状態の実測値及びプロダクション検層の解析結果に基づく。仮定 c)は、前述のとおり澄川生産井の総流体に対する化学平衡計算結果から推定されるものである。

計算にあたって各熱水の化学組成が未知であるので、以下の 2 つのケースを設定した。

- ・ Case1: 貯留層温度がそれぞれ 250 及び 300 に近い澄川地区における他の坑井の流体組成を使用する。
- ・ Case2: 250 及び 300 のそれぞれの温度で硬石膏に飽和するように SC-1 坑流体組成の Ca 及び SO<sub>4</sub>濃度を修正する。

混合モデルにおける計算結果を図 3.14 に示す。同図には、横軸に各流体の混合比率(総流体に対する 300 流体の割合)を示し、上図(A)に混合流体の温度を、下図(B)に硬石膏飽和度指数を示す。端成分熱水はそれ自体はほぼ飽和状態( $\log Q/K=0$ )にあるが、二つの流体の混合により過飽和の領域へ移行するのが混合モデルでの化学平衡計算の結果から明らかになった。飽和度指数の最大値は、Case1 及び Case2 のそれぞれで

0.40 及び 0.20 であり，またその時の混合比も Case1 で 0.7，Case2 で 0.6 とほぼ同様の値をとる。前述のとおり SC-1 坑総流体から解析された硬石膏飽和度指数は，0.05～0.30 の範囲にあり，この混合モデルの計算結果と調和する。

温度に対する硬石膏溶解度曲線の特性を図 3.15 に示す。縦軸の溶解度積を線形で表すと温度(T)に対する硬石膏溶解度(K)曲線は，下に凸な曲線として描かれる（即ち  $d^2K/dT^2 > 0$ ）。250 及び 300 のそれぞれ硬石膏に飽和した（言い換えると溶解度曲線上にある）溶液が混合した場合，混合溶液の活動度積は溶解度曲線より大きくなり，硬石膏に関し過飽和状態となる。従って，SC-1 坑で観察された硬石膏の沈殿は，生産井坑井内における温度が異なる流体の混合が重要な要因となって発生したものと考えられる。

#### 沸騰モデル

プロダクション検層結果を用いて沸騰モデルを作成し化学平衡計算を行なった。噴気中の温度カーブ並びに化学平衡計算結果（硬石膏，方解石及び石英の飽和度）を図 3.16 に示す。プロダクション検層結果より噴気中の坑井内状況は，総噴気流量 86.1kg/s，フラッシュポイント 1,355m，フラッシュ開始温度 268 である。フラッシュ後は深度が浅くなるにつれ沸騰曲線に沿って温度は低下する。

沸騰モデルでは，268 で沸騰を開始し，10 間隔にて温度を低下させ，蒸気分離後の熱水に対する硬石膏の飽和度指数を計算した。なお，計算に用いた熱水（沸騰前）の化学組成は，SC-1 坑の熱水及び蒸気（非凝縮性ガス）の分析値から化学平衡計算プログラム SOLVEQ により総産出流体の値として求めた。気相についての取扱いは，液相から分離した気相は，系外へ出さずに常に液相と平衡関係を保った状態とした。また，固相については，過飽和となる鉱物についても沈殿せず固相としての分離を考慮しないものとして計算を行った。

硬石膏の飽和度指数は，フラッシュ前に+0.25 と若干過飽和である。計算結果によるとフラッシュ後は，深度の低下に伴い硬石膏の飽和度指数は低下が顕著に起こる。フラッシュ開始から 10 低下した 256 では飽和度指数はほぼ 0 となり，その後は飽和度指数はマイナス（即ち硬石膏に関し熱水は未飽和）となる。これは，蒸気分離により熱水中の溶存化学種の濃度が増加し飽和度指数が高くなる効果よりも，沸騰に伴う温度低下により溶解度が上昇する効果の方が大きいためであると考えられ，赤工（1988）の

報告，並びに流体包有物観察結果とも整合する。

以上の結果より，硬石膏スケールは，フラッシュポイントより深部に沈殿する可能性が高いと判断される。

### 3.6 速度論に基づくスケール成長と噴出挙動の予測

#### (1) モデル作成

##### 数学モデル

藤本(1987)及び鹿園・藤本(1996)は，地層中(多孔質媒体)での鉱物の沈殿現象について定常ピストン流モデルを用いて解析を行った。しかしながら，SC-1坑の噴出状況は時間とともに変化するため，定常モデルでは将来予測を行うには厳密さに欠けるとい問題がある。本研究では，非定常を考慮しモデル作成を試みた。

地熱流体(熱水単相)が上昇する過程でケーシングパイプの内壁にスケールが沈殿するモデルを図3.17に示す。同図に示されるように，沈殿したスケールは単位区間においては均等な厚さ(ケーシングパイプ面と平行)で成長し，沈殿に伴う流体の温度変化はないものと仮定した。スケール生成が起こる微小区間( $\Delta x$ )及び微小時間( $\Delta t$ )でのスケール沈殿量は，沈殿に伴って生じる流体の空間的・時間的濃度変化により表される。

流体の空間的濃度変化は，

$$C_{x+\Delta x} A_{0,x+\Delta x} u_{x+\Delta x} \Delta t r_f - C_x A_{0,x} u_x \Delta t r_f = (C_{x+\Delta x} A_{0,x+\Delta x} u_{x+\Delta x} - C_x A_{0,x} u_x) \Delta t r_f \quad (3.10)$$

により表される。ここで， $C$ ， $A_0$ ， $u$ 及び $r_f$ は，それぞれ流体中の濃度，流体が通過する断面積，流速及び流体の密度を示す。

同様に流体の時間的濃度変化は，

$$C_{t+\Delta t} A_{0,t+\Delta t} \Delta x r_{f,t+\Delta t} - C_t A_{0,t} \Delta x r_{f,t} = (C_{t+\Delta t} A_{0,t+\Delta t} r_{f,t+\Delta t} - C_t A_{0,t} r_{f,t}) \Delta x \quad (3.11)$$

により表される。式(3.10)及び(3.11)は，単位区間で起こるスケール沈殿に，その区間内の全容積(即ち，坑径と区間長より求められる円柱の体積)の流体が関与することを意味する。田崎ほか(2000)は，還元配管内におけるシリカスケール析出の数値シミュレーションを実施し，配管付近に温度境界層を設定し，シリカの沈殿はこの境界層のみを考慮して解析された。本研究では，スケール生成は深部高温環境下で起こっており流れの垂直方向への温度勾配がないという推定に基づき，式(3.10)及び(3.11)を導いた。

沈殿速度は，沈殿速度定数，沈殿が起こる表面積，及び流体中の相対過飽和度に比例する(Rimstidt and Barnes,1980)ので，単位時間あたりのスケール沈殿量は，

$$kA_l \left( \frac{C_{eq} - C_t}{C_{eq}} \right) \quad (3.12)$$

と表される。ここで、 $k$ 、 $A_l$ 、及び  $C_{eq}$  は、それぞれ沈殿速度定数(単位は  $\text{mol}/(\text{s} \cdot \text{m}^2)$ )、表面積、及び平衡濃度を示す。

式(3.10)~(3.12)より、微小空間及び微小時間における流体の濃度に関する収支式は、

$$(C_{x+\Delta x} A_{0,x+\Delta x} u_{x+\Delta x} - C_x A_{0,x} u_x) \Delta t \mathbf{r}_f + (C_{t+\Delta t} A_{0,t+\Delta t} \mathbf{r}_{f,t+\Delta t} - C_t A_{0,t} \mathbf{r}_{f,t}) \Delta x = kA_l \left( \frac{C_{eq} - C_t}{C_{eq}} \right) \Delta t \quad (3.13)$$

と表せる。流体が通過する断面積  $A_0$  とスケールが沈殿する表面積  $A_l$  は、坑井内半径 ( $r$ ) を用いて、

$$A_0 = \pi r^2 \quad (3.14)$$

$$A_l = 2\pi r \Delta x \quad (3.15)$$

と表せる。式(3.14)及び(3.15)を式(3.13)へ代入し、整理すると、

$$\frac{C_{t+\Delta t} r_{t+\Delta t} \mathbf{r}_{f,t+\Delta t} - C_t r_t \mathbf{r}_{f,t}}{\Delta t} + \frac{C_{x+\Delta x} r_{x+\Delta x} u_{x+\Delta x} - C_x r_x u_x}{\Delta x} \mathbf{r}_f = 2k \left( 1 - \frac{C_t}{C_{eq}} \right) \quad (3.16)$$

となる。式(3.16)を偏微分方程式の形に書きあらわすと、

$$\frac{\partial}{\partial t} (C r \mathbf{r}_f) + \mathbf{r}_f \frac{\partial}{\partial x} (C r u) = 2k \left( 1 - \frac{C}{C_{eq}} \right) \quad (3.17)$$

が得られる。即ち式(3.17)は、地熱流体が坑井内を上昇する過程でスケール沈殿が起こる際の流体のある成分の濃度の時間変化に関する基礎方程式である。なお、スケール沈殿による坑径変化に伴う流速の変化は、質量流量、坑径及び流体密度より次式により求められる。

$$u = \frac{M}{\pi r^2 \mathbf{r}_f} \quad (3.18)$$

一方、スケールの沈殿に伴う坑径の縮小に関しては、スケール密度、スケール孔隙率及び時間経過に伴う坑径変化より、

$$(1-f) \Delta x \mathbf{r}_s \rho (r_t^2 - r_{t+\Delta t}^2) = -k 2\pi r_t \Delta x \left( 1 - \frac{C_t}{C_{eq}} \right) \Delta t G \quad (3.19)$$

と表される。ここで、 $\rho$ 、 $\mathbf{r}_s$ 、及び  $G$  は、それぞれスケールの孔隙率、密度及び硬石膏の分子量を示す。式(3.19)の左辺は、坑径の縮小から求められる単位時間あたりの沈

殿量であり，右辺は式(3.12)及び(3.15)より求められる単位時間あたりの沈殿量である。

式(3.19)を整理すると，

$$\frac{r_{t+\Delta t}^2 - r_t^2}{\Delta t} = k \frac{2r_t}{r_s} \left(1 - \frac{C_t}{C_{eq}}\right) \frac{G}{1-f} \quad (3.20)$$

と表される。便宜上  $r_t$  について，

$$x_t = r_t^2 \quad (3.21)$$

と置き換え，式(3.20)を偏微分方程式へ変換すると，

$$\frac{\partial x}{\partial t} = k \frac{2\sqrt{x}}{r_s} \left(1 - \frac{C}{C_{eq}}\right) \frac{G}{1-f} \quad (3.22)$$

と表される。即ち，式(3.22)は，スケールの沈殿に伴う坑径の時間変化に関する基礎方程式である。式(3.17)及び(3.22)に基づき，任意の時間及び空間におけるスケールの厚さ( $d$ )は，

$$d_{t,x} = R - \sqrt{x_{t,x}} = R - r_{t,x} \quad (3.23)$$

と表される。ここで， $R$  は，スケール沈殿前の坑径の 2 分の 1，即ちケーシング半径に相当する。

硬石膏の化学式は  $\text{Ca}$  と  $\text{SO}_4$  の 2 成分系として表される。上述の式における流体のモル濃度  $C$  は前述の式(3.5)を適用し，また，飽和濃度  $C_{eq}$  については，Granbakken et al.(1991)に基づき以下のように取り扱った。

$$C_{eq} = \left( \frac{K}{g_{\text{Ca}^{2+}} g_{\text{SO}_4^{2-}}} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.24)$$

ここで， $m$ ，及び  $K$  は，それぞれ各化学種のモル濃度，活動度係数及び平衡定数を示す。坑井内を上昇する過程で，流体中の  $\text{Ca}^{2+}$  及び  $\text{SO}_4^{2-}$  濃度はスケールの沈殿に伴い変化する。厳密には， $\text{Ca}$  及び  $\text{SO}_4$  を含むイオンペアの濃度も質量作用の法則により変化し， $\text{Ca}^{2+}$  及び  $\text{SO}_4^{2-}$  濃度に影響を与える。しかしながら，同作用によるこれらの濃度への影響は小さいためこれを無視し，ここでは  $\text{Ca}^{2+}$  及び  $\text{SO}_4^{2-}$  濃度の変化は，硬石膏沈殿によるものだけを対象とした。

## 計算アルゴリズム

本研究における計算アルゴリズムを図 3.18 に示す。本研究では、時間空間変化におけるスケールの成長と、これに伴う噴出挙動を解析する。スケール成長については、前述の基礎方程式をもとに開発したシミュレータ (Scale simulator) を用い、噴出挙動の計算は既存の坑井内流動シミュレータ (コード名: WELBOR, Pritchett, 1985) を使用した。計算手順を以下に示す。

#### a) WELBOR による計算

定数として生産指数, フィードポイント圧力 (静止時), 及び地層温度を, 時間的空間的に変化する変数としてエンタルピー及び坑径を, 入力値とする。ここで坑径は Scale simulator からの計算結果となる。噴出流量を未知変数として, 出力される変数の一つである坑口圧力と実測された生産流量 - 坑口圧力の関係 (図 3.3) との整合性を図ることにより妥当な噴出流量を決定する。本計算により, 坑口圧力, 噴出流量 (蒸気, 熱水), 及びフラッシュポイントが得られる。

#### b) スケール成長計算

定数として, 流体及びスケール密度, スケール孔隙率, 沈殿速度定数を, 時間的に変化する変数としてスケール生成区間, 対象温度での平衡濃度, スケール沈殿前流体濃度, 及び流体流量を入力値として用いる。前述のとおりフラッシュポイント以浅ではスケールリングの可能性が低いことから, スケール生成区間は混合流体の形成深度 (深度 2,045m) からフラッシュポイントまでとした。本計算により各区間でのスケール層厚が得られる。

以上の 及び の作業を設定時間終了まで繰り返すことにより, スケール成長の程度並びにこれに伴う噴出流量低下が定量的に求められる。

## (2) 解析

### 入力パラメータの検討

本研究では, 1998 年 9 月から 2000 年 9 月までの期間のデータを用いて解析された計算値とキャリパー検層結果とを比較検討したヒストリーマッチング (SIM-1), 並びにヒストリーマッチングから得られた最適な沈殿速度定数を用いて解析された 4 年間のスケール成長 - 噴出流量予測 (SIM-2) の 2 段階に分けてシミュレーションを実施した。表 3.3 に両シミュレーションにおける入力値を, それぞれ WELBOR 及びスケール成長計算に対して示す。

a) 生産指数

生産指数は、前述のとおり PTS 検層（図 3.9）が実施されており、この時解析された値を SIM-1 及び SIM-2 で使用した。

b) フィードポイント圧力（静止時）

静止時のフィードポイント圧力は、実測データ（PTS 検層とその時の流量データ）とのマッチングからシミュレーションの過程により求めた。得られたフィードポイント圧力は、運転開始前に実測された自然状態圧力より約 8bar 低い。同坑井に対する生産開始以降の圧力ドロダウンの程度は実測されていないが、実測されている周辺坑井の圧力ドロダウンから判断し、このフィードポイント圧力は妥当な値と考えられる。SIM-1 及び SIM-2 ではともに同じ値とした。

c) 地層温度

自然状態における温度検層結果に基づく。SIM-1 及び SIM-2 ではともに同じ値とした。

d) エンタルピー

前述のシリカ温度、エンタルピー温度及びスケールの流体包有物均質化温度の関係より、エンタルピー温度が混合流体の温度を最もよく表すと解釈された。SIM-1 では、定期的に測定された流量データから算出されたエンタルピーに基づくものとし、測定値がない場合には内挿により線型補完した。SIM-2 では、SIM-1 での最後の値を使用し、解析期間中一定とした。

e) 坑井内形状

SIM-1 では、掃坑工事直後であってスケールは完全に除去されていることから、初期値はケーシング径とした。SIM-2 では、キャリパー検層データに基づき、坑径を決定した。なお、計算開始深度（フィードポイント深度）は、SIM-1 及び SIM-2 ともに低温流体と高温流体が混合した直後の深度とした。

f) スケール沈殿区間

SIM-1 及び SIM-2 とも、フィードポイント深度から WELBOR で得られるフラッシュポイントまでとした。

g) 噴出流量

解析対象期間の計算開始時における実測値を初期値とした。以降は WELBOR の計算の過程で坑口圧力 - 噴出流量の関係（図 3.3）より決定される。

h) 沈殿速度定数

沈殿速度定数は、本解析の中で最も推定困難な未知変数である。SIM-1 では、前述の単位面積あたりの沈殿速度  $k$  から初期値として  $\log k = -6.00$  を与え、以降は計算の過程（実測値と計算結果との整合性）で決定した。SIM-2 では、SIM-1 で得られた最適解及びその周辺の値を使用した。

i) 流体密度

SIM-1 の解析期間のエンタルピー温度に相当する飽和熱水の密度を与えた（SIM-1 及び SIM-2 ）。

j) スケールの密度及び孔隙率

前述の実測値に基づく。

k) 流体の飽和濃度

エンタルピー温度に相当する飽和濃度を与えた。式(18)に基づき、平衡定数は Reed(1982) による化学計算プログラム SOLVEQ-CHILLER の熱力学データ(1998 年版)を使用した。化学種  $\text{Ca}^{2+}$  及び  $\text{SO}_4^{2-}$  の活動度係数は、解析対象時期に得られた流体地化学データに基づき熱水と蒸気を併せた貯留層流体におけるエンタルピー温度での化学種を SOLVEQ により計算し、その出力結果を使用した。

l) 流入流体の濃度（スケール沈殿前の流体濃度）

地表で得られる熱水・蒸気の地化学データから算出される総流体での化学組成は、スケール沈殿後の状態を示している。前述のとおりキャリパー検層結果から沈殿率が推定されており（約 2.4%）、これに基づきスケール沈殿前の流入流体の濃度を推定した。沈殿率は、SIM-1 及び SIM-2 とも一定とした。

### ヒストリーマッチング

ヒストリーマッチングの結果を図 3.19 に示す。同図[A]には、沈殿速度定数の違いによる 2 年間（1998 年 9 月から 2000 年 9 月まで）スケール層厚の変化を実測データ（キャリパー検層結果）と併せて示す。

スケール層厚は、沈殿速度定数  $k$  の違いに関わらず、深度が浅くなるほど薄くなる。また、 $k$  値が高いほど沈殿開始時のスケール層厚は厚くなるが、その厚さは深度が浅くなるほど急激に薄くなる。沈殿速度定数は、一般に同一鉱物では生成温度により異なり、温度の上昇に伴い増加する傾向を示す（Rimstidt and Barnes, 1980; Granbakken et al., 1991）。SC-1 坑のスケール生成状況は、前述のとおりエンタルピーの低下（即ち温

度の低下)とともに生成区間が長くなり、かつその厚さは薄くなる傾向が観察された。本研究で作成したモデルにおいても沈殿速度定数の違いを温度変化と置き換えると、これらのパラメータの差異に伴うスケール沈殿の挙動は、SC-1 坑の観察結果と整合する。また、フラッシュポイントを上限と定めたため、深度 1,220m 付近より浅部では、スケール層厚は不連続的に変化し、深度 1,120m 付近でスケールは消滅する。

計算に用いた沈殿速度定数は、その対数として-6.00 ~ -4.00 の範囲である。最も低い  $\log k = -6.00$  では、スケールの厚さは最大 0.4mm であり、その成長は非常に遅い。キャリパー検層から得られたスケール沈殿量に基づく単位面積あたりの沈殿速度(式(3)の  $k'$ )は、 $\log k = -6.00$  に最も近い値であるものの、キャリパー検層結果と  $\log k = -6.00$  の計算結果とはスケール層厚の変化は一致していない。しかしながら、キャリパー検層から得られた硬石膏の沈殿量は、 $2.26 \times 10^4 \text{mol}$  であるのに対し、 $\log k = -6.00$  及び  $\log k = -5.00$  の計算結果から得られた同沈殿量は、それぞれ  $6.55 \times 10^3 \text{mol}$  及び  $5.52 \times 10^4 \text{mol}$  の範囲内にあり、実測値と計算値とは概ね整合する。

$\log k = -5.00$  では、最大 3.8mm まで成長が認められ、7"ケーシングパイプの接合部でのパルス的な肥大部を除くベースラインの実測値と最も近い。 $\log k = -4.00$  になるとスケール層厚は急激に上昇し、最大 36.1mm となる。 $\log k = -4.50$  の計算結果は、7"ケーシングパイプの接合部でのパルス的な肥大部、並びに 7"ケーシング区間の最上部の周辺より坑径が縮小される箇所とほぼ一致する。

深度 1,740m にてケーシング径は、7"から 13-3/8"へと変化し、これに伴い坑井内流速並びに沈殿が起る表面積は、不連続的にそれぞれ低下並びに増加が起る。しかしながら、スケール層厚の計算結果は、いずれも沈殿速度定数においても 7"から 13-3/8"へと連続的に変化し顕著なギャップは認められない。計算では、坑径の拡大に伴い沈殿が起る表面積が増大し、これを反映し沈殿量は増加したが、実際は、7"ケーシング内より 13-3/8"ケーシング内の方がスケール層厚は薄く沈殿量は明らかに少なくなっており、計算結果と一致していない。

フラッシュポイントは、PTS 検層では前述のとおり深度 1,310m 付近、WELBOR での計算では深度 1,220m (1998 年 10 月) 付近にあり、実測値と計算値とは概ね整合する。また、キャリパー検層によるスケールの消滅上限深度は約 1,530m にあり、スケール成長計算が深度 1,220m であることと異なる結果を示した。本研究で使用したモデルは、速度式として 1 次の反応次数を用いた。Nancollas and Gill(1979)及び Nancollas

et al.(1979)は、硫酸カルシウムに対する沈殿速度を実験的に研究し、2次の反応次数で最もよくフィットすることを報告した。一方、Malate and O'Sullivan(1992)は、シリカスケール沈殿の数値シミュレーションにおいて反応次数を1次及び2次のモデルで検討したが、結果としてそれぞれの解析に大きな違いは認められていない。1次のモデルよりも2次のモデルでは、相対過飽和度の違いがより大きく表されるため沈殿開始後に距離の増加に伴う沈殿量の低下はより顕著に起こる。従って、本研究のスケール消滅上限深度にみられた計算値と実測値の違いは、反応次数の違いでは説明がつかない。

糸井ほか(1987)は、還元井近傍におけるシリカの沈殿現象を実験的に研究した。その中で数値計算の過程において実測データと比較検討する際に、熱力学的データとして公表されている飽和濃度を使用すると実測データより沈殿量は著しく高くなるため、飽和濃度を実際より高く設定し(擬飽和濃度と呼ぶ)過飽和度を下げることによって実測データと整合させた。本研究においてもこのように過飽和度を調整することにより、より実測値に近い結果が得られる可能性がある。

図 3.19[B]にはスケール生成に伴って生じる噴出流量(蒸気、熱水及び総流量)の経年変化を示す。 $\log k = -6.00 \sim -4.75$  の範囲では、噴出流量に与える影響は小さく、 $\log k = -4.00$  では、計算開始から1年以降より実測値から離れ流量低下が顕著となる。これらの結果から、スケール層厚が最大20mm程度と薄い場合には、噴出流量に及ぼす影響は少ないと解釈される。

#### 将来予測

ヒストリーマッチングで得られた最適な沈殿速度定数を用いて、今後4年間のスケール成長とこれに伴う噴出流量の変化に関して予測計算を行った事例を図 3.20 に示す。噴出流量は、スケール成長が最も速く、坑径の縮小が顕著に起こっている箇所規制され、これは、7"ケーシングパイプの接続部や同ケーシング区間の最上部に相当する。従って、将来予測の計算では、ヒストリーマッチングから坑径の縮小部に最も近い結果を示した沈殿速度定数を抽出した。即ち、 $\log k = -4.50$  を最適値として、その周辺の値は $\log k = -4.25$  及び $-4.75$  である。図 3.20 において流量及び坑口圧力は初期値で規格化した値を、またスケール層厚はその解析区間の最大値を示す。なお、噴出流量が低下し、坑口圧力が5barを下廻った場合には計算を終了した(例えば、 $\log k = -4.25$  における34ヶ月以降)。2年間のヒストリーマッチングの結果によると、ここで選定した沈殿速

度定数では噴出流量低下の兆候は殆ど認められなかったが、今後 4 年間では噴出流量の低下が明瞭に認められる。

沈殿速度定数  $\log k = -4.50$  の最適値を用いた計算では、最大スケール層厚は時間経過とともに直線的に増加し、計算開始時には 8.0mm であるが、4 年後には 40.0mm 以上にまで成長する。この影響により噴出流量及び坑口圧力は、時間経過に伴い低下速度を速める。蒸気流量は 2 年後には約 85% への低下に留まるものの、4 年後には約 60% まで低下が進む。

沈殿速度定数は、速度論的な解析に不可欠なパラメータである。 $\log k$  で 0.5 ユニット異なるだけで 4 年間の計算結果に大きな差が生じた。例えば、3 年後の予測計算では、 $\log k = -4.25$  では蒸気は約 50% 低下しているのに対し、 $\log k = -4.75$  では約 10% の低下に過ぎない。沈殿速度定数の使用にあたっては、本研究のように実測データとの比較検討、あるいは室内実験の結果を充分吟味する必要がある。

### (3) 考察

PTS 検層並びにキャリパー検層では、スケール層厚はスピナー回転数（即ち流速）と密接な関係があり、沈殿量（或いは沈殿速度）は坑井内での流れの状態を反映し局所的に変化することが推定された。前述のヒストリーマッチングや将来予測の解析から沈殿速度定数が最も敏感なパラメータの一つであることが明らかになったが、ここでは、坑井内流速と過飽和度をパラメータとして感度解析を行い、本モデルの適用限界を検討した。

坑井内流速( $u$ )については、1998 年 10 月の実測値に基づき、この値の 0.1 倍から 10 倍まで変化させた時のスケール沈殿開始位置でのスケール層厚をそれぞれ求めた。また、過飽和度については、流入濃度と飽和濃度の差 ( $C - C_{eq}$ ) に関し、坑井内流速同様に 1998 年 10 月の実測値に基づき、この値の 0.1 倍から 10 倍まで変化させた時のスケール層厚を求めた。なお、沈殿速度定数は、ヒストリーマッチングの最適値である  $\log k = -4.50$  を使用した。

その計算結果を図 3.21 に示す。同図は両対数軸として表わされ、縦軸のスケール層厚は流速及び過飽和度のそれぞれの 1 倍に対するスケール層厚 ( $d_{act}$ ) で規格化した値 ( $d/d_{act}$ ) として示した。感度解析の結果から、スケール沈殿に関し流速は鈍感なパラメータであるのに対し、過飽和度は敏感なパラメータとなっていることが判明した。

本研究で開発されたスケール成長モデルでは、沈殿速度定数を主たるパラメータとして大局的なスケール成長のモデル化は可能であるものの、7"ケーシング区間でのスリットの有無による局所的な流動の変化や、ケーシング径の違いといった不連続的な変化には十分な再現は困難であることがわかった。このような変化に対応するには、単純な1次元モデルではなく、流れ方向と垂直な方向への濃度勾配を考慮した2次元モデル、或いは、今回は通過する全流体が沈殿反応に寄与するというモデルを作成したが、田崎ほか(2000)のような沈殿が生じる壁面のごく近傍のみに反応境界層を設定し、流速に応じて反応境界層の層厚を変化させるようなモデルの開発が必要となる。

### 3.7 結言

澄川地区では生産井の一つ(SC-1坑)から硬石膏スケールが確認され、蒸気流量低下を引き起こす要因としてその生成メカニズムの解析、及びスケール成長とこれに伴う噴出流量の予測を実施した。得られた知見を以下に示す。

同坑井は、坑底付近に温度インバージョンをもち、地熱流体は低温及び高温の両ゾーンから流入する。硬石膏スケールはこれらの流体が坑井内で混合する直後で生じている。

硬石膏スケール及び熱水の化学分析値から求めたSr分配係数は、海底熱水鉱床のチムニーと同様に非平衡条件下で生成されたことを示唆する。

SC-1坑へ流入する高温流体及び低温流体の混合モデルによる化学平衡計算の結果、硬石膏の沈殿は坑井内へ流入する際には高温及び低温の各熱水はそれぞれ硬石膏に関し丁度飽和しているにも関わらず、坑井内にてそれらが混合すれば、混合熱水は硬石膏に関し過飽和となり沈殿が生じるものと考えられる。

硬石膏に過飽和な混合流体は、坑井内を上昇する過程でフラッシュする。沸騰により流体の温度は低下するため、熱水は硬石膏に関し不飽和となる。従って、フラッシュポイントより浅部では、硬石膏の沈殿は起りにくい。これは、流体包有物の観察結果並びに坑井内調査(キャリパー検層及びPTS検層)結果とも整合する。

硬石膏に過飽和状態の地熱流体が、坑井内を上昇する過程である特定区間に硬石膏を沈殿する現象に対して、非定常ピストン流モデルを用いてモデル化を行った。さらに、既存の坑井内流動シミュレータと組み合わせ噴出流量の変化も併せて解析した。

2年間の蒸気生産中に生じるスケール沈殿に対し、沈殿速度定数を未知変数として

与え、キャリアー検層データを実測値としてヒストリーマッチングを行った。キャリアー検層から得られた硬石膏の沈殿量は、 $\log k = -6.00$  と  $\log k = -5.00$  におけるヒストリーマッチングから得られた沈殿量のそれぞれの間に収まり、両者は概ね一致する。また、沈殿速度定数 ( $\log k$ ) は、 $-4.50$  の時に、厚さにおいてはもっとも実測値に近いスケール層厚が得られ、スケール成長の大局的な挙動が再現された。

ヒストリーマッチングで得られた最適な沈殿速度定数とその周辺の値を用いて、今後4年間のスケール成長と噴出流量の将来予測を行った。時間経過とともにスケール層厚は直線的に増加するのに対し、噴出流量の低下速度は増加する。また、沈殿速度定数のわずかな違い ( $\log k$  で  $\pm 0.25$ ) が噴出流量の低下に大きく影響を及ぼすことが明らかになった。

本モデルでは、7"ケーシングのスリットの有無により発生する局所的な流動状況の変化や、ケーシング径の境界における不連続的な変化によって生じるスケール成長について、充分再現するような結果は得られなかった。感度解析の結果からも本モデルは、坑井内流速はスケール沈殿に鈍感であるということが判明した。

以上の解析結果は、効率的な生産井の運用並びに最適な掃坑工事の計画を立案する上で貴重な資料を提供する。また、SC-1 坑と同様な性質をもつ生産井に対してもその予測に適用が可能であり、蒸気生産の管理に資するものとなる。一方、細部において十分な再現がなされなかった問題点については、今後のモデルの改良が必要となる。