

高温岩体発電における 水圧破碎・循環試験の解析

澤田昌孝¹・堀井秀之²・吉田秀典³

¹正会員 修士(工学) 電力中央研究所我孫子研究所地盤耐震部(〒270-1194 千葉県我孫子市我孫子1646)

²正会員 Ph.D 東京大学教授 大学院工学系研究科社会基盤工学専攻(〒113-8656 東京都文京区本郷七丁目3-1)

³正会員 博士(工学) 香川大学助教授 工学部安全システム建設工学科(〒760-8526 香川県高松市幸町1-1)

高温岩体発電における発電システムの設計では、水圧破碎による貯留層の形成、貯留層内の水の流れを予測することが不可欠である。本研究では、水圧の作用により生ずるジョイントのせん断すべり・開口が水圧破碎における岩盤挙動の支配的メカニズムと仮定し、マイクロメカニクスに基づく岩盤の連続体モデル(MBCモデル)による水圧破碎解析法を用い、1992年に山形県肘折実験場で行われた大規模水圧破碎試験の解析を行う。また、水圧破碎の解析結果を利用した循環解析の方法を検討するにあたり、循環試験中のジョイント開口幅と水圧の関係を仮定し、1995年に同じく肘折実験場で行われた循環試験の解析を行う。さらに種々の循環条件で解析を行うことにより、発電システム設計のプロトタイプを提案する。

Key Words : *jointed rock masses, micromechanical modeling, geothermal energy, hot dry rock*

1. はじめに

高温岩体発電は、1970年代はじめに米国ロスアラモス国立研究所の研究者により考案された地熱開発の一つの方法である。この方法では、まず地下深部の高温の岩盤に坑井(注入井)を掘削して、この坑井を通して岩盤に高压の水を圧入し、岩盤内に亀裂を進展させる(水圧破碎)ことにより貯留層を形成する必要がある。さらに、別の坑井(生産井)を掘削して注入井から水を循環させることにより岩盤の熱を地表に取り出し、発電などに利用するものである¹⁾。

我が国の高温岩体に対する技術開発の取り組みは比較的早く、1984年から山形県肘折地区において、新エネルギー産業技術総合開発機構(NEDO)が実施主体となり、高温岩体エネルギー開発のための実験が実施されている²⁾。また、電力中央研究所が実施主体となり、1989年より秋田県雄勝町に実験場を設け、高温岩体発電の実験を行なっている³⁾。また、国外の代表的な実験場としてはフェントンヒル(米国)、ソルツ(仏)、ローズマノウズ(英国)、ウラハ(独)が挙げられる¹⁾。

発電システムの建設には、注入井掘削、水圧破碎、生産井掘削というステップが存在するが、設計の対象となる条件は熱抽出の可能性・経済性である。熱抽出の可能性・経済性を支配している項目としては水循環系の流れインピーダンス(注入井と生産井の圧力差を生産熱水の流量で除した値)・水回収率・抽熱特性が挙げられる。これらの項目を満足させるためには、透水性の

低い岩体に包まれた、透水性の高い、そして容量の大きな貯留層を形成し、その位置を地上で把握し、生産井を最適位置に設けることが要求される。情報の少ない大深度地下においてこの目標を達成するために、各種の計測・評価・予測技術が必要となる。

各国で行われている高温岩体プロジェクトの実験結果を検討すると、初期地圧、ジョイントの走向・傾斜、平均間隔といった種々の条件に水圧破碎結果が強く依存する傾向があり、そのため典型的な高温岩体発電のサイトというものを定義することができないことが明らかとなった¹⁾。サイトの特性に応じて最適な高温岩体発電システムの形態は異なるため、その最適な形態を決定するための設計法が必要となる。問題は簡単ではなく、例えば図-1に示すように、注水圧力を上げれば、インピーダンスは減少するが、水損失率が增大する。最適な注水圧力を決定しても商用発電所としての条件を満足できない可能性もある。

情報の少ない大深度地下においてこの目標を達成するために、各種の計測・評価・予測技術が必要となることを述べたが、特に地下深部のジョイント・初期地圧等に関する情報を注入井掘削前に探査する技術、注入井掘削後に地下情報を計測する技術、その情報に基づき水圧破碎の予測を行う技術、水圧破碎をモニタリングすることにより形成された貯留層を評価する技術等が重要である⁴⁾。水圧破碎の予測技術としては、計測された地下情報をパラメータとした解析による予測が考えられる。また、貯留層を評価したり、注水圧力、生産

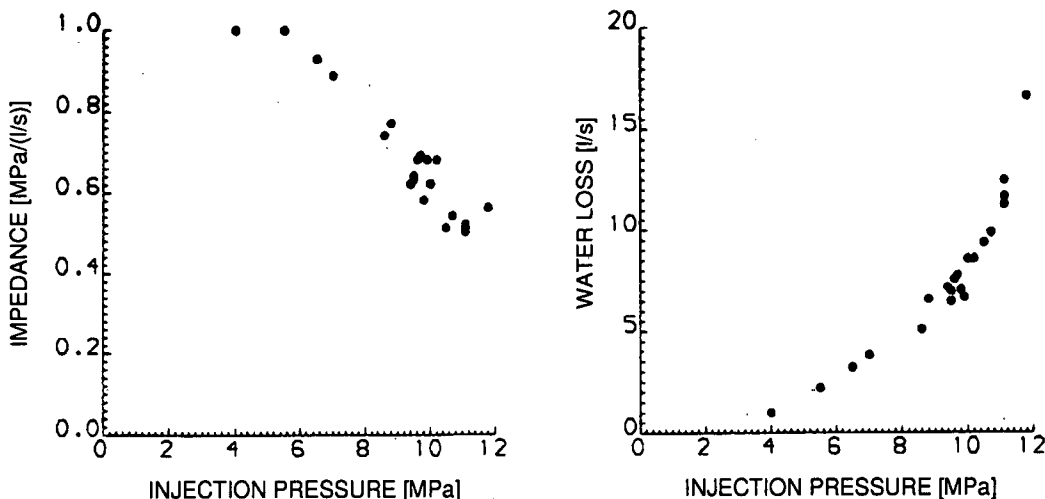


図-1 注入圧力とインピーダンス、水損失量の関係⁴⁾

井の位置等を検討したりするにあたっては、坑井間の循環解析が必要となる。

高温岩体発電における循環試験の数値解析はさまざまなものが報告されてきた。不連続性岩盤のモデル化を例に取れば、平板モデルとしては、FED, FRACTure等、多孔質モデルとしては、FEHM, GEOTH3D等、亀裂モデルとしては、ROCKFLOW, GEOCRACK等が挙げられる⁵⁾。また、水圧破碎の数値解析モデルとしては、均質岩盤における引張り亀裂の発生・伸長を支配メカニズムとしたモデル⁶⁾、水圧の作用による有効直応力の低減による既存亀裂の開口とせん断変形を考慮したFRIP・FEBDモデル⁷⁾等が提案されている。しかしながら、高温岩体発電システムの設計においては、水圧破碎による貯留層の形成の予測から、さらに循環試験中の水の流れを予測し生産井配置等を決定する総合的な解析手法の構築が必要である。

本研究ではマイクロメカニクスに基づく等価連続体モデルを用いた水圧破碎解析法(Vychytil and Horii⁸⁾、澤田他⁹⁾)を用い、1992年に肘折実験場で行われた大規模水圧破碎試験の解析を行い、貯留層の形状、寸法、内部の透水係数分布を求める。次に水圧破碎の解析結果を循環試験解析に利用するためにジョイントが水圧破碎後いったん閉じてから循環試験の注水によって再び開くときの水圧とジョイント開口幅の関係を仮定し、1995年に肘折実験場で行われた循環試験の解析を行い、現地の観測結果と比較する。また、種々の生産井配置に対して解析を実施し、流れインピーダンス・水回収率を求めることにより、生産井の最適配置、注入流量の最適値を決定する。

2. 不連続性岩盤における水圧破碎のモデル化

(1) 概要

多くの報告(例えば Lanyon and Batchelor¹⁰⁾)によれば、高温岩体発電プロジェクトの実験場として選ばれた岩盤のほとんどは既存のジョイントのネットワークを持っている。また、既存のジョイントが水圧破碎に大きな影響を与えていることを示す実験結果³⁾も報告されているので、本研究では、新規に亀裂が形成されるのではなく、既存のジョイントが水圧によって開くことが不連続性岩盤の挙動を支配すると考える。一般的に、ジョイントの本数は膨大である。とりわけジョイント群の配置が複雑な場合には、亀裂ネットワークモデルや個別要素法のように個々のジョイントを個別に取り扱うことには困難が伴う。従って不連続性岩盤を等価な連続体に置き換えることが有効であると考えられる。

一般に、不連続面の変形はせん断すべりと開口に分類される。最初閉じている不連続面をモードIで開口させるためには、水圧が不連続面に作用する垂直応力よりも大きくなければならない(モードIは開口モードとも呼ばれ、クラックがクラック面に垂直な変位を生じて開くモードを指す)。高温岩体発電の貯留層の対象となる地下深部の地圧条件において不連続面がモードIの開口を生じるには極めて大きな水圧を要する。一方、せん断すべりは圧縮応力下でも起きる。これまで水圧破碎試験の実施された多くの地点において、地下深部ではジョイントがせん断すべりを生ずる限界偏差応力に近い応力状態にあることが報告されている¹¹⁾。起伏

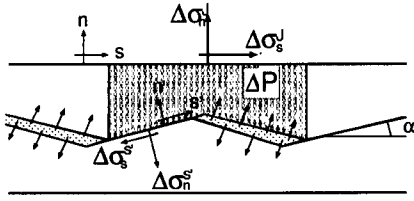


図-2 起伏を有するジョイント

を有するジョイントがせん断すべりを起こせば、それに伴ってジョイントの開口を生ずる。本研究では、鋸の刃型をしたジョイントを考え、そのどちらかの面でせん断すべり条件が満足され、せん断すべりに伴ってジョイントの他の面が開口するものとモデル化する。水圧の作用はこのせん断すべりを促すものとする。せん断すべりを生じさせる水圧はモード I の開口を生ずる水圧より小さい。

Horii and Yoshida¹²⁾は不連続性岩盤の挙動に対してマイクロメカニクスに基づく等価連続体モデル(MBCモデル)を提案した。このモデルの特徴は、不連続性岩盤の巨視的接線剛性を岩盤の代表要素(Representative Volume Element, R.V.E)における平均応力と平均ひずみの関係から導くところにあり、解析ではジョイントの特性(走向傾斜、平均間隔等)が直接入力データとして反映される。

この章では、MBCモデルをジョイントの表面に作用する水圧の影響を考慮に入れて拡張する。さらに、浸透流の支配方程式と組み合わせることにより、水圧破砕による不連続性岩盤の変形と浸透流の連成問題に対する定式化を行なう。

(2) 水圧作用下のジョイントの挙動

まず、ジョイントを多数有する岩盤における個々のジョイントの挙動のモデル化を行う。岩盤中で個々のジョイントは、局所的に見れば平面とみなすことができる場合であっても、巨視的には平坦ではなく、起伏を有していることが多い。そこで、MBCモデルでは、ジョイントの起伏の影響を考慮するために、図-2のように鋸の歯型をしたジョイントを考える。ジョイントの変形は一方の面のせん断すべりにより生じ、それに伴って他方の面は開口する。

次に岩盤中の水の浸透および水圧について考える。高温岩体発電で対象となる岩盤の母岩の透水係数は一般に極めて低く、ジョイントにおける浸透流が支配的となる。ジョイントの表面は全て完全に密着しているわけではなく、注入水はジョイントが開く前でも密着していない部分に浸透していくものと仮定する。従って、

水圧の作用は不連続面の表面に働く開口圧として作用するものとする。ジョイントの表面に作用する水圧のジョイントのせん断すべりに対する影響を評価するにあたり、水圧はジョイントのせん断すべりに伴って開口する側のジョイント表面にのみ作用するものとする。

ジョイント面におけるせん断すべりの開始条件として Coulomb の摩擦則を採用する。平均応力のせん断される面における法線方向、接線方向成分を $\bar{\sigma}_n^J$, $\bar{\sigma}_s^J$ 、水圧を P とすると、実際にジョイントのせん断面に作用する局所的な平均応力 ($\bar{\sigma}_n^{S'}$, $\bar{\sigma}_s^{S'}$) は次のように表せる (Vychytil and Horii⁸⁾)。

$$\bar{\sigma}_s^{S'} = \bar{\sigma}_s^J + P \sin(2\alpha), \quad (1)$$

$$\bar{\sigma}_n^{S'} = \bar{\sigma}_n^J + P \cos(2\alpha), \quad (2)$$

ここで、 α は起伏角、 $P \geq 0$ である。また、すべり条件は次のように表せる。

$$|\bar{\sigma}_s^{S'}| = -\bar{\sigma}_n^{S'} \tan \phi, \quad (3)$$

ここで、 ϕ はジョイント面における摩擦角である。

すべり条件式(3)が満たされた後は、ジョイント(図-2参照)全体に作用する巨視的な法線方向・接線方向の平均応力増分 $\Delta\bar{\sigma}_n^J, \Delta\bar{\sigma}_s^J$ は、ジョイントのせん断面に作用する平均応力増分および水圧増分を用いて次のように表される。

$$\Delta\bar{\sigma}_n^J = \frac{1}{2}((\Delta\bar{\sigma}_n^{S'} - \Delta P) + \Delta\bar{\sigma}_s^{S'} \tan \alpha), \quad (4)$$

$$\Delta\bar{\sigma}_s^J = \frac{1}{2}(-(\Delta\bar{\sigma}_n^{S'} + \Delta P) \tan \alpha + \Delta\bar{\sigma}_s^{S'}). \quad (5)$$

せん断すべりを起こしている間、すべりを生じているジョイント面における応力増分は、次の条件を満たすものと仮定する。

$$\Delta\bar{\sigma}_s^{S'} = \pm \Delta\bar{\sigma}_n^{S'} \tan \phi \quad (6)$$

ここで、符号はすべりの方向による。

ジョイントのすべりを生じている面における変位成分は、せん断方向のすべりのみを生じて、法線方向には変位を生じないものとする。これは局所的なダイレタンシーが、巨視的な起伏によるダイレタンシーに比べて小さく、無視できることを意味する。これより、巨視的な相対変位増分の法線・接線方向成分 ($\Delta[\bar{u}_n^J], \Delta[\bar{u}_s^J]$) とすべり面に対する法線・接線方向成分 ($\Delta[\bar{u}_n^{J'}], \Delta[\bar{u}_s^{J'}]$) の関係は次のように表される。

$$\Delta[\bar{u}_n^{J'}] = \Delta[\bar{u}_s^{J'}] \sin \alpha, \quad (7)$$

$$\Delta[\bar{u}_s^{J'}] = \Delta[\bar{u}_n^{J'}] \cos \alpha, \quad (8)$$

$$\Delta[\bar{u}_n^J] = 0. \quad (9)$$

上式はジョイントの挙動を規定する関係式であるが、さらにジョイントを包含する岩盤の相互干渉を考慮に入

れた系の剛性という概念を導入することによって、ジョイントの変位増分が応力増分および水圧増分の関数として求めることができる。

また、ジョイントを含む岩盤の平均応力増分 $\Delta\bar{\sigma}_{ij}$ と平均ひずみ増分 $\Delta\bar{\varepsilon}_{ij}$ の関係は、代表要素の応力増分とひずみ増分を平均することにより次のように得られる。

$$\Delta\bar{\varepsilon}_{ij} = D_{ijkl}^R \Delta\bar{\sigma}_{kl} + \frac{1}{2V} \sum_m \int_{\Omega^m} (\Delta[u_i^{(m)}]n_j^{(m)} + \Delta[u_j^{(m)}]n_i^{(m)}) dS. \quad (10)$$

ここで、 D_{ijkl}^R は基質岩盤のコンプライアンステンソル、 Ω^m は代表要素 V の m 番目のジョイント面、 n_i はその単位法線ベクトル、 $\Delta[u_i]$ はジョイント面での相対変位増分を表している。上述の変位増分を式 (10) に代入することにより、最終的に不連続性岩盤の構成式が以下のような形で得られる。

$$\Delta\bar{\varepsilon}_{ij} = \bar{D}_{ijkl} \Delta\bar{\sigma}_{kl} + \bar{\xi}_{ij} \Delta P. \quad (11)$$

これにより、岩盤の巨視的接線コンプライアンス \bar{D}_{ijkl} が得られる。詳しくは文献⁹⁾を参照されたい。

(3) 岩盤の力学挙動と浸透流の連成解析

実際の注入試験ではジョイントシステム内の水圧の分布は一様ではなく、水圧の作用による透水係数の分布、注入圧の時系列も変化する。一般に、注入試験においては注入流量を制御し、注入水圧は実験結果として計測される。

岩盤変形と浸透流の連成解析には Elsworth の方法¹⁴⁾を採用する。ここでは、前節までに導かれた不連続性岩盤の力学的挙動の構成式と浸透流の支配方程式を結びつける。次に、岩盤の変形と浸透流の連成方程式を有限要素法のコードに組み込む。水圧破碎の解析においては実際の条件に合わせて、注入流量の時系列データを入力データとして用いる。解析結果として破碎により透水性の高くなった領域の広がり時間が時間の関数として得られる。

動粘性係数や水の単位体積重量は温度に依存する量であるが、注入井から岩盤中に流入していく水の温度は比較的高いので、その後の水の温度変化による物性の変化は小さい。そこで、この解析においては、熱の移動および温度変化の効果を無視する。Kikuchi ら¹⁵⁾は不連続性岩盤中の浸透流の実験的研究により、複雑な水路であっても、ジョイントが平行平板のときと同じようにダルシー則が適用できるとしている。これに従えば、岩盤内の浸透流は次のように表される。(以下、簡単のためベクトル表示を用いる。)

$$\mathbf{q}_f = -\frac{k}{\mu} \nabla(p + \gamma z). \quad (12)$$

ここで、 \mathbf{q}_f はダルシー流速ベクトル、 \mathbf{k} は固有透過度テンソル、 μ は動粘性係数、 γ は水の単位体積重量、 z は位置水頭である。ジョイントを理想化し、不連続性岩盤を次のような固有透過度 \bar{k} 、間隙率 \bar{n} を持つ等価浸透性媒体とモデル化する (Elsworth and Mase¹⁶⁾)。なお、式 (12) では、固有透過度はテンソル表示であるが、後の解析ではスカラー値 \bar{k} を用いる。

$$\bar{k} = \frac{1}{12} \sum_{m=1}^M \frac{a^{(m)3}}{d^{(m)}}, \quad (13)$$

$$\bar{n} = \sum_{m=1}^M \frac{a^{(m)}}{d^{(m)}}. \quad (14)$$

ここで、 $a^{(m)}$ 、 $d^{(m)}$ はそれぞれジョイントセット m の開口幅、ジョイントの平均間隔、 M は総ジョイントセット数である。なお MBC 解析においては、ジョイントの開口幅は解析的に求まる量であり、固有透過度 \bar{k} が岩盤の力学挙動と浸透流の連成解析における最も重要な連成項を形成する。

岩盤の力学的変形の構成式は前節までに導いた。水圧の上昇に伴い、すべり条件が満たされると、ジョイントのせん断すべり・開口が生じる。平均応力-ひずみ増分関係は次のように表現される。

$$\Delta\bar{\varepsilon} = \bar{D}\Delta\bar{\sigma} + \bar{\xi}\Delta p, \quad (15)$$

$$\Delta\bar{\sigma} = \bar{C}\Delta\bar{\varepsilon} - \bar{C}\bar{\xi}\Delta p. \quad (16)$$

浸透流の連続条件は次のとおりである。

$$\nabla^T \mathbf{q}_f = \mathbf{m}^T \Delta\bar{\varepsilon} - \beta_f \Delta p. \quad (17)$$

ここで、 $\nabla^T = [\partial/\partial x, \partial/\partial y, \partial/\partial z]$ 、 $\mathbf{m}^T = [1, 1, 1, 0, 0]$ 、 β_f は岩盤の圧縮係数である。岩盤の圧縮性は間隙率 \bar{n} 、不連続性岩盤の体積弾性係数 \bar{K}_R を用いて次のように表される。

$$\beta_f = \frac{\bar{n}}{\bar{K}_R}, \quad \bar{K}_R = \frac{\bar{E}}{3(1-2\nu)}. \quad (18)$$

ここで \bar{E} として不連続性岩盤の有効 Young 率を用いる。有効 Young 率とは、ジョイントの存在により基質岩盤の Young 率より低減した不連続性岩盤の巨視的な Young 率のことであり、式 (11) より求まる。また、式 (12) と式 (17) から、浸透流の方程式が得られる。

$$-\frac{1}{\mu} \nabla^T \mathbf{k} \nabla p = \mathbf{m}^T \Delta\bar{\varepsilon} - \beta_f \Delta p + \frac{\gamma}{\mu} \nabla^T \mathbf{k} \nabla z. \quad (19)$$

岩盤の釣り合い式は

$$\int_V \mathbf{B}^T \Delta\bar{\sigma} dV = 0, \quad (20)$$

である。ここで、 \mathbf{B} は変位をひずみに変換するマトリクスである。式 (16) と式 (20) を用いて、変形の支配方

程式は次のように表される。

$$\int_V B^T \bar{C} \Delta \bar{\epsilon} dV - \int_V B^T \bar{C} \bar{\xi} \Delta p dV = 0. \quad (21)$$

水圧破砕での注水による水圧の上昇に比べて位置水頭の勾配はきわめて小さく水圧水頭勾配が全水頭勾配を支配すると考えられるので式(19)の最終項を無視する。よって、岩盤の変形と浸透流の連成式は次のようになる。

$$\int_V B^T \bar{C} B dV \dot{u} - \int_V B^T \bar{C} \bar{\xi} N dV \dot{p} = 0, \quad (22)$$

$$-\frac{1}{\mu} \int_V A^T k A dV p - \int_V N^T m^T B dV \dot{u} + \beta_f \int_V N^T N dV \dot{p} = 0. \quad (23)$$

ここで、 N は形状関数であり、 $A = \nabla N$ である。

3. 水圧破砕の3次元FEM解析

(1) 概要

この章では、前章までに導いたモデルを用いて1992年に秋田県肘折実験場において行われた水圧破砕試験の有限要素解析を行う。水圧破砕試験の前に観測された岩盤の物性、卓越ジョイントの走向・傾斜などを解析の入力パラメータとして用いる。

実験場で行われた水圧破砕試験では、注入流量を制御して、水圧を計測しているの、ここでも注入流量を時間の関数として入力する。また、各時間における水圧の空間分布、貯留層の形状、固有透過度の空間分布などが解析結果として得られる。破砕が起きた領域に関しては実際の水圧破砕時におけるAEソースの分布が観測されており、実測結果と解析結果の比較が可能である。また、初期固有透過度は坑井近傍を除いては調査することが難しく、過去行われた注入の影響を受けていると考えられる。ここでは1992年より前に行われた注入を考慮しないので初期固有透過度に2通りの値を用いて結果を比較する。

(2) 有限要素解析

前章までに導いた関係を有限要素解析プログラムに導入する。3次元問題を解析するために4自由度/節点トライリニア要素(6面体, 8節点)を用いる。境界条件に関しては、一様な初期応力下で、外側境界で変位を固定するものとする。また、外側境界での水圧は一定の値で固定する。注入流量の時系列データは解析領域の中心の要素の8つの節点に対して与える。

計算を行う領域は $1 \times 1 \times 1 \text{ km}$ の立方体とし、 x, y, z 方向をそれぞれ13に分割する(総節点数2744, 総要

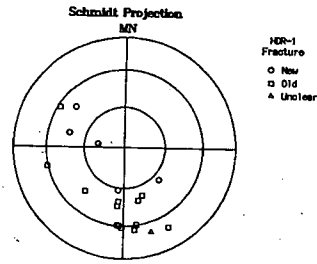


図-3 BHTV 解析結果 (ポールプロット, 下半球投影)

表-1 入力パラメータの値

初期地圧 ^a	$\sigma_H = 64.8 \text{ MPa} (\text{N}95^\circ \text{E})$
	$\sigma_h = 39.4 \text{ MPa}$
	$\sigma_z = 52.7 \text{ MPa}$
母岩の物性	$E = 40 \text{ GPa}$
	$\nu = 0.2$
ジョイント情報 (2セット)	1. 走向 N70°E
	1. 傾斜 65°N
	2. 走向 N100°E
	2. 傾斜 45°N
	1,2. 寸法 $\bar{L}^J = 10 \text{ m}$
	1,2. 平均間隔 $d = 1 \text{ m}$
	1,2. 起伏角 $\alpha = 2^\circ$
1,2. 摩擦角 $\phi = 35^\circ$	

^a σ_H および σ_h は、それぞれ水平面内の最大主応力および最小主応力を表す。また、 σ_z は鉛直応力を表す。

素数2197となる)。最も小さい要素は中心部分の $20 \times 20 \times 20 \text{ m}$ である(図-4)。

(3) 肘折水圧破砕試験の解析結果

肘折実験場で大規模水圧破砕試験が行われる前後に、地下岩盤の透水係数を計測するために小規模な注入試験が行われている。破砕前の試験の結果求められた固有透過度は $2.0 \times 10^{-15} \text{ m}^2$ であった。また、水圧破砕試験後に観測された固有透過度は250倍の $5.0 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ となった。地表部での注入流量および水圧と地下1326m地点における水圧のデジタルデータが得られているので注入流量を解析の入力データに、水圧を解析結果との比較に用いる。ただし、注水深度は約2200mである。初期地圧、ジョイント特性、岩盤の物性などの値は水圧破砕試験前に行われた地圧測定、ポアホールTV観察(図-3)、力学試験等の結果得られた値を参考にして表-1の値を用いることにした^{17), 18)}。摩擦角は原位置での岩盤せん断試験を参考に決定されるが、肘折ではそ

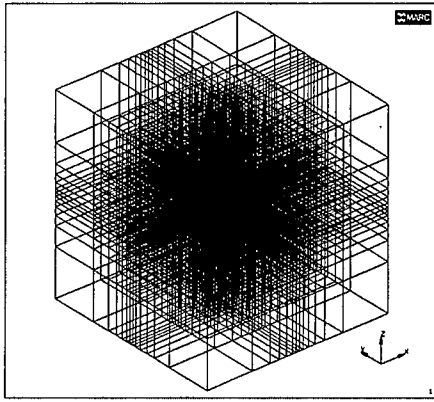


図-4 有限要素解析に用いたメッシュ

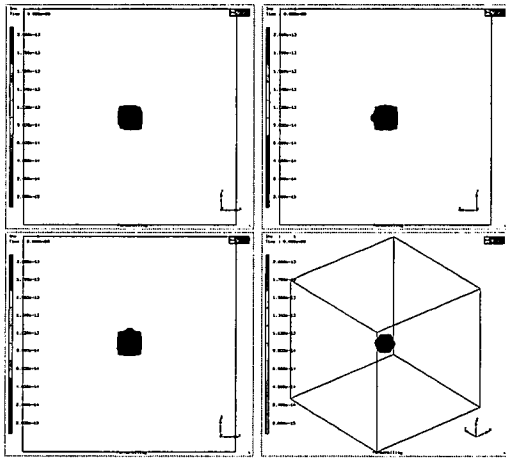


図-5 $k_{ini} = 2.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$ の時の貯留層の形状

のような試験は行われていない。また、起伏角については決定法は確立されていない。そこで今回は過去のMBC解析の例を参考にして値を決定した^{8),13)}(付録参照)。入力に用いた注入流量は計算結果として得られた水圧等とともに図-8、図-9に示す。水温 100°C を仮定し、動粘性係数には $\mu = 4.76 \times 10^{-12} \text{MPa min}$ を用いる。ジョイントネットワーク内の初期水圧は坑底部で観測された値である 18MPa とする。初期固有透過度 k_{ini} の値としては、破砕前の観測値である $2.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$ とその 0.25 倍にあたる $5.0 \times 10^{-16} \text{m}^2$ を用いた2ケースの解析を行う。

本研究では、水圧破砕が起こったことにより固有透過度の値が初期値より大きくなった領域をジョイントの開口領域と定義する。図-5は $k_{ini} = 2.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$ の場合の水圧破砕終了後の開口領域の解析結果であり、図-6は $k_{ini} = 5.0 \times 10^{-16} \text{m}^2$ の場合の水圧破砕終了後

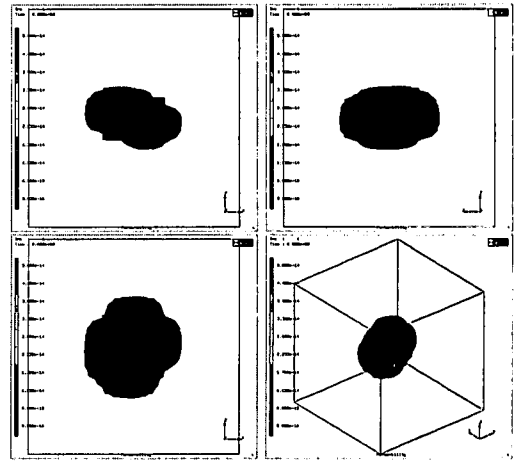


図-6 $k_{ini} = 5.0 \times 10^{-16} \text{m}^2$ の時の貯留層の形状

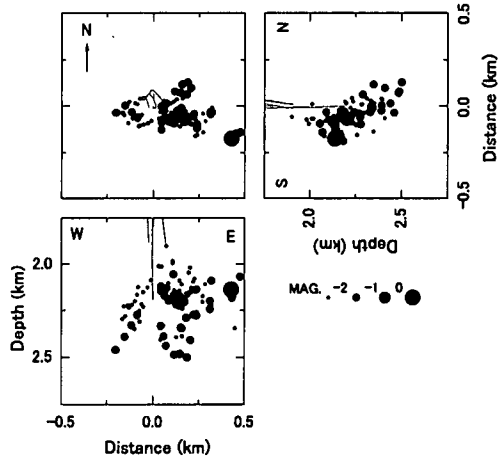


図-7 肘折水圧破砕試験でのAEソースの分布¹⁷⁾

の開口領域の解析結果である(左上:上から下を見た図, 右上:東から西を見た図, 左下:南から北を見た図, 右下:南西上方から見た図)。表示領域の一边の長さは 1km である。

$k_{ini} = 2.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$ の場合では、破砕がほとんど起こらず、開口領域の形状はほぼ立方体の形状をしている。また、 $k_{ini} = 5.0 \times 10^{-16} \text{m}^2$ の場合では、開口領域は南北方向よりも東西方向および鉛直方向に伸びている。固有透過度の値が小さい場合には、注入流量に対して水圧が上昇しやすく、破壊条件を満足する水圧に容易に到達するため、このような結果の違いがでると考えられる。

実験場では、水圧破砕時のAEソースの分布を開口領域の把握に用いている。図-7は肘折での水圧破砕時のAEソースの分布である。一边の長さは解析結果と

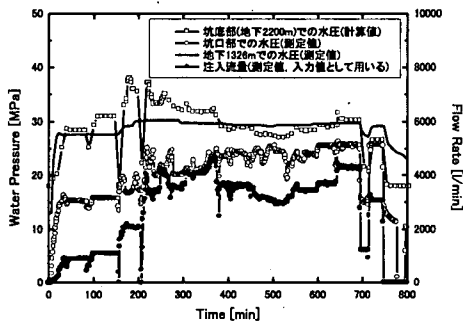


図-8 流量と水圧の時系列データ ($k_{ini} = 2.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$)

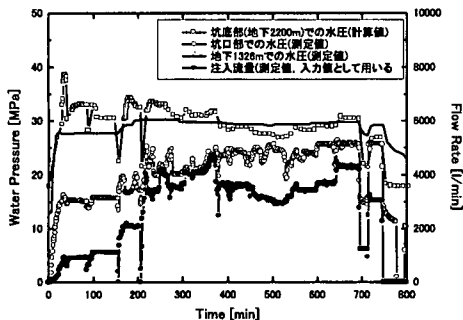


図-9 流量と水圧の時系列データ ($k_{ini} = 5.0 \times 10^{-16} \text{m}^2$)

同じく 1km である。これを見ると、南北方向よりも東西方向および鉛直方向に広がって分布していることが読み取れる。すなわち本解析によって得られた $k_{ini} = 5.0 \times 10^{-16} \text{m}^2$ の場合の開口領域の形状と AE ソースの分布から推測される開口領域の形状は同様の傾向を示しており、開口領域の寸法もほぼ一致している。ただし、注入点から西上方には AE ソースがあまり観測されていないが、解析結果では破砕が起きている。本解析ではジョイント情報などの物性を全解析領域にわたって均一に入れているためこのような偏りは表現できない。

図-8、図-9 はそれぞれ $k_{ini} = 2.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$ 、 $k_{ini} = 5.0 \times 10^{-16} \text{m}^2$ の場合の注入流量(入力データ)、坑底部注入点における水圧の解析結果、地表および深度 1326m で計測された水圧の値である。地表と深度 1326m での水圧差は静水圧と井戸管内(直径 5inch)での損失に起因する。計算の結果求められた水圧値は注入流量の増減および破砕による固有透過度の変化に対して、敏感に反応している。それに対して深度 1326m での水圧は井戸の中で測っていることもあり坑底部での水圧破砕による固有透過度の変化や注入流量の変化の影響がほとんど見受けられない。坑底部注入点は深度約 2200m であるので、そこでの水圧は深度 1326m での値よりも大きいはずである。ところが、 $t=400\text{min}$ 以後は解析結果の方が小さい値になっている。これは求めている水圧

値がジョイント内の水圧値であるため、固有透過度が過剰に大きくなることによって水圧値が小さい値となってしまうからであると考えられる。

4. 循環試験解析

(1) 概要

高温岩体発電プロジェクトでは、水圧破砕後できた貯留層に 2 本以上の坑井を用いて抽熱循環を行う。この章では、前章の水圧破砕解析の結果得られた固有透過度の分布を用いて循環試験の解析を行う。

循環試験中においてもジョイントの開口幅は、ジョイント内水圧の影響を受けているものと考えられる。また一般に循環試験中の流入流量は、水圧破砕時に比較して少ないため、ジョイント内水圧も小さくなる。循環試験において用いるべき固有透過度を算定するためには水圧破砕によって開口したジョイントが水圧減少によってどのように閉じ、再び水圧の上昇によってどのように開口するかということモデル化することが必要である。本来ジョイントの力学挙動をモデル化すべきであるが、そのために必要な情報はほとんどない。そこで、水圧破砕中の各地点での水圧の値を保存しておき、循環試験中の水圧との水圧差によってジョイントの開口幅が変化する(それに伴って固有透過度の値が変化する)ことを考慮した簡易ジョイント開口モデルを検討する。

循環システムの特性を表す重要なパラメータは流れインピーダンス (I_m) と水回収率である。流れインピーダンスは水循環に対する貯留層の抵抗を表すものであり、循環システムのエネルギー収支を考える上で重要な値となる。流れインピーダンスは次の式で求められ、単位には GPa s/m^3 が用いられる。

$$I_m = \frac{P_{in} - P_{pro}}{Q_{pro}} \quad (24)$$

ここで、 P_{in} 、 P_{pro} はそれぞれ注入井および生産井での水圧であり、 Q_{pro} は生産流量である。

肘折実験場では 1992 年の大規模水圧破砕試験以後、1995 年に長期循環試験を行っている。この循環試験の解析を行ってモデルの検討を行う。さらに種々の生産井配置に対して水循環解析を実施し、インピーダンス、水回収率を求めることにより、生産性の最適配置、注入流量の最適値の決定法を検討する。

(2) 循環試験中のジョイントの挙動のモデル化

前章までに用いた水圧破砕解析モデルでは、ジョイントいったん開いたジョイントが閉じることはない。しかし、水圧破砕終了後には、大きな減圧が生じる。また、一般に循環試験時に注入される流量は、水圧破砕

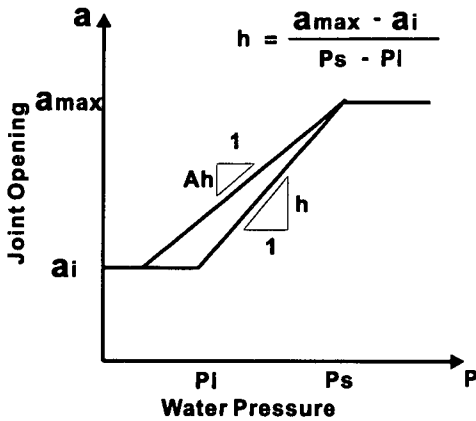


図-10 循環試験中のジョイント開口幅の変化モデル

時に比べて小さいため、循環試験中のジョイント内水圧も水圧破砕時に比べて小さいはずである(1995年の循環試験での注入水圧は、1992年の水圧破砕での注入水圧の半分以下である)。そのような状況では、ジョイントが閉じると考えられる。実際、水圧破砕解析より得られた固有透過度分布をそのまま用いると、注入井坑底の水圧がほとんど上がらないという結果が得られる。ただし、ジョイントの開口幅は水圧破砕以前の開口幅より小さくなることないと考えられる。つまり、循環試験中のジョイントの開口幅は水圧破砕以前よりは大きく、水圧破砕時よりは小さいはずである。

そこで、図-10のようなジョイント内水圧(P)-ジョイント開口幅(a)関係を仮定する。ジョイント内の水圧が水圧破砕時の最大水圧(P_s)以上のときは循環試験中の最大開口幅(a_{max})となり、水圧が小さくなると直線関係でジョイント開口幅が小さくなる。この直線の傾きは水圧破砕前の初期開口幅(a_i)と循環試験中の最大開口幅(a_{max})を結ぶ直線の傾きよりも小さいとする。これは減圧されたときでも残留変位が存在するからである。この関係を数式で表すと以下ようになる。

$$a = a_{max} - A \frac{a_{max} - a_i}{P_s - P_i} (P_s - P), \quad (25)$$

$$a_{max} = B a_s. \quad (26)$$

ここで、 P_i は水圧破砕前の初期水圧、 a_s は水圧破砕の結果得られたジョイント開口幅、 A は直線の傾きを決める補正係数($0 < A < 1$)、 B は a_s と a_{max} の関係を定める補正係数である。ここでは循環試験中にジョイント内の水圧が水圧破砕中の水圧に達しても開口幅は水圧破砕中の値に達することはないと仮定して $0 < B < 1$ とする。また、開口幅は初期開口幅より小さくなることはないとして $a_i/a_s < B$ とする。固有透過度は式(13)より求める。

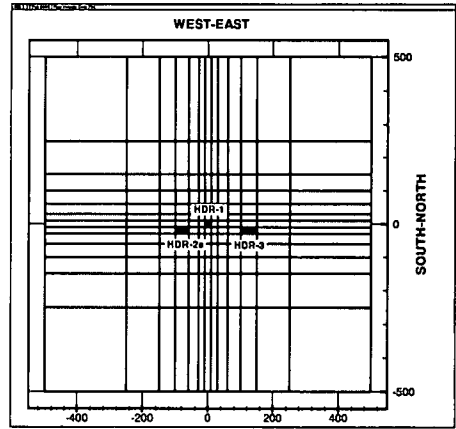


図-11 注入井と生産井の配置(1995年肘折循環試験)

(3) 肘折循環試験の解析

前節で仮定したジョイント内水圧-ジョイント開口幅関係を用いて、1995年に山形県肘折実験場で行われた大規模循環試験の解析を行う。この循環試験では注入井1本(HDR-1)と生産井2本(HDR-2aおよびHDR-3)を用いて行われた。地下2200mでは、HDR-2a井はHDR-1井から見て西方約90m、HDR-3井はHDR-1井から見て東方約130mの地点にある。注入井から、 $2.0\text{m}^3/\text{min}$ の流量で注入したとき、HDR-2a井では $0.36\text{m}^3/\text{min}$ 、HDR-3井では $0.3\text{m}^3/\text{min}$ の回収流量があり、注入井の坑口圧は約12MPa、生産井では地表部で約1MPaに水圧を保持した。この時流れインピーダンスは約 1.0GPa s/m^3 であり、水回収率はあわせて約33%であった。

有限要素解析を行うメッシュは水圧破砕解析で用いたものと同じ1km立方の領域を x, y, z 方向にそれぞれ13に分割したメッシュである。用いる水圧破砕の解析結果は図-6のものとする(この解析結果では、 $k_{ini} = 5.0 \times 10^{-16}\text{m}^2$ 、 $a_i = 1.44 \times 10^{-5}\text{m}$ から最大で $k = 1.18 \times 10^{-11}\text{m}^2$ 、 $a_s = 5.14 \times 10^{-4}\text{m}$ となった)。解析における注入要素と生産要素の配置を図-11に $x-y$ 平面図で示す注入要素と生産要素は同じ深さにある。

a) 係数 A, B に関するパラメトリックスタディ

ここでは、式(25)および式(26)におけるパラメータである係数 A, B についてパラメトリックスタディを行い、実測と近い結果が得られるジョイント挙動を把握する。用いるジョイント内水圧-開口幅の関係は、 A については、 $A = 0.5$ 、 $A = 0.8$ の2通りのケース、また B については $B = 1.0$ 、 $B = 0.5$ 、 $B = 0.2$ の3通りのケースを考える。

外側境界は水圧が18MPaで一定とし、解析領域の中心にあたる要素(注入要素)の8つの節点に流量 $2\text{m}^3/\text{min}$ を与える。地表での生産水圧は1MPaであつ

表-2 係数 A, B の値による解析結果の変化

A	B	ΔP (MPa)	生産流量 (2a)	生産流量 (3)	水回収率 (%)	I_m
0.5	1.0	0.1106	0.48	0.064	27.1	0.0122
0.5	0.5	0.7116	0.45	0.065	25.8	0.0826
0.5	0.2	4.8347	0.34	0.059	20.0	0.725
0.8	1.0	0.4417	0.44	0.093	26.8	0.0494
0.8	0.5	1.7329	0.37	0.083	23.0	0.226
0.8	0.2	6.2908	0.28	0.062	17.2	1.095
現地実験	-	11.0	0.36	0.30	33	1.0

たが、生産井坑底部の水圧は、管内の圧損および蒸気生産量の影響を受け、はっきりしない。ここでは、生産要素の各節点の水圧は外側境界よりも1MPa大きい19MPaで一定であるとする。生産井坑底部の水圧についての検討は次節で行う。水温は100°Cを仮定し、動粘性係数は $\mu = 4.76 \times 10^{-12}$ MPa minを用いる。この解析によって注入要素と生産要素の水圧差・水回収率・流れインピーダンスを求めた。水回収率は生産要素への流入量を求めることにより算出した。

解析結果を表-2に示す。ここで、 ΔP は注入要素と生産要素の圧力差、 I_m は系全体の流れインピーダンスである。以下、表における流量の単位は m^3/min 、流れインピーダンスの単位は $GPa \cdot s/m^3$ とする。解析結果の傾向としては、Aの値が大きくなるケースおよびBの値が小さくなるケース、すなわち同じ水圧に対してジョイントの開口幅が小さいケースには注入点水圧および流れインピーダンスが大きくなり、水回収率は小さくなる。感度については、パラメータBの影響をより強く受けている。現地実験で観測された値と比較すると、いずれのケースも圧力差、水回収率が小さい。HDR-2a井からの回収量はほぼ実測値と一致したが、HDR-3井からの回収量は実測値の1/5から1/3であったため水回収率が小さくなった。B=1.0およびB=0.5の場合は注入点での水圧がほとんど上がらないため、流れインピーダンスが非常に小さな値となっている。B=0.2の場合では流れインピーダンスは現地観測値とくらべて、オーダーとしては近い値といえる。

b) 生産井坑底の水頭による循環特性の変化

高温岩体発電における抽熱循環では、生産井より回収される水の温度は約200°Cになる。一般に暴沸を防止したり、回収流量を安定させるために生産井の地表部から封入圧をかける。封入圧が十分大きいと回収流体はほぼすべて液相となるが、封入圧が十分に小さくないと回収流体は気液混合状態である。本解析の対象である1995年の肘折循環試験でも回収流量のうち約1/3が気相であった。したがって、生産井地下の水頭値は周辺の水頭に比べて小さい値であった可能性がある。ここでは、生産要素の水圧の値を変化させて循環特性が

表-3 生産ポイントの水圧による循環特性の変化

生産水圧 (MPa)	ΔP (MPa)	水回収率 (%)	I_m
15	7.90	20.8	1.14
17	6.28	21.0	0.90
19	4.83	20.0	0.724
現地実験	11.0	33.0	1.0

どのように変化するかを検討する。

式(25)、式(26)において、 $A = 0.5$ 、 $B = 0.2$ とし、外側境界は水圧が18MPaで一定とし、中心要素の8つの節点に流量 $2m^3/min$ を与える。水温は100°Cを仮定する。

注入要素と生産要素の圧力差・水回収率・流れインピーダンスの計算結果を表-3に示す。生産水圧が小さくなると水圧差、流れインピーダンスが増加し、水回収率はいずれのケースもほぼ同等の値をとる。水圧差が大きくなるのは、生産井周りの透水性が悪くなるからであり、水圧勾配と透水性の効果が相殺されて水回収率はほぼ同等の値をとるものと考えられる。

(4) 種々の生産井配置・循環条件による比較

高温岩体発電システムの建設において、設計の対象となる条件項目は、熱抽出の可能性・経済性である。熱抽出の可能性・経済性を支配している項目としては水循環系の流れインピーダンス・水回収率・抽熱特性が挙げられる。抽熱特性に関しては発電所の共用年数を20年以上にするために回収熱水温度の経時低下が小さい必要がある。したがって、抽熱特性に関する限り、注入井と生産井の距離は遠いほうが良い。それを踏まえた上で本節では、熱の移動がないものとして種々の生産井配置・循環条件によって流れインピーダンスおよび水回収率を比較し、最適な生産井配置・循環条件を決定する手法を考える。以下の解析では、すべて式(25)および式(26)において、 $A = 0.5$ 、 $B = 0.2$ とする。また、水温は100°Cを仮定する。

表-4 注入流量の違いによる循環特性の変化

$Q_{in}(m^3/min)$	$\Delta P(MPa)$	水回収率 (%)	I_m
1.0	4.06	22.6	1.08
2.0	6.28	21.0	0.90
3.0	7.95	20.5	0.78

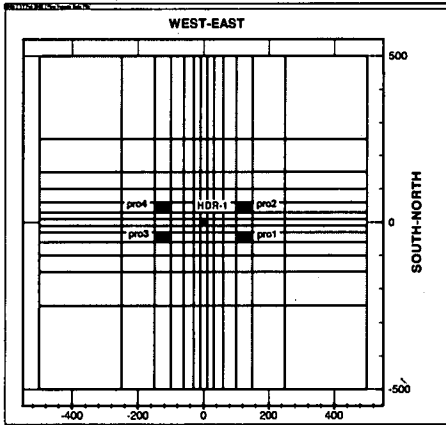


図-12 注入井と各生産井の位置関係

a) 注入流量の変化による循環特性への影響

ここでは、注入流量が貯留層の循環特性に与える影響を検討する。用いる水圧破砕の解析結果は図-6のものとする。解析における注入要素と生産要素の配置は前節と同じで図-11のものとする。外側境界は水圧が18MPaで一定とし、生産要素の水圧を17MPaで一定とする。注入流量は3と通りの値を用い、比較を行う。

各注入流量に対する注入要素と生産要素の圧力差・水回収率・流れインピーダンスの計算結果を表-4に示す。注入流量を大きくすると流れインピーダンスの値は小さくなり、水回収率の値も小さくなった。これは多くの高温岩体発電実験サイトで観測されている傾向と一致する。しかし、注入水圧の増加に伴う生産流量の減少は観測されているものほど大きくはない。本解析のモデルでは、注入流量が大きくなれば水圧が上がり、貯留層内の透水係数は大きくなる。それに対して貯留層の外側では透水係数は水圧の変化の影響を受けず一定である。したがって水は貯留層の外には相対的に流れにくくなる。しかし、実際には浸透流は貯留層の外にも水みちを通して流れてゆくものであるため、注入流量が増えると回収が難しくなり、劇的な変化が見れるのだと考えられる。

表-5 生産井の位置による循環特性の変化

生産井	$\Delta P(MPa)$	水回収率 (%)	I_m
pro1	9.03	9.1	2.96
pro2	9.47	9.4	3.01
1&2	8.17	15.4	1.59
1&2&3&4	6.82	20.0	1.08

(5) 生産井の位置による循環特性の変化

ここでは、生産井の配置(主に生産本数)により、流れインピーダンス・水回収率がどのように変化するかを検討する。用いる生産井の位置を図-12に示す。また、用いる水圧破砕の解析結果は図-6のものとする。解析条件としては、外側境界の水圧を18MPaで固定し、注入要素には流量2.0m³/minを、生産要素には水圧17MPaを与える。

解析結果を表-5にまとめる。生産井の本数を増やすことによって流れインピーダンス、水回収率ともに改善が見られた。しかし、改善の本数に比例して回収率が上がるほどの効果は認められなかった。実際には、生産井の本数を増やす効果と坑井掘削の費用を比較検討することになる。

(6) 循環試験解析の考察

本章では、水圧破砕の解析の結果を循環試験解析に利用するために循環試験中のジョイント内水圧・ジョイント開口幅関係式を仮定して1995年の折戻循環試験の解析を行った。パラメータ解析を行うことにより、観測結果とほぼ同等の流れインピーダンスの値を得ることができ、循環試験中のおおよそのジョイント挙動を把握することができた。しかし、HDR-3井からの回収量の解析結果は、実測値と比較して1/5から1/3であり、HDR-2a井の解析結果と比較しても同様に小さい。これは、HDR-3井はHDR-2a井に比較して注入井から離れているが、水路が注入井とHDR-3井を結ぶ水みちが存在することにより、回収率を同等にしているものと考えられる。また、このジョイント挙動の関係式はあくまでも仮定にすぎず、実験や亀裂内浸透流解析によってより信頼のおける地圧・ジョイント内水圧・ジョイント開口幅・固有透過度の関係を構築する必要がある。

さらに、異なる生産井配置・注入流量・生産井水圧に対して循環試験解析を行ってみたいところ次のことがわかった。

- 注入流量を増やすと、流れインピーダンスは改善されるが、水回収率は悪くなる。
- 生産井の本数を増やすことにより、水回収率を改善することができる。

種々の循環条件に対してこの解析を行い、流れイン

ピーダンスと水回収率を比較すれば各循環条件の優劣がわかる。その結果と坑井掘削コスト・注入水確保の難易等を検討することで高温岩体発電システムの設計の一部を担うことができる。

5. まとめ

本研究では不連続性岩盤に対する MBC モデルを基にした水圧破碎モデルを用いた。このモデルの特徴は、水圧破碎中の支配的な破壊メカニズムを既存のジョイントの不連続面上でのせん断すべりとしていること、および卓越するジョイントセットの走向・傾斜やジョイントの平均間隔等の情報を直接入力データに反映することができることである。解析に使用する入力データはボアホール TV、ボーリングコア等の現地調査より算定する。

この水圧破碎モデルを用いて 1992 年に行われた肘折水圧破碎試験の解析を行った。解析結果として得られた開口領域の形状および寸法は肘折水圧破碎試験時に観測された AE ソースの分布とおおむね一致している。

本研究の水圧破碎モデルではいったん開いたジョイントは閉じることはないが、実際には水圧破碎後の減圧時にはジョイントが閉じることが予想され、また一般的に注入流量が水圧破碎時よりも小さい循環試験中に水圧破碎終了直後の状態までジョイントが再び開くとは限らない。そこで、水圧破碎前の初期開口幅と初期水圧、水圧破碎後の開口幅と水圧破碎中の水圧の代表値を用いて循環試験中のジョイント内水圧-開口幅関係を仮定して、1995 年の肘折循環試験の解析を行い、流れインピーダンスおよび水回収率を計算した。解析結果はオーダーとして近いものは得られた。しかし、現段階では、現地観測と近い値を与えるジョイント開口幅をパラメトリックスタディによって特定したにすぎず、循環試験中のジョイント挙動については、実験等による更なる検討が必要である。

また、異なる生産井配置・注入流量等による循環特性の違いを解析結果でみることができた。種々の生産井配置・注入流量に対してこの循環試験解析を行って、流れインピーダンスおよび水損失率を比較すれば各生産井配置・注入流量の優劣がわかる。本研究で行った解析からは注入流量を増加すると流れインピーダンスは改善するが水回収率は悪くなるというジレンマがあること、生産井の本数を増やすことにより、水回収率を改善できることが確認できた。本研究で実行した検討は、高温岩体発電システムを設計する上で必要なものであり、本研究では設計のプロトタイプを提案することができた。熱連成解析を行うことにより、生産熱水温度と熱抽出量の経時変化の予測を行うことが高温岩

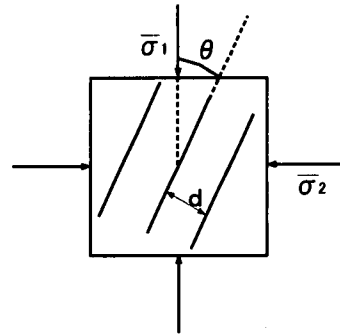


図-13 問題設定

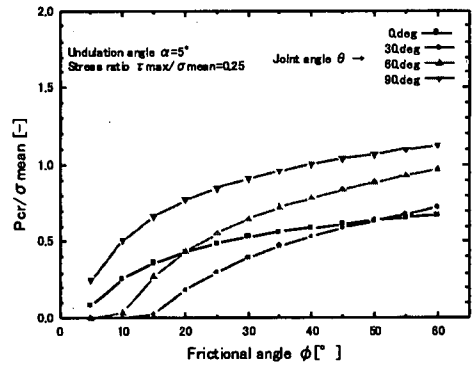


図-14 摩擦角と限界水圧の関係

体発電システムの設計法を構築するための課題である。

謝辞: 本研究において参考にした現場データはすべて肘折高温岩体プロジェクトの主体である NEDO により提供していただいたものである。ここに同機構関係各位に厚く謝意を表する。

付録. パラメータ (摩擦角, 起伏角) について

本論文においては、ジョイントの摩擦角 (ϕ)、起伏角 (α) について 1 つの値で解析を行っている。しかしながら、これらは肘折地点での事前調査・実験では値を決定しにくいパラメータであるため、MBC モデルが、これらのパラメータに対してどの程度の感度を持つかについて解説する。

図-13 のような 2 次元平面ひずみ問題を考え、 $\bar{\sigma}_{\text{mean}} = \frac{\bar{\sigma}_1 + \bar{\sigma}_2}{2}$ 、 $\bar{\tau}_{\text{max}} = \frac{\bar{\sigma}_1 - \bar{\sigma}_2}{2}$ とする。応力条件 $\bar{\sigma}_{\text{mean}}/\bar{\tau}_{\text{max}}$ 、ジョイント角度 θ をパラメータとして振ったときに、摩擦角、起伏角に対して、すべり条件を満たすときの水圧 (限界水圧) がどの程度の感度をもつかを図-14、図-15、図-16 に示す。限界水圧が大きいと水圧の計算値は大きくなり、開口領域は小さくなる。また、応力条件 $\bar{\sigma}_{\text{mean}}/\bar{\tau}_{\text{max}}$ は、0 のとき、等方状態を表し、値が大き

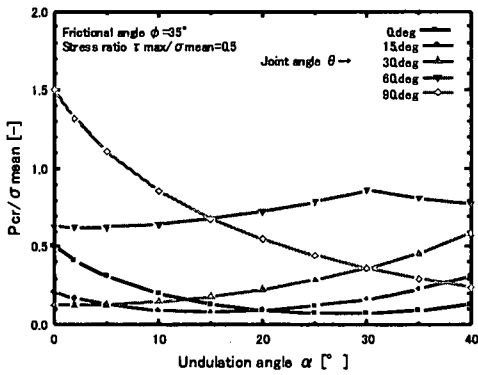


図-15 起伏角と限界水圧の関係 1

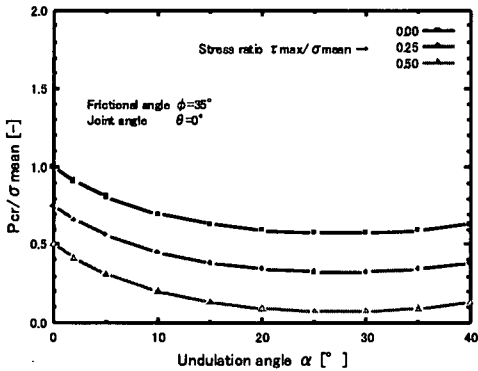


図-16 起伏角と限界水圧の関係 2

くなるほど偏圧状態となる (σ_1 が最大主応力)。

図-14 は、各種のジョイント角度における摩擦角と限界水圧の関係である。いずれのジョイント角度に対しても摩擦角が大きくなるほど限界水圧は大きくなる。MBC解析の実績としては、 $\theta=25\sim 40^\circ$ の値を用いている^{8),13)}。

図-15 は各種応力状態における起伏角と限界水圧の関係、図-16 は各種ジョイント角度における起伏角と限界水圧の関係を表している。起伏角の値による感度が相当大きくなる領域が存在することがわかる(応力状態、ジョイント角度によって、感度の大きい領域は異なる)。本論文の解析は、図-15 の $\theta = 0^\circ, 15^\circ$ のケースよく似た挙動を示す。起伏角は MBC モデルの中でも、もともと事前の特定が困難なパラメータであり、値の特定方法についてはさらなる研究が必要である。

参考文献

- 1) Jupe, A.J. and Willis-Richards, J.: Review of HDR Projects, CSM Associates Limited, 1992.
- 2) 厨川道雄, 佐藤嘉晃, 天満則夫, 山口勉: 肘折高温岩体プロジェクトの経緯, 資源と素材, Vol.112, pp.901-906, 1996.

- 3) 近藤浩文: 高温岩体発電のための水圧破砕面の予測手法の開発-既存割れ目の性状について-, 財団法人電力中央研究所, 研究報告:U93039, 1994.
- 4) 堀井秀之: 岩盤構造および岩盤利用のコンセプトと設計法の展望, 岩盤構造物の設計法に関する研究報告書, 岩盤構造物の設計法に関する研究委員会主催シンポジウム, No.107, pp.235-240, 1997.
- 5) Hyashi, K., Willis-Richards, J., Hopkirk, R.J., Nibori, U., Zvoloski, G., Robinson, B. and Swenson, D.: HDR academic review Group C5: Modeling/Numerical Analysis, Structured Academic Review of HDR/HWR, 1997.
- 6) Rarker, R.H.: Phase 2B Reports of the Camborne School of Mines (CSM) Project, Report 2B-45, Pergamon Press, 1989.
- 7) Pine, R.J. and Nicol, D.A.: Analytical and Numerical Modeling of High Pressure Fluid-Rock Mechanical Interaction in HDR Geothermal Energy Reservoirs, Comprehensive Rock Engineering: Principles, Practice and Projects, Chapter 20, Volume 2, Hudson J.A. pp.523-546, 1993.
- 8) Vychytil, J. and Horii, H.: Micromechanics-based Continuum Model for Hydraulic Fracturing of Jointed Rock Masses during HDR Stimulations, submitted to: Mechanics of Materials, December 1996.
- 9) 澤田昌孝, 堀井秀之, Vychytil, J., 吉田秀典: MBC モデルによる肘折水圧破砕試験の解析, 土木学会論文集 No.659/III-52, pp.129-139, 2000.
- 10) Lanyon, G.W. and Batchelor, A.S.: Interconnection and Fluid Flow in Three Dimensional Networks, Geoscience Uk Ltd. Report GEO CC20-W3/R1/016, 1988.
- 11) Jupe, A.J., Willis-Richards, J. and Nicolls, J.D.: Review of HDR Projects. Report Prepared for AEA Technology. CSM Associates, UK, 1992.
- 12) Horii, H. and Yoshida, H.: Constitutive Modelling of Rock Masses Containing Fracturing Joints and Analysis of Large-Scale Excavations, Rock Mechanics, Models and Measurements, Challenges from Industry, pp.681-688, 1994.
- 13) 吉田秀典, 堀井秀之: マイクロメカニクスに基づく岩盤の連続体モデルと大規模地下空洞掘削の解析, 土木学会論文集, No.535/III-34, pp.23-41, 1996.
- 14) Elsworth, D.: Computational Methods in Fluid Flow, Comprehensive Rock Engineering: Principles, Practice and Projects, Chapter 6, Volume 2, Hudson J.A. pp.173-189, 1993.
- 15) Kikuchi, K., Honda, M., Mimuro, T. and Yoshida, J.: Insitu Experimental Studies on Groundwater Flow Analysis for Jointed Rock Masses, Proceeding of Int. Soc. for Rock Mech., Volume 1, 7th Int. Congress on Rock Mech., Aachen, Deutschland, pp.393-396, 1991.
- 16) Elsworth, D. and Mase, C.R.: Groundwater in Rock Engineering, Comprehensive Rock Engineering: Principles, Practice and Projects, Chapter 8, Volume 1, Hudson J.A. pp.201-226, 1992.
- 17) New Energy and Industrial Technology Development Organization: FY 1992 Summary of Hot Dry Rock Geothermal Power Project in Japan, 1992.
- 18) New Energy and Industrial Technology Development Organization: FY 1994 Summary of Hot Dry Rock Geothermal Power Project in Japan, 1994.

(2000. 4. 3 受付)

ANALYSIS OF HYDRAULIC FRACTURING AND CIRCULATION TEST IN HOT DRY ROCK PROJECT

Masataka SAWADA, Hideyuki HORII and Hidenori YOSHIDA

In the design of Hot Dry Rock system, it is necessary to predict configuration of reservoir after stimulation and water flow in reservoir during circulation. In this paper, the sliding of natural joints originated by the action of water pressure is assumed for the governing mechanism of hydraulic fracturing, and analysis of stimulation at Hijiori in 1992 is conducted by using Micromechanics-based continuum (MBC) model. Then the relationship between joint opening and water pressure during circulation test is assumed, and analysis of circulation test is conducted. In this analysis, the results of stimulation analysis is used as initial condition. Finally, the prototype of designing method can be suggested.