

# MBCモデルによる肘折水圧破碎試験の解析

澤田昌孝<sup>1</sup>・堀井秀之<sup>2</sup>・Jiri VYCHYTIL<sup>3</sup>・吉田秀典<sup>4</sup>

<sup>1</sup>学生会員 東京大学 大学院工学系研究科社会基盤工学専攻修士課程 (〒 113-8656 東京都文京区本郷七丁目 3-1)

<sup>2</sup>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)

<sup>3</sup>工修 Andersen Consulting (Jiraskovo nam. 6, Praha 2, 120 00 Czech Republic)

<sup>4</sup>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、水圧破碎によって形成される貯留層の性能を予測することが不可欠である。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考えられる。こうしたジョイントの挙動を考慮に入れ、岩盤空洞掘削の解析手法として実績のある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)を拡張し、水圧破碎に対する解析手法の提案を行った。そして、解析例として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問題を取り上げ、解析結果と計測結果を比較することにより、解析手法の適用性を示した。

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

## 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圧の水を圧入し、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。この方法の特徴としては、

- 石油などの化石燃料を使わない。
- CO<sub>2</sub>などの放出物がほとんどない。
- 従来の地熱発電と違って、熱水系の存在しないところでも発電が可能であることから資源量が膨大である。

といったことが挙げられる。

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。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。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。

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<sup>1)</sup>。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<sup>2)</sup>。

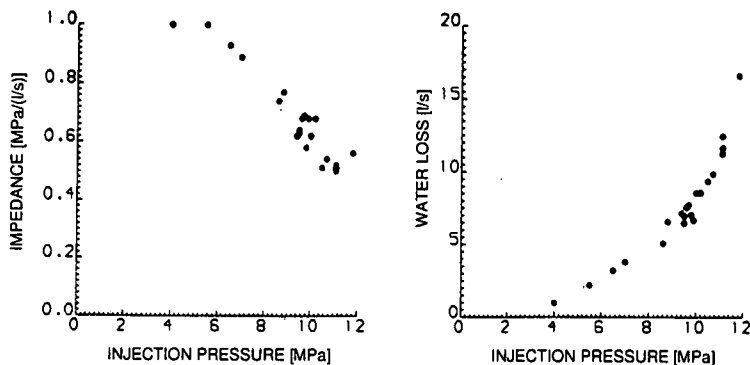


図-1 注入圧力とインピーダンス、水損失量の関係<sup>2)</sup>

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(1995)・FRacture(1981)等、多孔質モデルとしては、FEHM(1983)・GEOH3D(1995)等、亀裂モデルとしては、ROCKFLOW(1995)・GEOCRACK(1994)等が挙げられる<sup>3)</sup>。

水圧破碎の数値解析は循環試験に先行して実施され、循環試験に必要なデータを提供する役割を持つ。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および伸長を支配メカニズムとしたモデル<sup>4)</sup>、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<sup>5)</sup>等が提案されている。しかし、水圧破碎中に観測される種々の現象を十分に説明するまでには現在至っていない。理由の一つは初期地圧・地質情報から貯留層の形状を予測することが困難だからである。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 Horii, 1996<sup>6)</sup>)を3次元に拡張し、1992年に肘折実験場で行われた大規模水圧破碎試験の3次元岩盤変形・浸透流連成解析を行い、貯留層の形状・寸法および水圧の経時変化を実測結果と比較する。

## 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 Batchelor, 1988<sup>7)</sup>)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天然のジョイントのネットワークを持っている。さらに、地圧条件のみで破碎面の進展方向を予測することはできず、既存の割れ目の及ぼす影響が大きいことが報告されている<sup>8)</sup>。本研究におい

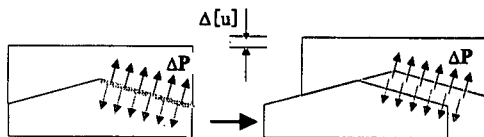


図-2 水圧の作用によるせん断すべりと開口

ても天然のジョイントシステムが水圧破碎中の不連続性岩盤の挙動に大きな影響を与えると考える。多くの場合、ジョイントの本数は膨大であり、数値解析において個々のジョイントを個別に取り扱うことは適当ではない。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。これまで水圧破碎実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<sup>9)</sup>。起伏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(図-2)。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 Yoshida(1994)<sup>10)</sup>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, 有効寸法, 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、水圧破壊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) 平均ひずみと平均応力

ジョイント (不連続面) を有する岩盤の応力-ひずみ関係は、代表要素 (R.V.E) 内の応力とひずみを平均することにより得られると仮定する。平均応力  $\bar{\sigma}_{ij}$  と平均ひずみ  $\bar{\epsilon}_{ij}$  は次式で定義される。

$$\bar{\sigma}_{ij} = \frac{1}{V} \int_V \sigma_{ij} dV, \quad (1)$$

$$\bar{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{V} \int_S \frac{1}{2} (u_i n_j + u_j n_i) dS. \quad (2)$$

ここで、 $V$  は代表要素の体積、 $S$  は外側境界面、 $u_i$  は変位ベクトルの成分、 $n_i$  は外向き単位法線ベクトルの成分である。代表要素における平均ひずみ  $\bar{\epsilon}_{ij}$  はジョイントを除いた基質岩盤の平均ひずみ  $\bar{\epsilon}_{ij}^R$  にジョイントのひずみを足し合わせて、式 (3) で与えられると仮定する。

$$\bar{\epsilon}_{ij} = D_{ijkl}^R \bar{\sigma}_{kl} + \frac{1}{2V} \sum_m \int_{\Omega_m} ([u_i^{(m)}] n_j^{(m)} + [u_j^{(m)}] n_i^{(m)}) dS. \quad (3)$$

ここで、 $D_{ijkl}^R$  は基質岩盤のコンプライアンステンソル、 $\Omega_m$  は代表要素  $V$  中の  $m$  番目のジョイント面、 $n_i^{(m)}$  はそのジョイント面での単位法線ベクトル、 $u_i$  は不連続面の上面 (あるいは下面) の変位を表すベクトルであり、 $[u_i]$  は上面と下面のギャップ量、つまり相対変位を表す。また、基質岩盤は均質な等弾性体と見なせるものとし、 $\bar{\epsilon}_{ij}^R = D_{ijkl}^R \bar{\sigma}_{kl}$  を用いた。式 (3) の右辺第一項は基質岩盤の平均ひずみであり、第二項はジョイントのせん断すべり・開口によるひずみを表す。

一般に岩盤の力学的応答は非線型であるため、式 (3) を増分方程式に書き換えると、

$$\Delta \bar{\epsilon}_{ij} = D_{ijkl}^R \Delta \bar{\sigma}_{kl} + \frac{1}{2V} \sum_m \int_{\Omega_m} (\Delta [u_i^{(m)}] n_j^{(m)} + \Delta [u_j^{(m)}] n_i^{(m)}) dS, \quad (4)$$

となる。

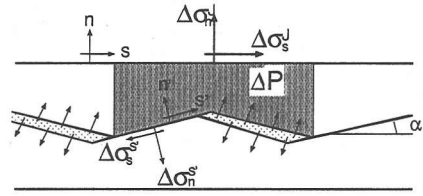


図-3 起伏を有するジョイント

## (3) 岩盤中におけるジョイントの水圧作用下での挙動

作用する平均応力増分と水圧増分に対する個々のジョイントの相対変位増分が求めれば、式 (4) より巨視的な応力増分とひずみ増分の関係が得られる。

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-3 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。ただし、これは水圧の効果を含めて MBC モデルを拡張するにあたっての仮定であり、水の岩盤浸透流としての振る舞いは 5 節を参照されたい。

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  $\bar{\sigma}_n^{S'}$ 、 $\bar{\sigma}_s^{S'}$ 、隣接する開口ジョイントの水圧を  $P$  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 Horii, 1996<sup>9)</sup>)。

$$\bar{\sigma}_s^{S'} = \bar{\sigma}_s^{J'} + P \sin(2\alpha), \quad (5)$$

$$\bar{\sigma}_n^{S'} = \bar{\sigma}_n^{J'} + P \cos(2\alpha), \quad (6)$$

ここで、 $\alpha$  は起伏角、 $P \geq 0$  である。また、すべり条

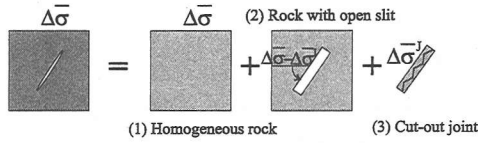


図-4 問題の重ね合わせ

件は次のように表せる。

$$|\bar{\sigma}_s^S| = -\bar{\sigma}_n^S \tan \phi, \quad (7)$$

ここで、 $\phi$  はジョイント面における摩擦角である。

すべり条件式 (7) が満たされた後は、ジョイント (図-3 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、図-3 のグレーの部分でのつ合いを考えることで、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。

$$\Delta\bar{\sigma}_n^J = \frac{1}{2}((\Delta\bar{\sigma}_n^{S'} - \Delta P) + \Delta\bar{\sigma}_s^{S'} \tan \alpha), \quad (8)$$

$$\Delta\bar{\sigma}_s^J = \frac{1}{2}(-(\Delta\bar{\sigma}_n^{S'} + \Delta P) \tan \alpha + \Delta\bar{\sigma}_s^{S'}). \quad (9)$$

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。

$$\Delta\bar{\sigma}_s^{S'} = \pm \Delta\bar{\sigma}_n^{S'} \tan \phi \quad (10)$$

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クションが、巨視的な起伏によるダイレクションに比べて小さく、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 (吉田・堀井, 1996<sup>11</sup>)。

$$\Delta[\bar{u}_n^J] = \Delta[\bar{u}_s^{J'}] \sin \alpha, \quad (11)$$

$$\Delta[\bar{u}_s^J] = \Delta[\bar{u}_n^{J'}] \cos \alpha, \quad (12)$$

$$\Delta[\bar{u}_n^{J'}] = 0. \quad (13)$$

#### (4) 水圧破碎される岩盤の構成式

式 (7) から式 (13) はジョイントの挙動を規定する関係式であるが、これによれば、ジョイントの相対変位は不定であり、応力の関数として表すことはできない。しかし、実際にはジョイントは岩盤に包含されており、ジョイントがせん断すべりを起こそうとすれば、包含している岩盤はそのせん断すべりに対して抵抗し、さらに、それにとまうダイレクションに対しても拘

束しようとする。結果として、ジョイントに作用する直応力は増加することとなる。

このような状況におけるジョイントの相対変位量を算定することが課題となるが、包含する岩盤系の剛性が小さい程、ジョイントの相対変位は大きくなる。ジョイントを包含する岩盤系の剛性は、そこに内在するジョイントにより低減するため、ジョイントの相対変位算定にあつたては、その効果、すなわちジョイント間の相互干渉の効果を考慮に入れなければならない。Cai and Horii(1992)<sup>12</sup>はジョイントの変形に着目し、マイクロメカにクスに基づいてジョイントを多数有する岩盤の構成則を導いた。包含する岩盤の拘束効果を考慮するために、系の剛性という概念を導入した。この概念に基づき、ジョイントの相対変位量の算定を行う。

ジョイントの相対変位は図-4 に示すように着目するジョイントを岩盤と等価な連続体に埋め込み、問題の重ね合わせを考えることにより算定される。無限遠方に平均応力の増分  $\Delta\bar{\sigma}$  が、そしてジョイント上には  $\Delta\bar{\sigma}^J$  が作用しているものとする。この問題 (a) をジョイントを含まない均一な問題 (b)、ジョイントをくり抜いたスリット問題 (c)、そしてくり抜かれたジョイントの問題 (d) に分ける。ここで問題 (c) におけるスリットの相対変位増分  $\Delta[\bar{u}_s^S]$  は、次式により与えられる。

$$\Delta\bar{\sigma}_n - \Delta\bar{\sigma}_n^J = \bar{K}_n \Delta[\bar{u}_n^S], \quad (14)$$

$$\Delta\bar{\sigma}_s - \Delta\bar{\sigma}_s^J = \bar{K}_s \Delta[\bar{u}_s^S]. \quad (15)$$

ここで、 $\bar{K}_n$  および  $\bar{K}_s$  はそれぞれ法線方向、および接線方向の系の剛性であり、

$$\bar{K}_n = \frac{\bar{E}}{\lambda_n^o \lambda_n^s L^J / 2} = \frac{\bar{E}}{\lambda_n^o \bar{L}_n^J / 2}, \quad (16)$$

$$\bar{K}_s = \frac{\bar{G}}{\lambda_s^o \lambda_s^s L^J / 2} = \frac{\bar{G}}{\lambda_s^o \bar{L}_s^J / 2}, \quad (17)$$

と定義される。ここで、 $n, s$  はくりぬいたジョイントの法線、せん断方向成分を表す。また、 $\bar{E}$  はジョイント面に対して垂直方向の等価接線剛性、 $\bar{G}$  は岩盤の等価接線せん断剛性であり、また、 $L^J$  はジョイントの代表寸法である。式 (14)、式 (15)、式 (16)、式 (17) は無限弾性体中に存在するクラックの解より導かれる (吉田・堀井, 1996<sup>11</sup>)。  $\lambda_n^o$  および  $\lambda_s^o$  はジョイントの形状に関する無次元の係数で、 $\lambda_n^s$  および  $\lambda_s^s$  はジョイントの連結性を表す無次元のパラメータである。ジョイントを円形と仮定すれば、 $\lambda_n^o = 16(1-\nu^2)/3\pi$ 、 $\lambda_s^o = 16(1-\nu)/3\pi(2-\pi)$  ( $\nu$  はポアソン比) であり、2次元問題では、 $\lambda_n^s = \pi$ 、 $\lambda_s^s = \pi/2(1+\nu)$  となる。一般にジョイントは孤立して存在するわけではなく、他のジョイントと複雑に交差している。この影響はジョイントが変形しやすい、すなわち包含する岩盤の剛性が低減する、

あるいはジョイントの見かけの寸法が増大するという  
ことで表現される。ジョイントの連結性を表すパラメータ  
 $\lambda_n^c$ ,  $\lambda_s^c$  はこの効果を表す。しかし、具体的にはこの  
値を測定して定めることは難しく、ジョイントの寸法自  
身も特定しがたい。ここでは、ジョイントの法線方向お  
よび接線方向について、 $\bar{L}_n^J = \lambda_n^c L^J$ ,  $\bar{L}_s^J = \lambda_s^c L^J$  を定  
義し、本論文では有効寸法（法線方向および接線方向）  
と呼ぶこととする。さらに、法線方向と接線方向に対  
する成分の差も無視して、 $\bar{L}^J = \lambda_n^c L^J = \lambda_s^c L^J$  とする。

変位の適合条件を考慮すると、ジョイントとスリット  
における両者の相対変位増分量は等しくなければならない。  
すなわち、

$$\Delta[\bar{u}_n^S] = \Delta[\bar{u}_n^J], \quad (18)$$

$$\Delta[\bar{u}_s^S] = \Delta[\bar{u}_s^J], \quad (19)$$

である。ここで、 $\Delta[\bar{u}_n^J]$ ,  $\Delta[\bar{u}_s^J]$  はそれぞれジョイント  
における法線方向、および接線方向の相対変位増分であ  
る。

式(8)~式(15)、式(18)、式(19)を連成することによ  
り、ジョイントのすべり面上の相対変位増分( $\Delta[\bar{u}_s^J]$ )  
が平均応力増分( $\Delta\bar{\sigma}_n^m$ ,  $\Delta\bar{\sigma}_s^m$ )の関数として求められる。  
その結果、 $m$  番目のジョイントセット(同じ幾何特性・  
物性を持つジョイントをグループ化しジョイントセット  
と呼ぶこととする)の相対変位増分は、

$$\Delta[\bar{u}_n^J(m)] = Y_{nn}^{(m)} \Delta\bar{\sigma}_n^{(m)} + Y_{ns}^{(m)} \Delta\bar{\sigma}_s^{(m)} + Y_{Pn}^{(m)} \Delta P, \quad (20)$$

$$\Delta[\bar{u}_s^J(m)] = Y_{sn}^{(m)} \Delta\bar{\sigma}_n^{(m)} + Y_{ss}^{(m)} \Delta\bar{\sigma}_s^{(m)} + Y_{Ps}^{(m)} \Delta P, \quad (21)$$

と求まる<sup>6)</sup>。ここで  $\Delta\bar{\sigma}_n^{(m)}$ ,  $\Delta\bar{\sigma}_s^{(m)}$  は平均応力の増分  
の  $m$  番目のジョイントセットに対する垂直およびせん  
断成分であり、 $Y_{nn}^{(m)}$ ,  $Y_{ns}^{(m)}$ ,  $Y_{sn}^{(m)}$ ,  $Y_{ss}^{(m)}$ ,  $Y_{Pn}^{(m)}$  およ  
び  $Y_{Ps}^{(m)}$  は

$$Y_{nn}^{(m)} = \frac{\tan \alpha^{(m)} + \tan \phi^{(m)}}{\bar{K}^{(m)}} \sin \alpha^{(m)}, \quad (22)$$

$$Y_{ns}^{(m)} = \frac{1 - \tan \phi^{(m)} \tan \alpha^{(m)}}{\bar{K}^{(m)}} \sin \alpha^{(m)}, \quad (23)$$

$$Y_{sn}^{(m)} = \frac{\tan \alpha^{(m)} + \tan \phi^{(m)}}{\bar{K}^{(m)}} \cos \alpha^{(m)}, \quad (24)$$

$$Y_{ss}^{(m)} = \frac{1 - \tan \phi^{(m)} \tan \alpha^{(m)}}{\bar{K}^{(m)}} \cos \alpha^{(m)}, \quad (25)$$

$$Y_{Pn}^{(m)} = \{(\tan \alpha^{(m)} + \tan \phi^{(m)}) \\ + \tan \alpha^{(m)}(1 - \tan \alpha^{(m)} \tan \phi^{(m)})\} \sin \alpha^{(m)} \\ / 2\bar{K}^{(m)}, \quad (26)$$

$$Y_{Ps}^{(m)} = \{(\tan \alpha^{(m)} + \tan \phi^{(m)}) \\ + \tan \alpha^{(m)}(1 - \tan \alpha^{(m)} \tan \phi^{(m)})\} \cos \alpha^{(m)} \\ / 2\bar{K}^{(m)}, \quad (27)$$

$$\bar{K}^{(m)} = \bar{K}_n^{(m)} \sin \alpha^{(m)} (\tan \phi^{(m)} + \tan \alpha^{(m)}) \\ + \bar{K}_s^{(m)} \cos \alpha^{(m)} (1 - \tan \phi^{(m)} \tan \alpha^{(m)}), \quad (28)$$

である。 $\bar{K}_n^{(m)}$ ,  $\bar{K}_s^{(m)}$  は式(16)、式(17)で与えられる。  
ジョイントの相対変位増分の式に水圧増分の項が現れる  
ことが従来の MBC 解析との違いである。これよりジョ  
イントの変形によるひずみ増分  $\Delta[u_i^{(m)}]n_j + \Delta[u_j^{(m)}]n_i$   
が計算される。この局所座標系における成分をマトリ  
クス表示すれば、

$$\begin{Bmatrix} \Delta\bar{\varepsilon}_{11}^{J'} \\ \Delta\bar{\varepsilon}_{22}^{J'} \\ \Delta\bar{\varepsilon}_{33}^{J'} \\ \Delta\bar{\varepsilon}_{12}^{J'} \\ \Delta\bar{\varepsilon}_{23}^{J'} \\ \Delta\bar{\varepsilon}_{32}^{J'} \end{Bmatrix}_m = \frac{1}{d^{(m)}} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & Y_{nn}^{(m)} & 0 & 0 & Y_{ns}^{(m)} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & Y_{sn}^{(m)} & 0 & 0 & Y_{ss}^{(m)} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta\bar{\sigma}_{11} \\ \Delta\bar{\sigma}_{22} \\ \Delta\bar{\sigma}_{33} \\ \Delta\bar{\sigma}_{12} \\ \Delta\bar{\sigma}_{23} \\ \Delta\bar{\sigma}_{31} \end{Bmatrix}_m \\ + \frac{1}{d^{(m)}} \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ Y_{Pn}^{(m)} \\ 0 \\ 0 \\ Y_{Ps}^{(m)} \end{Bmatrix} \Delta P, \quad (29)$$

となる。ここで、局所座標系はジョイントの法線方向  
を  $x_3'$ , ジョイントのせん断応力が最大となる方向を  $x_1'$   
にとった。添字のプライムは、この局所座標系に関する  
成分であることを表す。d はジョイントの平均間隔で  
ある。式(29)をテンソル成分表示すれば、

$$\Delta\bar{\varepsilon}_{ij}^{J'(m)} = D_{ijkl}^{J'(m)} \Delta\bar{\sigma}_{kl} + \xi_{ij}^{(m)} \Delta P, \quad (30)$$

と表される。この式を全体座標系で表せば、座標変換  
行列  $T_{ij}$  を用いて、

$$\Delta\bar{\varepsilon}_{ij}^{J(m)} = D_{ijkl}^{J(m)} \Delta\bar{\sigma}_{kl} + \xi_{ij}^{(m)} \Delta P, \quad (31)$$

$$D_{ijkl}^{J(m)} = T_{pi} T_{qj} T_{rk} T_{sl} D_{pqrs}^{J'(m)}, \quad \xi_{ij}^{(m)} = T_{ki} T_{lj} \xi_{kl}^{(m)}, \quad (32)$$

$$e_i = T_{ij} e'_j, \quad (33)$$

となる。ここで、 $e_i$ ,  $e'_i$  はそれぞれ全体座標系、およ  
び局所座標系の基底ベクトルである。したがって、式  
(4) は次のように表わされる。

$$\Delta\bar{\varepsilon}_{ij} = [D_{ijkl}^R + \Sigma_m D_{ijkl}^{J(m)}] \Delta\bar{\sigma}_{kl} + \Sigma_m \xi_{ij}^{(m)} \Delta P. \quad (34)$$

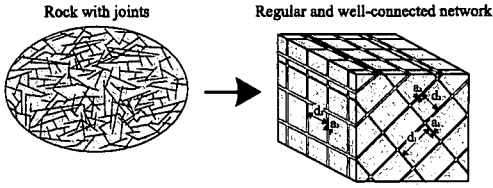


図-5 連成解析におけるジョイントモデル

ここで、 $D_{ijkl}^R$  は基質岩盤のコンプライアンステンソルである。 $D_{ijkl}^{J(m)}$  は  $m$  番目のジョイントセットの方向に対する岩盤の等価接線垂直剛性  $\bar{E}^{(m)}$ 、等価接線せん断剛性  $\bar{G}^{(m)}$  の関数であることに注意する。

結局、ジョイントを含む岩盤の構成式は

$$\Delta \bar{E}_{ij} = \bar{D}_{ijkl} \Delta \bar{\sigma}_{kl} + \bar{\xi}_{ij} \Delta p, \quad (35)$$

$$\bar{D}_{ijkl} = D_{ijkl}^R + \sum_m D_{ijkl}^{(m)}(\bar{E}^{(m)}, \bar{G}^{(m)}), \quad (36)$$

$$\bar{\xi}_{ij} = \sum_m \bar{\xi}_{ij}^{(m)}, \quad (37)$$

となる。ここで、 $\bar{D}_{ijkl}$  はジョイントを含む岩盤の巨視的接線コンプライアンステンソルであり、ジョイントセットの方向に対する岩盤の等価接線垂直剛性  $\bar{E}^{(m)}$  と等価接線せん断剛性  $\bar{G}^{(m)}$  ( $m = 1, 2, \dots, M$ :  $M$  はジョイントセットの数) の関数となる。

### (5) 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、フラクチャーネットワークの連結、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(1993)<sup>13)</sup>の方法を採用する。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支配方程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。解析結果として貯留層の形状や透水性の高い領域の広がり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(1989)<sup>14)</sup>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、ジョイントが並行な面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。)

$$q_f = -\frac{k}{\mu} \nabla(p + \gamma z). \quad (38)$$

ここで、 $q_f$  はダルシーの流速、 $k$  は透水係数、 $\mu$  は動粘性係数、 $\gamma$  は水の単位体積重量、 $z$  は鉛直上向きを正とする座標である。本浸透流解析においては図-5のようにジョイントネットワークを並行で連結した不連続面のセットと理想化する。さらに、前章までのMBC解析により、地圧、ジョイントの幾何特性・物性等を原因とした解析領域全体での異方性は考慮されるので、ここで考える局所的な透水係数は等方を仮定する。すると、不連続性岩盤は次のような体積透水係数  $k$ 、間隙率  $\bar{n}$  を持つ等価浸透性媒体にモデル化される<sup>15)</sup>。

$$k = \frac{1}{12} \sum_{m=1}^M \frac{[\bar{u}_n^{J(m)}]^3}{d^{(m)}}, \quad (39)$$

$$\bar{n} = \sum_{m=1}^M \frac{[\bar{u}_n^{J(m)}]}{d^{(m)}}. \quad (40)$$

ここで、 $[\bar{u}_n^{J(m)}]$ 、 $d^{(m)}$  はそれぞれジョイントセット  $m$  の開口幅(初期値は0であり、前節までの垂直相対変位に等しいと仮定する)、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。 $[\bar{u}_n^{J(m)}]$  は前節に示した様に岩盤の力学的挙動として求まる量であり、透水係数  $k$  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支配方程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  $\bar{\sigma}$  とすべり増分関係は次のように表現される。

$$\Delta \bar{\epsilon} = \bar{D} \Delta \bar{\sigma} + \bar{\xi} \Delta p, \quad (41)$$

$$\Delta \bar{\sigma} = \bar{C} \Delta \bar{\epsilon} - \bar{C} \bar{\xi} \Delta p. \quad (42)$$

浸透流の連続条件は次のとおりである。

$$\nabla^T q_f = m^T \Delta \bar{\epsilon} - \beta_f \Delta p. \quad (43)$$

ここで、 $\nabla^T = [\partial/\partial x, \partial/\partial y, \partial/\partial z]$ 、 $m^T = [1, 1, 1, 0, 0, 0]$ 、 $\beta_f$  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。

$$\beta_f = \frac{\bar{n}}{\bar{K}_R}, \quad \bar{K}_R = \frac{\bar{E}}{3(1-2\nu)}. \quad (44)$$

ここで  $\bar{E}$  として不連続性岩盤の有効ヤング率を用いる。有効ヤング率とは、ジョイントの存在により基質岩盤のヤング率より低減した不連続性岩盤の巨視的なヤング率のことである。ここでは、式(36)の  $\bar{E}$  と同じもの

とする。また、式(38)と式(43)から、浸透流の方程式が得られる。

$$-\frac{1}{\mu} \nabla^T \mathbf{k} \nabla p = \mathbf{m}^T \Delta \varepsilon - \beta_f \Delta p + \frac{\gamma}{\mu} \nabla^T \mathbf{k} \nabla z. \quad (45)$$

岩盤の釣り合い式は

$$\int_V \mathbf{B}^T \Delta \bar{\sigma} dV = 0, \quad (46)$$

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(42)と式(46)を用いて、変形の支配方程式は次のように表される。

$$\int_V \mathbf{B}^T \bar{\mathbf{C}} \Delta \bar{\varepsilon} dV - \int_V \mathbf{B}^T \bar{\mathbf{C}} \bar{\xi} \Delta p dV = 0. \quad (47)$$

高温岩体発電の水圧破碎における水圧の勾配に比べて位置水頭の勾配はきわめて小さいので式(45)の最終項は無視できる。よって、岩盤の変形と浸透流の連成式は、

$$\int_V \mathbf{B}^T \bar{\mathbf{C}} \mathbf{B} dV \dot{\mathbf{u}} - \int_V \mathbf{B}^T \bar{\mathbf{C}} \bar{\xi} \mathbf{N} dV \dot{p} = 0, \quad (48)$$

$$-\frac{1}{\mu} \int_V \mathbf{A}^T \mathbf{k} \mathbf{A} dV \dot{p} - \int_V \mathbf{N}^T \mathbf{m}^T \mathbf{B} dV \dot{\mathbf{u}} + \beta_f \int_V \mathbf{N}^T \mathbf{N} dV \dot{p} = 0. \quad (49)$$

ここで、 $\mathbf{N}$ は形状関数であり、 $\mathbf{A} = \nabla \mathbf{N}$ である。上の式は以下のようににも書ける。

$$\begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & \mathbf{R}_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{u} \\ p \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{S}_{11} & \mathbf{S}_{12} \\ \mathbf{S}_{21} & \mathbf{S}_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\mathbf{u}} \\ \dot{p} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \end{Bmatrix}. \quad (50)$$

ここで

$$\mathbf{S}_{11} = \int_V \mathbf{B}^T \bar{\mathbf{C}} \mathbf{B} dV, \quad (51)$$

$$\mathbf{S}_{12} = - \int_V \mathbf{B}^T \bar{\mathbf{C}} \bar{\xi} \mathbf{N} dV, \quad (52)$$

$$\mathbf{S}_{21} = - \int_V \mathbf{N}^T \mathbf{m}^T \mathbf{B} dV, \quad (53)$$

$$\mathbf{S}_{22} = \beta_f \int_V \mathbf{N}^T \mathbf{N} dV, \quad (54)$$

$$\mathbf{R}_{22} = - \frac{1}{\mu} \int_V \mathbf{A}^T \mathbf{k} \mathbf{A} dV. \quad (55)$$

$\mathbf{u}^T = [\mathbf{u}, p]$ と表すと、式(50)はベクトル $\mathbf{u}$ の時間 $t$ に関する連立常微分方程式となっている。これを差分化を行うことにより解く。時刻 $t + \theta \Delta t$ におけるベクトル $\mathbf{u}$ を線形差分近似を用いて、次のように表せる。

$$\mathbf{u}^{t+\theta \Delta t} = (1 - \theta) \mathbf{u}^t + \theta \mathbf{u}^{t+\Delta t} \quad (56)$$

また、時刻 $t + \theta \Delta t$ におけるベクトル $\mathbf{u}$ の時間微分は次のように表せる。

$$\dot{\mathbf{u}}^{t+\theta \Delta t} = \frac{1}{\Delta t} (\mathbf{u}^{t+\Delta t} - \mathbf{u}^t). \quad (57)$$

初期値問題の解を求めるために $\theta$ の値によっていくつかの時間ステップの決め方がある(Euler法では $\theta = 0$ , Crank-Nicholson法では $\theta = 1/2$ , Galerkin法では $\theta = 2/3$ , Implicit法では $\theta = 1$ )。Elsworth<sup>13)</sup>によれば地盤システムにおける連成解析にはCrank-Nicholson法が適しているということである。 $\theta = 1/2$ を用いて、式(56)と式(57)を式(50)に代入すると、次式が得られる。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{S}_{11} & \mathbf{S}_{12} \\ \mathbf{S}_{21} & \mathbf{S}_{22} + \frac{\Delta t}{2} \mathbf{R}_{22} \end{bmatrix} \mathbf{u}^{t+\Delta t} = \begin{bmatrix} \mathbf{S}_{11} & \mathbf{S}_{12} \\ \mathbf{S}_{21} & \mathbf{S}_{22} - \frac{\Delta t}{2} \mathbf{R}_{22} \end{bmatrix} \mathbf{u}^t. \quad (58)$$

### 3. 水圧破碎の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年に秋田県折実実験場において行われた水圧破碎試験の有限要素解析を行う。この水圧破碎試験は地下約2200m地点を対象に行われ、最大で約4.5m<sup>3</sup>/minの水が13時間に渡り注入された。表-1に示す水圧破碎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データとして用いる。

実験場で行われた水圧破碎試験では、注入流量を制御して、水圧を計測しているのので、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、透水係数の空間分布などが解析結果として得られる。貯留層の形状に関しては実際の水圧破碎時における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。起伏角は調査することが難しいパラメータであり、ここで解析するケースについても何ら予見情報はない。過去の解析より、解析結果として得られる貯留層の形状・水圧は起伏角に大きく依存することが知られている。そこで起伏角に5°, 10°, 15°の3通りの値を用いて解析を行う。

#### (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、外側境界で変位をとめるものとする。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に位置する要素の8つの節点に対して与える。

計算を行う領域は2×2×2kmの立方体とし、 $x, y, z$

表-1 入力データの値

初期地圧	$\sigma_H = 64.8\text{MPa}(N95^\circ E)$
	$\sigma_h = 39.4\text{MPa}$
	$\sigma_z = 52.7\text{MPa}$
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 $N70^\circ E$
	1. 傾斜 $65^\circ N$
	2. 走向 $N100^\circ E$
	2. 傾斜 $45^\circ N$
	1,2. 有効寸法 $\bar{L}^J = 10\text{m}$
	1,2. 平均間隔 $d = 1\text{m}$
1,2. 摩擦角 $\phi = 35^\circ$	

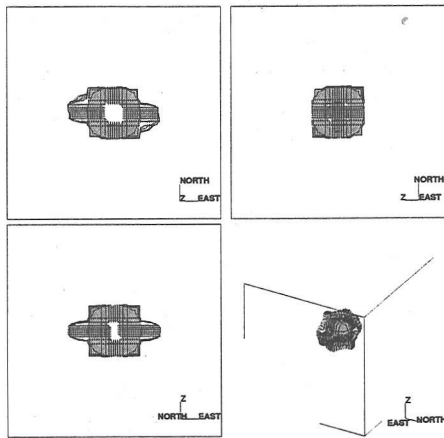


図-6 起伏角 5° の時の貯留層の形状

方向をそれぞれ 15 に分割する (総節点数 4096, 総要素数 3375 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.

### (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透水係数は  $2.0 \times 10^{-15}\text{m}^2$  であった. また, 水圧破砕試験後に観測された透水係数は 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. 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さまざまな試験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

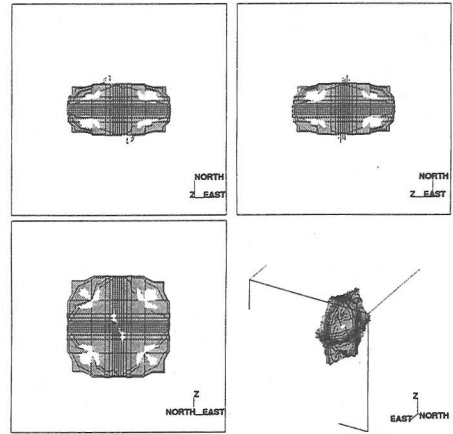


図-7 起伏角 10° の時の貯留層の形状

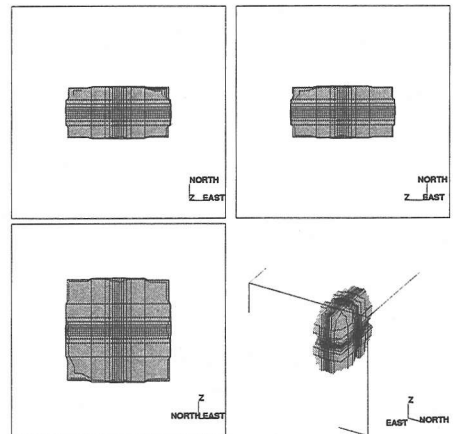


図-8 起伏角 15° の時の貯留層の形状

た<sup>16) 17)</sup>. 入力に用いた注入流量を図-10 に示す. 水温  $100^\circ\text{C}$  を仮定し, 動粘性係数には  $\mu = 4.76 \times 10^{-12}\text{MPa}\cdot\text{min}$  を用いる. ジョイントネットワーク内の初期水圧は 1326m 地点の静水圧である  $13\text{MPa}$  とする.

初期透水係数を  $2.0 \times 10^{-15}\text{m}^2$  として計算を行うと破砕 (本解析においては, ジョイントが開口すること) が全く起きない.  $1.0 \times 10^{-16}\text{m}^2$  でも注入点のわずかに周辺のみ破砕しか起きず特徴が掴めない. そこで, ここでは  $0.5 \times 10^{-16}\text{m}^2$  という値を用い, 正規の注入流量をインプットする前に  $1\text{m}^3/\text{min}$  の流量で 20 分間予備破砕を行った. この時, 注入点近辺の初期透水係数は  $1.0 \times 10^{-11} \sim 1.0 \times 10^{-10}\text{m}^2$  であった. 予備破砕後に実際の注入流量を入力データとして水圧破砕の解析を行った. 以下にその結果を示す.

ここでは, ジョイントが開口し, 透水性が高まった



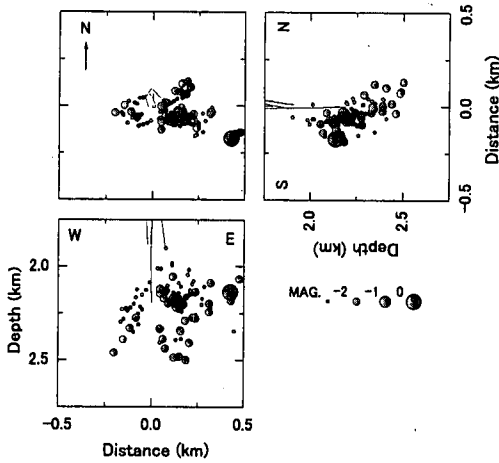


図-9 肘折水圧破碎試験での AE ソースの分布 (NEDO 1992)

領域を貯留層とする。図-6、図-7、図-8はそれぞれ起伏角  $\alpha$  を  $5^\circ$ ,  $10^\circ$ ,  $15^\circ$  としたときの貯留層の形状である (左上:上から見た図, 右上:東から見た図, 左下:南から見た図, 右上:北東上方から見た図)。

3通りの起伏角に対する貯留層の形状を比較すると、平坦なジョイントよりも起伏の大きいジョイントのほうが卓越ジョイントセットの方向を反映して南北方向よりも東西方向、鉛直方向に偏って貯留層が広がる。平坦なジョイントの場合はそれに対して貯留層の拡大は等方的であり、若干東西方向への拡がり認められるのみである。実験場では、水圧破碎時の AE ソースの分布を貯留層の形状の把握に用いている。図-9は肘折での水圧破碎時の AE ソースの分布である<sup>16)</sup>。1辺の長さは1kmであるので、解析結果で表示された領域の半分である。これを見ると、南北方向よりも東西方向や深さ方向に拡がって分布している傾向がある。これは、卓越するジョイントの走向・傾斜の影響を強く受けていると考えることができる。しかし、南から見たときに注入点から西上方にはほとんど分布していない。AE ソースの分布と解析結果を比較してみると、貯留層のサイズに関しては、解析結果が20%程度大きめにでている。これは解析で破碎を引き起こしやすくするために極端に透水係数の値を小さくしたことが原因であると考えられる。また、貯留層の形状に関しては  $\alpha$  を  $10^\circ$  とした時の解析結果がよく特徴をとらえている。

図-10、図-11、図-12は注入流量、坑底部(-2160m)の水圧の解析結果、-1326m地点での観測水圧および新たにせん断すべりの起こった要素数を表している。水圧破碎を含む循環試験中に注入井坑底部において水圧の測定に成功した例はなく、信頼できる注入井内水圧換算モデルがないので、ここでは同一地点での水圧の比較は行わない。起伏角が小さい方が坑底部の水圧の値

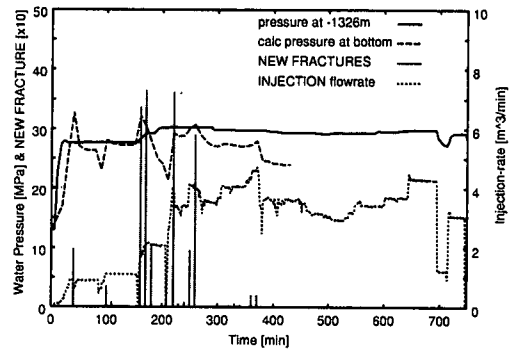


図-10 流量と水圧の時系列データ ( $\alpha = 5^\circ$ )

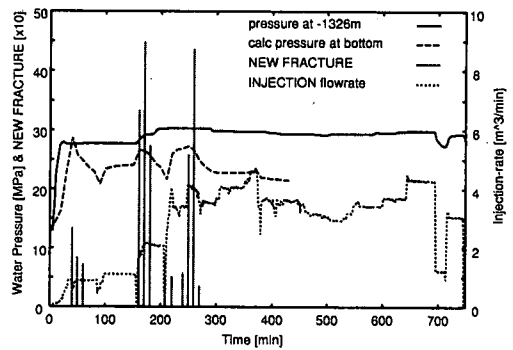


図-11 流量と水圧の時系列データ ( $\alpha = 10^\circ$ )

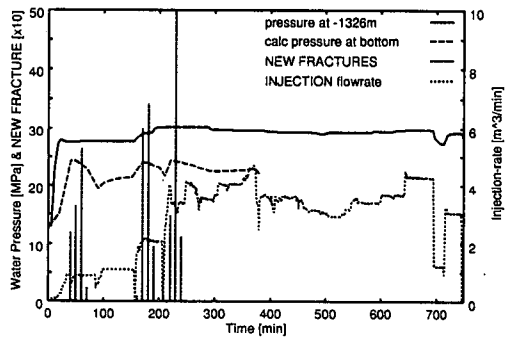


図-12 流量と水圧の時系列データ ( $\alpha = 15^\circ$ )

が大きくなる。また、破碎が起きる要素数は起伏角が小さいと少ない。3ケースとも水圧の解析結果は流量の変化の影響を強く受けている。注入流量の変化に対して水圧および新規破碎要素数の解析結果がどのように関係しているかを考える。注入流量が増加すると水圧の値も大きくなり、破碎が起きる。破碎が起るとさらに流量が増加しない限り水圧の値は下がる。また、破

砕が起きるほど、流量が多くなっても水圧は上りにくくなる。坑口部で観測された水圧も流量の変化を反映したグラフになっている。これに対して、地下 1326m 地点の水圧は最初上昇する時以外は流量の影響はほとんど受けず、ほぼ一定の値を取る。この現象の原因はまだ明らかではない。

#### 4. まとめ

本研究では不連続性岩盤に対する MBC モデルを基にして水圧破砕のモデル化を行い、それを用いて水圧破砕試験の解析を行った。このモデル化の特徴は、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。

解析結果として得られた貯留層は肘折水圧破砕試験時に観測された AE ソースの分布ともおおむね一致している。この解析で得られる透水係数と水圧の分布を利用すれば循環試験の解析が行える。しかし、起伏角の値によって解析結果の貯留層の形状が異なる。起伏角の同定方法等については、さらに検討しなければならない。現在のモデルでは熱の移動をないものと仮定している。実際には熱の移動によって、岩盤の伸縮が起こったり、水の動粘性係数が変化したりしている。より現実に近い解析を行うためには、現在の浸透流と岩盤の連成解析に熱移動を連成させなければならない。

本研究は水圧破砕と地下の水の流れを予測する一連の手法を提示している。解析結果として得られた透水係数の値を用いて循環試験の解析を行えば、最適な生産井の位置が特定できる。また、熱移動解析と連成させることにより、熱抽出量の時刻歴変化の予測が可能となる。本研究は高温岩体発電の実現に向けての一つのステップにすぎないが、現地実験にかかる莫大な費用を軽減し、開発リスクを小さくするという点において大きな役割を果たすものと考えられる。

**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。ここに同機関関係各位に厚く謝意を表する。

#### 参考文献

- 1) Jupe, A.J. and Willis-Richards, J.: Review of HDR Projects, CSM Associates Limited, 1992.
- 2) 堀井秀之: 岩盤構造物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.

- 3) 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.
- 4) Rarker, R.H.: Phase 2B Reports of the Camborne School of Mines (CSM) Project, Report 2B-45, Pergamon Press, 1989.
- 5) 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.
- 6) 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.
- 7) 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.
- 8) 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.
- 9) Jupe, A.J., Willis-Richards, J. and Nicolls, J.D.: Review of HDR Projects. Report Prepared for AEA Technology. CSM Associates, UK. 1992.
- 10) 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.
- 11) 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.
- 12) Cai, M. and Horii, H.: A Constitutive Model of Highly Jointed Rock Masses, Mechanics of Materials, 13, pp.217-246, 1992.
- 13) 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.
- 14) Kikuchi, K., Honda, M., Mimuro, T. and Yoshida, J.: In situ 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.
- 15) 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.
- 16) New Energy and Industrial Technology Development Organization: FY 1992 Summary of Hot Dry Rock Geothermal Power Project in Japan.
- 17) New Energy and Industrial Technology Development Organization: FY 1994 Summary of Hot Dry Rock Geothermal Power Project in Japan.

(1999. 7. 15 受付)

# ANALYSIS OF HYDRAULIC FRACTURING INJECTION AT HIJIORI HOT DRY ROCK SITE BY MBC MODEL

Masataka SAWADA, Hideyuki HORII, Jiri VYCHYTIL and Hidenori YOSHIDA

In this paper, the mechanical response of rock mass to high-pressure hydraulic injections applied during hot dry rock (HDR) stimulation is studied. The sliding of natural joints originated by the action of water pressure is assumed to be the governing mechanism of hydraulic fracturing. The constitutive relationship for the mechanical behavior of jointed rock mass under hydraulic fracturing is formulated by the extension of the MBC (micromechanics based continuum) model which is developed for mechanical behavior of jointed rock mass under excavation. Numerical simulation of hydraulic fracturing injection at Hijiori, Japan is conducted. The numerical results are in agreement with experimental data.