粘性の異なる破砕流体による 水圧破砕の粒状体個別要素法解析*

清水 浩之¹ 村田 澄彦² 石田 毅³

The Distinct Element Analysis for Hydraulic Fracturing with Fluid Having Different Viscosity

by Hiroyuki SHIMIZU^a, Sumihiko MURATA^b and Tsuyoshi ISHIDA^c

- a. Postgraduate student of Kyoto University, Kyoto, 615-8540 JAPAN
(Corresponding author E-mail: Hiroyuki.Shimizu@t01.mbox.media.kyoto-u.ac.jp)
b. Associate Professor, Kyoto University
c. Professor, Kyoto University

A considerable amount of research has been carried out in the past few decades trying to understand the mechanics of hydraulic fracturing. Conventional modeling methods using a fracture mechanics suggest that a tensile crack is generated in hydraulic fracturing, and elongates in the major-principal-stress direction. Whereas, according to the acoustic emission (AE) events recorded during the laboratory and field hydraulic fracturing experiment, most AE classified as the shear type mechanisms. Thus, the hydraulic fracturing mechanism has not been sufficiently clarified.

In this study, the flow-coupled DEM (distinct element method) simulations are performed to better understand the hydraulic fracturing mechanism and the influence of fluid viscosity. The DEM can directly represent grain-scale microstructural features of rock without complicated constitutive laws. This suggests that the DEM model may be more appropriate for the analysis of rock fracturing than other numerical analysis techniques. The simulation results were in good agreement with the actual experimental results. As the results, the followings were found. When the low viscous fluid is used, the fluid is infiltrated into the fracture instantaneously, and the energy emitted from the tensile crack is small compared with that from the shear crack. Such a small AE is easily buried in a noise and hard to be measured in an experiment, the shear type AE with large energy is dominantly observed in AE measurement experiment. On the other hand, when the highly viscous fluid is used, the fluid is infiltrated slowly into the crack after the fracture elongates first. At this time, fluid pressure becomes very high. Highly pressurized fluid causes large fracture opening, and generates tensile cracks which emit large energy. Due to this reason, both tensile and shear types of AE are observed during the injection of high viscous fluid in an AE monitoring.

KEY WORDS: Distinct Element Method (DEM), Hydraulic Fracturing, Viscosity, Acoustic Emission(AE), Crack, Rock, Fracture

1. 緒 言

水圧破砕法は高温岩体発電における人工亀裂の造成技術、石油・天然ガスの低浸透性貯留層に対する生産性向上技術などに利用されている。水圧破砕法の利用に際して、合理的な設計・施工を行うためには水圧破砕によって造成される人工亀裂の生成メカニズムを明らかにしておくことが望ましい。

1950年代に入り、水圧破砕を岩盤の応力状態と関連付けて考えるようになり、HubbertとWillisによってその理論付けがなされた¹⁾。彼らは、ボアホール周辺の岩盤が不透水性で、等方均

質な弾性体であり、かつ、主応力軸のひとつがボアホール軸と一致すると仮定した場合、亀裂は引張による破壊であり、最大圧縮主応力の方向に形成されることを理論的に示した。

これらの理論的研究に対し、水圧破砕のような岩石の破壊メカニズムを解明するための実験的手法の一つにAcoustic Emission (AE)測定が挙げられる。AEとは材料の微小破壊に伴う高周波の弾性波動放射と定義されるものであり、これを測定することにより、そのAEの発生に伴って生じた破壊面の三次元的な方向と、その破壊を生じさせた主応力を求めることができる²⁾。しかし、野外や室内での水圧破砕実験で観測されたAEのメカニズム解によると、ほとんどのAEが理論的に予測される引張型の亀裂ではなくせん断型の亀裂によって生じたことが示されている³⁻⁶⁾。

また、実際の水圧破砕法の利用に際して、水ではなく粘性の高い流体を破砕流体として用いることがある^{7,8)}。これに対してIshidaら⁹⁾は粘性1mPa・sの水と粘性80mPa・sの油を用いて花崗岩供試体の室内水圧破砕実験を行い、水圧破砕における破砕流体

*2009年6月15日受付 2010年1月13日受理

1. 学生会員 京都大学大学院 工学研究科 社会基盤工学専攻 博士後期課程

2. 普通会員 工博 京都大学大学院 准教授 工学研究科 社会基盤工学専攻

3. 普通会員 工博 京都大学大学院 教授 工学研究科 社会基盤工学専攻

[著者連絡先] FAX: 075-383-3213

E-mail: Hiroyuki.Shimizu@t01.mbox.media.kyoto-u.ac.jp

キーワード: 個別要素法, 水圧破砕, 粘性, AE, 亀裂, 岩盤, 破壊

Fig.1 Three springs between two bonded particles.

Fig.2 Bonded particles model.

の粘性の影響について検討を行なった。その結果、粘性の小さい水の場合にはせん断破壊のメカニズムを示す AE が多く観測されるが、粘性の大きな油の場合にはせん断型の AE とともに引張型の AE も頻繁に観測されることを報告した。

このように、水圧破砕による人工亀裂の生成メカニズムについては従来の理論的検討だけでは説明できない不明瞭な点が残されているのが現状である。

岩石の破壊挙動を検討するためのもう一つのアプローチに数値解析を用いる方法がある。近年のコンピュータ技術の進歩に伴い、種々の数値解析手法が開発されており、中でも粒状体個別要素法 (Distinct element method: DEM)^{10, 11)} は岩石を円形粒子の集合体としてモデル化するため、空隙、潜在亀裂、鉱物結晶の境界面等によって岩石内部に生じる応力の不均質性を比較的容易に、かつ適切に表現できる特徴がある。これにより、実際の岩石における亀裂の発生過程に忠実なモデル化が可能であり、破壊にともなう大変形も容易に取り扱うことができる。したがって、岩石のような脆性材料の破壊に関する数値解析手法として、粒状体個別要素法は有効であると考えられる¹²⁻¹⁴⁾。

そこで、本研究では、理論と観測結果の間に残されている水圧破砕の破壊メカニズムについての矛盾を合理的に解釈するための知見を得ることを目的として、不連続体を対象とする個別要素法に流体の浸透現象を取り扱うことができる Fluid Flow Algorithm を導入することによって水圧破砕のシミュレーションを行った。解析結果と既存の実験結果の比較検討により、水圧破砕の破壊メカニズムについて新たな知見が得られたので報告する。

2. 解析手法の概要

粒状体個別要素法は、Cundall により 1979 年に提唱された解析手法である¹⁰⁾。個別要素法では各粒子を剛体と仮定しており、接触状態にある粒子間の相互作用を Voigt モデル (ばね・ダッシュポット) によって表現する。各粒子の接触点について接触力を計算し、その結果得られた運動方程式を時間積分することにより、個々の粒子の並進と回転の運動を追跡する。粒状体個別要素法はもともと土や砂のような粒状体に対する解析手法であるが、粒子

間に結合力 (ボンディング) を導入することにより、連続体を対象とした解析にも適用することが可能となる。

本研究では、膨大な計算時間を必要とし解析結果の解釈も複雑になる 3 次元解析を避け、まず単純な 2 次元モデルを用いて検討を行うこととした。解析コードには独自にプログラミングを行ったものを用いている。個別要素法の基本原理や詳細なアルゴリズムについては、過去の研究報告に基づいてプログラミングを行っているためここでは省略するが^{10, 11)}、次節で詳しく述べる本研究に特徴的なアルゴリズムについては独自のものを用いている。このように、コード開発を行う過程で対象とする現象への理解を深めることができ、市販の解析コードでは対応できない細かな点にも柔軟に対応することが可能となる^{13, 14)}。なお、本論文では、応力やひずみは圧縮を正とする。

2・1 粒子間の結合

結合力を有する円形粒子の集合体により岩石をモデル化する。ここでは、2 つの粒子 i, j の間を Fig. 1 に示すような 3 つのばねで結合することにより、反発力とともに引張力を表現した。法線方向ばねは粒子の法線方向の相対変位を、接線方向ばねは接線方向の相対変位を、回転ばねは相対回転変位をそれぞれ拘束することで、粒子間に反発力または引張力が生じる。結合点に作用するこれらの反発力または引張力は、次の法線方向作用力 f_n 、接線方向作用力 f_s 、モーメント f_θ の合力として与えられ、それぞれの作用力は粒子間の相対変位から次式で求められる。

$$f_n = k_n (dn_j - dn_i) \quad (1)$$

$$f_s = k_s \{ ds_j - ds_i - \frac{L}{2} (d\theta_j + d\theta_i) \} \quad (2)$$

$$f_\theta = k_\theta (d\theta_j - d\theta_i) \quad (3)$$

ここで、 k_n 、 k_s 、 k_θ はそれぞれ法線方向ばね、接線方向ばね、回転拘束ばねのばね定数を、 dn 、 ds 、 $d\theta$ はそれぞれ法線方向、接線方向、回転変位を表しており、添字 i, j はそれぞれの粒子の番号を示している。粒子間の結合は模式的に Fig. 2 のようになっており、 L は結合されている粒子間の距離を表す。結合幅 D は 2 粒子の半径の調和平均から次式で与えられる。

$$L = r_i + r_j \quad (4)$$

$$D = 2 \cdot \frac{2r_i r_j}{r_i + r_j} \quad (5)$$

ただし、上記のようなばねによる結合では粒子間に振動が発生し、それにより計算が発散してしまう可能性がある。そこで、数値計算上の安定性を得るために、法線方向と接線方向それぞれに散逸力を導入する。これらの散逸力は法線方向、接線方向それぞれの粒子間相対速度に比例する。本研究における粘性係数は臨界減衰条件による値を用いており、法線方向および接線方向の粘性係数 C_n および C_s はそれぞれ次式で与えられる。

$$C_n = 2\sqrt{m_{ij} \cdot k_n} \quad (6)$$

$$C_s = C_n \sqrt{k_s / k_n} \quad (7)$$

ここで、 m_{ij} は粒子 i および粒子 j の質量 m_i および m_j より次式で得られる。

$$m_{ij} = 2 \frac{m_i m_j}{m_i + m_j} \quad (8)$$

Fig.3 Fluid flow algorithm model.

また、粒子間に作用する垂直応力 σ とせん断応力 τ は作用力 f_n , f_s から次式で評価する。

$$\sigma = \frac{f_n}{D} \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$\tau = \frac{f_s}{D} \quad \dots\dots\dots (10)$$

ばね定数 k_n , k_s , f_θ をそれぞれ独立したチューニングパラメータとしてモデル化した岩石の物性を対象とする岩石の物性に合わせる (Calibration) が考えられるが、この場合、これらの値を決定するのに多大な労力が必要となる。そこで、本研究では2粒子間の接続部分を弾性梁とみなすことにより、粒子に与えるヤング率 E_p をチューニングパラメータとして、各ばね定数を次式で与える。

$$k_n = \frac{E_p A}{L} \quad \dots\dots\dots (11)$$

$$k_s = \frac{12 E_p I}{L^3} \quad \dots\dots\dots (12)$$

$$k_\theta = \frac{E_p I}{L} \quad \dots\dots\dots (13)$$

ここで、 I , A はそれぞれ接続部分の断面二次モーメント、接続部分の断面積である。断面二次モーメント I については接続幅 D , 奥行き 1 の矩形断面を仮定している。ただし、チューニングパラメータである E_p は、一軸圧縮試験等のシミュレーションの結果得られる岩石モデルのヤング率とは異なるものである。そこで、 E_p を変更したシミュレーションを繰り返すことにより解析対象となる岩石のマクロな変形強度特性を与える値を決定する。

2・2 結合の破断による微小亀裂の表現および亀裂の破壊様式の判定

本研究では、次のように微小破壊の発生条件を定めた。

$$\left. \begin{array}{l} \sigma < 0 \text{ (Tensile)} \\ |\sigma| \geq \sigma_c \end{array} \right\} \quad \dots\dots\dots \text{結合の破壊条件 1}$$

$$|\tau| \geq \tau_c \quad \dots\dots\dots \text{結合の破壊条件 2}$$

すなわち、破壊条件1のように引張応力 σ があらかじめ定める法線方向ばねの引張強度 σ_c を超える場合、あるいは破壊条件2のようにせん断応力 τ があらかじめ定める接線方向ばねの強度 τ_c を超える場合に粒子間の結合を破断させることにより、微小亀裂の発生を表現した。このとき、いずれかの破壊条件を満たした時点で3種類のばねを全て取り除き、これ以降その粒子間には引張力が作用しないこととした。

実際の室内実験において、岩石内に発生する微小亀裂を観測する手法としてAE法がよく用いられる。AE測定実験では、震源に近い位置にあるセンサーにはAE初動が時間的に早く到達し、

遠いセンサーには遅く到達する。したがって、多数のセンサーでAE測定を行い、センサー間の相対的な初動の到達時刻の差と媒質の伝播速度からAEの震源位置を逆算することができる。

さらに、震源決定されたAEについてP波初動の押し引きの空間的な分布を調べることで、そのAEの発生機構(せん断破壊か引張破壊か)と破壊面の走向・傾斜、その破壊を生じさせた主応力の作用方向を求めることができる²⁾。

岩石の破壊様式の判定条件としては、一般にモール・クーロンの破壊条件等がよく用いられているが、このような条件は岩石のマクロな破壊に対して適用されるものであり、本研究における粒子間のばねの破断に適用することは適切ではないと考えられる。一方、AE測定実験ではP波初動の押し引きの空間的な分布によりそのAEの発生機構を求めており、このようなP波初動の押し引き分布は亀裂発生時の応力状態と対応していると考えられる。

したがって、本シミュレーションでは、微小亀裂発生時のせん断応力 τ と引張応力 σ の比を用いた破壊様式の判定法を新たに導入した。すなわち、いずれのばねが破断したかによらず、以下に示す判定条件1を満たす場合を引張亀裂、判定条件2あるいは判定条件3を満たす場合をせん断亀裂と判定する。実際の実験では引張亀裂とせん断亀裂のほかに、それらの中間的な破壊様式が考えられるが、本研究では亀裂発生時に引張とせん断のどちらの力が大きいのかという最も単純な判定条件である $|\tau/\sigma| = 1$ を採用した。

$$\left. \begin{array}{l} \sigma < 0 \text{ (Tensile stress)} \\ |\tau/\sigma| \leq 1 \end{array} \right\} \quad \dots\dots \text{Tensile} \quad \dots\dots \text{(破壊様式の判定条件 1)}$$

$$\left. \begin{array}{l} \sigma < 0 \text{ (Tensile stress)} \\ |\tau/\sigma| > 1 \end{array} \right\} \quad \dots\dots \text{Shear} \quad \dots\dots \text{(破壊様式の判定条件 2)}$$

$$\sigma > 0 \text{ (Compressive)} \quad \dots\dots \text{Shear} \quad \dots\dots \text{(破壊様式の判定条件 3)}$$

微小亀裂は、2粒子の接触点に生成され、その進展の方向は引張、せん断いずれの場合も2粒子の中心を結ぶ直線と垂直な方向とした。微小亀裂が発生すると、そのとき粒子間のばねに蓄えられていたひずみエネルギーが解放される。本研究では、次式で表されるひずみエネルギー E_k をAEのエネルギー、すなわち、AEの大きさに対応するものとする。

$$E_k = \frac{f_n^2}{2k_n} + \frac{f_s^2}{2k_s} \quad \dots\dots\dots (14)$$

2・3 Fluid Flow Algorithm の導入

粒状体個別要素法により水圧破碎を再現するためには、間隙水圧の影響を考える必要がある。そこで、流体の影響を考慮するために粒状体個別要素法にFluid Flow Algorithm¹⁵⁻¹⁷⁾を導入した。Fluid Flow Algorithmでは、まず、Fig.3のようにある程度接近した粒子の中心間を結び、多数の開鎖された領域を作成する。これらの領域は流体で満たされており、隣接する領域に水圧差がある場合、粒子の接触点を流路として水圧差に応じて流体を移動させる。

流路内の流体流動は、平行平板流れ、さらに層流を仮定することにより二次元Poiseuille flowとみなすことができる。このとき、粒子間の間隙を流れる流量 Q は式(15)で与えられる。

$$Q = \frac{w^3 \Delta P}{12 \mu L_p} \quad \dots\dots\dots (15)$$

このとき、Fig.4に示すように、 w は粒子間の間隙幅、 L_p は流路の長さを表している。流路長 L_p は2粒子の半径 r_i , r_j の調和平均から式(16)のように与えられると仮定する。また、 ΔP は隣接

Fig. 4 Channel width and length.

Fig. 5 Particle packing method.

する領域の流体圧差、 μ は流体の粘性を表している。なお、平行平板の紙面に直交方向の奥行きは 1 としている。

$$L_p = 2 \cdot \frac{2r_i r_j}{r_i + r_j} \dots\dots\dots (16)$$

式 (15) によると粒子同士が接触しているとき、つまり間隙幅 $w=0$ となると、まったく流体の流動が起こらないことになる。これを避けるため、間隙幅 w を、Fig. 4 に示すような粒子間に作用する圧縮力 F に応じて式 (17) で与えることにする。ここで、 w_0 は基準となる間隙幅を表しており、 F_0 は $w=w_0/2$ となるとき、の圧縮力を表している。 w_0 に任意の値を与えることによりモデルの透水性を変化させることができる。

$$w = \frac{w_0 F_0}{F + F_0} \dots\dots\dots (17)$$

式 (15) における流量 Q は一つの流路を流れる流量であり、岩石モデル全体の透水性は、複雑に連結された多数の流路の集合体として示される。したがって、式 (15) から岩石モデル全体としての透水係数を直接導くことはできない。そこで、 w_0 の値を変化させて透水試験のシミュレーションを繰り返し、モデル全体の透水係数が目標とする値と一致するように w_0 の値を決定する。

各領域の間隙水圧は、流体の流動とともにタイムステップ毎に更新されていく。このときの流体圧の増分 dP は、時間刻み dt として、そのステップにおける領域への流体の総流入量 $\sum Qdt$ 流体の体積弾性率 k_f 、領域の体積 V_r 、前ステップからの領域の体積増分 dV_r を用いて式 (18) で与えられる。

$$dP = \frac{k_f}{V_r} (\sum Qdt - dV_r) \dots\dots\dots (18)$$

3. 岩石モデルと解析条件

シミュレーションには中央部に円孔を有する正方形の岩石モデルを用いた。岩石モデルは、ばねによって接続された円形粒子の集合体で表現されている。本研究における岩石モデルの作成方法を以下に述べる。

Fig. 6 Rock specimen model and loading condition.

Table 1 Rock model properties.

Width and Height:	140 cm
Borehole radius:	7.5 cm
Number of particles:	4916
Maximum particle radius:	1.2 cm
Minimum particle radius:	0.8 cm
Particle density:	2660 kg/m ³
Young's modulus of particle (E_p):	50.0 (GPa)
Shear spring strength (σ_c):	80.0 (MPa)
Normal spring tensile strength (τ_c):	5.0 (MPa)
Permeability of rock model:	2.6×10^{-18} (m ²)

まず、Fig. 5 に示すように乱数により半径の大きさをさまざまに分布させた粒子をモデル端面に沿うように並べる。さらに、モデル中央部分に円環状に同粒径の粒子を配置し、円孔の内壁を形成する。この操作を行うことにより載荷を行なう端面と孔壁面の凹凸を除去し、モデル形状に依存した不要な応力集中を避けることができる。モデル内部の岩石実質部に関しては、乱数により新しい粒子の半径を決定した後、すでに配置されている粒子と重なり合わず接触できる位置を探索してその粒子を配置する。モデル内の空間がなくなり、あらかじめ設定した最小の半径を有する新しい粒子が配置できなくなるまでこの手順を繰り返す。

この手法を用いることにより、各粒子は少なくとも 2 点以上の接触点数を保障され、なおかつ乱数により粒子の半径、位置、接触点数にばらつきを生じさせることができる。このような粒子の位置、接触点数のばらつきは粒子間の力の伝達経路を不規則にする。また、粒子に与えたヤング率、ポアソン比、引張強度、せん断強度は一樣であるが、本研究ではばね定数および粒子間に作用する応力を式 (9)、(10) のように粒子の半径を用いて評価するため、各粒子の半径のばらつきによって、モデル内に不均質な応力を生じさせることができる。

Fig. 6 に示すように、モデルの下端面と左端面の反力壁を固定し、上端面と右端面に載荷板を用いて荷重を作用させることでモデルに拘束圧をかける。なお、岩石モデルと反力壁や載荷板の間には摩擦力を作用させていない。これは、摩擦による不要な応力集中を避けるためである。

さらに、モデル中央の円孔に破碎流体を流量一定で圧入することによって水圧破碎を再現する。シミュレーションは、粘性の異なる水 (1mPa·s)、油 (80mPa·s) の 2 種類の破碎流体について行い、それぞれの結果を比較検討する。なお、2 種類のシミュレーションで用いられる岩石モデルは同一のものである。

水圧破碎のシミュレーションに先立って、このモデルについて一軸圧縮試験、引張試験、透水試験のシミュレーションを行い、Table1 に示す入力パラメータの決定を行なった。

本研究では、粒状体個別要素法における各粒子の運動と間隙水圧の変化の両方を計算する必要があるため、その計算量は膨大な

Fig.7 Spatial distribution of all the cracks obtained from each case. The solid lines indicate the crack generations. In case of (a) and (b), 6MPa in the x-direction and 3MPa in the y-direction were applied to the rock model. In case of (c), confining stress was not applied.

Fig.8 Results of the hydraulic fracturing simulation.
(a) Time-space distribution of cracks generated with low viscous fluid.
(b) Time-space distribution of cracks generated with high viscous fluid.
(c) Evolution of borehole pressure.

ものとなる。また、岩石モデルの強度が大きいと破壊までに必要な計算ステップが増大する。したがって、実際の水圧破碎実験を完全に再現すると、シミュレーションに膨大な時間を要する場合もある。これを避けるため、Table 1 に示すように岩石モデルの強度を実際の供試体よりも小さく設定した。この操作により、シミュレーション結果と実験結果を定量的に比較することはできなくなるが、岩石モデルの脆性度（圧縮強度と引張強度の比）を実験で用いられた供試体に合わせて 20 程度となるよう設定しているため、本研究の目的である水圧破碎の破壊メカニズムについての定性的な評価は可能であると考えられる。

4. シミュレーション結果と考察

4・1 拘束圧と亀裂形状の関係

解析の結果得られた亀裂の発生状況を Fig. 7 に示す。Fig. 7 (a), (b) は、それぞれ破碎流体として水、油を用いた場合の亀裂である。いずれの場合も従来の理論どおりに最大圧縮主応力方向に亀裂が進展していることがわかる。Fig. 7 (c) はこれらと比較するため、あえて拘束圧を作用させていない場合（破碎流体には水を使用）であるが、拘束圧を作用させている Fig. 7 (a), (b) とは異なる方向に亀裂が発生している。このことから、本シミュレーションにおいて拘束圧の効果がうまく表現できているものと考えられる。

また、水圧破碎に関する理論的、実験的研究から、ポアホールからの破碎流体の浸透が水圧破碎に大きな影響を与えることが知られているが^{18,19)}、本研究で用いた岩石モデルは浸透率が非常に小さく設定されており、浸透範囲に対して粒子半径が大きいため、破碎流体の浸透による影響は無視できる程度に小さいものになっていた。

Fig.9 Fracture propagation and fluid infiltration behavior. The solid lines indicate the crack generations and the shade of each domain indicates the fluid pressure.

4・2 破碎流体の粘性による破碎圧の変化

岩石のような連続体における亀裂の進展を取り扱う手法として、線形破壊力学 (Linear Elastic Fracture Mechanics: LEFM) が一般によく用いられる。線形破壊力学は連続体を仮定した理論であるので、不連続体解析手法である粒状体個別要素法における個々の粒子間結合の破断そのものを破壊力学により考察することはできない。しかし、粒状体個別要素法において、粒子間結合の破断が連続することにより表現される亀裂の進展過程を、ひとつのマクロな亀裂の進展とみなすことにより、粒状体個別要素法による解析結果を線形破壊力学により解釈することができる。このような研究はすでにいくつか報告されており、粒状体個別要素法におけるマクロな亀裂から求められるモデルの破壊強度が、線形破壊力学から導かれる値と調和的であることが示されている^{11,20,21)}。そこで、粒状体個別要素法による水圧破碎のシミュレーション結果について、線形破壊力学により導かれる亀裂の進展過程との比較を試みる。

Fig. 8 (a), (b) は、それぞれ破碎流体として水、油を用いた場合のシミュレーションにおいて発生した亀裂の時空間分布である。グラフの横軸に時間を取り縦軸に亀裂の x 座標をとって亀裂の発生位置の経時変化を示す。発生した微小亀裂については、破壊様式を 2・2 節に述べた判定条件に基づいて判定し、引張亀裂を黒い円で、せん断亀裂を白い円でその位置を示した。Fig. 8 (c) は、ポアホール内の破碎流体の圧力の経時変化を示している。

いずれの破碎流体を用いた場合でも、亀裂の発生開始はポアホール内の破碎流体の圧力が最大値に達する前となっている。この結果は従来の室内水圧破碎実験における AE 測定結果と一致している^{22,23)}。また、Fig. 8 (c) に示すように、破碎流体の粘性が小さい水の場合の破碎圧 (breakdown pressure) は約 12MPa、粘性の大きい油の場合では約 17MPa となり、粘性の大きい流体を用いた場合のほうが破碎圧が高いという結果となった。さらに、Fig. 9 はモデル上の四角で囲った領域を拡大して表示したもので、亀裂の進展にともなう流体流動の様子を表している。短い線分は発生した亀裂を、黒い濃淡は間隙水圧の大きさを示している。Fig. 9 (a) の粘性の低い水の場合には亀裂の進展にともなって瞬時に亀裂内に流体が浸入しており、内圧がクラック長全体に作用している。一方、Fig. 9 (b) の粘性の高い油の場合には、まず亀裂が先行し、流体はその後ゆっくりと亀裂内に浸入している。このとき内圧は亀

Fig.10 Normalized stress intensity factor as a function of crack length for two radial cracks emanating from a circular hole in an infinite medium²⁴⁾.

Fig.11 Shear crack generation process during the low viscous fluid injection.

裂の一部分のみにしか作用していないことがわかる。

一方、Newman はこのような状況における亀裂先端の応力拡大係数について定式化を行なっている²⁴⁾。Fig. 10 は、Newman の導出した式により求めた、無限媒体中の円孔内に圧力を受け、円孔から左右対称に亀裂が進展する場合の亀裂先端の応力拡大係数と亀裂の長さの関係を示したものである。 $\lambda=0$ は亀裂面に内圧が作用していない場合、 $\lambda=1$ は亀裂面全体に内圧が作用する場合となっている。Fig. 10 によると、亀裂面全体に内圧が作用する場合 ($\lambda=1$) には、亀裂の進展にしたがい応力拡大係数も増大していき、亀裂は急速に進展することになる。一方、亀裂面に内圧が作用していない場合 ($\lambda=0$) には、亀裂の進展にしたがい応力拡大係数は減少していくため円孔内圧の増大がない限り亀裂は進展せず、内圧の増大に伴って亀裂はゆっくりと進展していく。したがって、破碎流体として粘性の高い油を用いた場合、亀裂先端まで流体が浸入していないため、亀裂を進展させるために高い流体圧が必要となる。

以上のように、粒状体個別要素法による水圧破碎のシミュレーション結果は線形破壊力学により解釈される亀裂の進展過程と調和的である。実際の水圧破碎においては、亀裂の進展が短時間で完了してしまうため、亀裂進展中の破碎流体の挙動を観察することは困難である。しかし、粒状体個別要素法を用いることにより、このような実験では観測することが困難な現象についても詳細に検討することができる。

4・3 圧入流体の粘性の違いによる発生 AE のエネルギーの比較と考察

Fig. 8 (a), (b) を見ると、破碎流体の粘性にかかわらず、いずれの場合も従来の理論の示すとおり、ほとんどの亀裂が引張亀裂という結果となっている。しかし、少数のせん断亀裂も確認できる。このようなせん断亀裂がどのようにして発生したのかについて検討する。

Fig. 11 は、粘性の小さい水の場合のモデルの一部を拡大表示したもので、引張亀裂を黒い線で、せん断亀裂を白抜きの楕円で示している。図中の数字は、亀裂の発生順番を表している。これ

Fig.12 Crack types and magnitude of energy emitted from the cracks. The diameter of the circle corresponds to the magnitude of crack energy.

を見ると、まず最大圧縮方向に向けて引張亀裂が発生し、その引張亀裂同士をつなぐ形でせん断型の亀裂が発生しているということがわかる。これは火山近傍で発生する群発地震に対して提案された Hill のモデルにより推測されたせん断亀裂の発生過程と調和的である²⁵⁾。

このように、シミュレーションでは、せん断亀裂の発生は確認できるものの、破碎流体の粘性にかかわらず、いずれの場合も引張型の亀裂が卓越するという結果になっており、この結果は Ishida ら⁹⁾ の行なった室内水圧破碎実験における AE 測定結果と矛盾するものである。Ishida ら⁹⁾ の AE 測定結果では、粘性の小さい水の場合にはせん断破壊のメカニズムを示す AE が多く観測され、粘性の大きな油の場合にはせん断型の AE とともに引張型の AE も頻繁に観測された。このような、シミュレーション結果と実験結果の相違については、亀裂の発生により放出される AE のエネルギーの違いにより説明できる。

Fig. 12 は、発生した微小亀裂について、破壊様式を 2・2 節に述べた判定条件に基づいて判定し、引張亀裂を黒い円で、せん断亀裂を白い円でその位置を示したものである。それぞれの円の直径は式 (15) で定義したエネルギーの大きさに比例する大きさとした。なお、それぞれの図の中央部の白い円は水を注入した円孔を示す。

Fig. 12 (a) に示すように、粘性の小さい水を用いた場合の引張亀裂は全体的に小さなエネルギーとなっている。実際の岩石の水圧破碎においても、引張亀裂はせん断亀裂に比べて放出するエネルギーが小さいことが理論的に示されており²⁶⁾、このことは本シミュレーションにおける亀裂から放出されるエネルギーが適切に表現できていることを示している。このようなエネルギーの小さい AE はノイズ等に埋もれやすく観測されにくいことを考慮すると、実際の AE 測定実験ではエネルギーの大きいせん断型の AE が多く観測され、引張亀裂は測定されにくいといえる。このため、AE 測定実験ではエネルギーの大きいせん断型の AE が卓越しているように見えると考えられる。

一方、粘性の大きな油を用いた場合では、Fig. 12 (b) に示すようにところどころで大きなエネルギーの引張亀裂が発生している。亀裂の発生時刻と位置から、このようなエネルギーの大きい亀裂は粘性の大きい流体が亀裂内部に浸入する際に発生していることがわかった。

本研究では、粒子間の結合部分に与えるヤング率や強度は一定であるが、粒子を結合するばねのばね定数や粒子間に作用する応力を式 (9) - (13) に示すように粒子半径の関数として与えているため、式 (14) により与えられるエネルギーも粒子半径の関数と

なる。そのため、岩石モデルを構成する粒子の半径のばらつきにより岩石モデルの局所的な強度や微小亀裂の発生にともなって放出されるエネルギーも不均一となる。つまり、大きい粒子同士の結合部分は小さい粒子同士の結合部分よりも破壊が起こりにくく、破壊したときに放出されるエネルギーも大きくなる。

本シミュレーションにおいては、粘性の大きい流体を用いた場合には流体圧が非常に高いため、高压の流体が亀裂内部に浸入する際に大きい粒子同士の結合部分にも破壊が起こり、それによって大きなエネルギーが放出される。このように、粘性の大きな油を用いた場合には比較的エネルギーの大きい引張型 AE が発生するため、せん断型 AE とともに引張型 AE も観測されたと考えられる。

5. 結 言

間隙水圧を考慮できる Fluid Flow Algorithm を導入した粒状体個別要素法により、粘性の異なる二種類の流体を用いて水圧破碎のシミュレーションを行い、以下の新たな知見が得られた。

1. シミュレーションの結果得られた亀裂の発生状況は、破碎流体として水、油を用いた場合のいずれのも従来の理論どおりに最大圧縮主応力方向に亀裂が進展した。このことから、粒状体個別要素法による水圧破碎のシミュレーションにおいて拘束圧の効果がうまく表現できていることが確認できた。
2. シミュレーション結果と線形破壊力学により解釈される亀裂の進展過程を比較することにより、破碎流体の粘性が破碎圧に大きく影響することがわかった。すなわち、破碎流体が粘性の小さい水の場合には亀裂の進展にともなって瞬時に亀裂内に流体が浸入し、内圧がクラック長全体に作用する。このとき、亀裂の進展にしたがい亀裂先端の応力拡大係数が増大していくため、亀裂は急速に進展する。一方、破碎流体が粘性の大きな油の場合には、亀裂先端まで流体が浸入していないため、亀裂の進展にしたがい応力拡大係数は減少していく。したがって、破碎流体として粘性の高い流体を用いた場合、亀裂を進展させるためには高い流体圧が必要となる。
3. 破碎流体の粘性にかかわらず、従来の理論の示すとおり、ほとんどの亀裂が引張亀裂であったが、少数のせん断亀裂の発生も確認できた。まず最大圧縮方向に向けて引張亀裂が発生し、次にその引張亀裂同士をつなぐ形でせん断型の亀裂が発生する。これは火山近傍で発生する群発地震に対して提案された Hill のモデルにより推測されたせん断亀裂の発生過程と調和的である。
4. 本研究において発生した引張亀裂はせん断亀裂と比べて放出するエネルギーが小さかった、このことは理論的に示される結果と調和的である。しかし、粘性の大きな油を用いた場合には、流体が亀裂内部に浸入する際に大きなエネルギーの引張亀裂が発生することがわかった。これは、高压の流体が亀裂内部に浸入する際に局所的に強度の大きい部分にも破壊が起こり、それ

によって大きなエネルギーが放出されるためだと考えられる。

5. エネルギーに関する考察から理論と実験結果の矛盾を解釈することができた。現実の AE 測定実験ではエネルギーの小さい AE はノイズ等に埋もれやすく観測されにくいことを考慮すると、粘性が小さい場合にはエネルギーの小さい引張型 AE は観測されず、せん断型 AE が卓越しているように見え、粘性の大きい流体を用いた場合には比較的エネルギーの大きい引張亀裂が発生するため、せん断型 AE とともに引張型 AE も観測されたと考えられる。

以上のように、シミュレーションの結果は現実の水圧破碎実験から得られる亀裂の進展過程や進展速度の傾向とよく一致している。これは、粒状体個別要素法により、実験で確認された水圧破碎挙動を良好に再現できることを示している。本研究では破碎流体の粘性に関する検討のみを行なったが、その他の要因、例えば鉱物粒子の粒度分布等も水圧破碎の破壊課程に影響を及ぼすことが報告されている^{27,28)}。これらの要因と岩石の水圧破碎挙動の関連性を詳しく論ずることが今後の検討課題である。

References

- 1) M.K.Hubbert and D.G.Willis: Trans AIME, **210** (1957), 153-166.
- 2) K.Kasahara: *Earthquake mechanics*, (Cambridge university press, 1981), pp.38-42.
- 3) R.Baria and A.S.P.Green: Proc. Progress in Acoustic Emission III, (1986), pp.407-429.
- 4) S.Talebi and F.H.Cornet: Geophys. Res. Lett., **14** (1987), 227-230.
- 5) S.D.Falls, R.P.Young, S.R.Carlson and T.Chow: J. Geophys. Res., **97** (1992), 6867-6884.
- 6) T.I.Urbancic, V.Shumila, J.T.Rutledge and R.J.Zinno: Proc. 37th U.S. Rock. Mech. Symp., (Vail Colorado, 1999), pp.991-997.
- 7) J.L.Gidley, S.A.Holditch, D.E.Nierode and R.W.Veatch Jr.: *Recent Advances in Hydraulic Fracturing*, (Soc Petrol Eng AIME, 1989).
- 8) G.C.Howard and C.R.Fast: *Hydraulic Fracturing*, (Soc Petrol Eng AIME, 1989).
- 9) T.Ishida, Q.Chen, Y.Mizuta and J-C.Roegiers: Journal of Energy Resource Technology. **126** (2004), 190-200.
- 10) P.A.Cundall and O.D.L.Strack: Geotechnique, **29** (1979), 47-65.
- 11) D.O.Potyondy and P.A.Cundall: Int. J. Rock Mech. Min. Sci., **41** (2004), 1329-1364.
- 12) D.O.Potyondy: Int. J. Rock Mech. Min. Sci., **44** (2007), 677-691.
- 13) H.Shimizu, S.Murata and T.Ishida: Journal of MMIJ, **124** (2009), 777-784. (in Japanese).
- 14) H. Shimizu, S. Murata and T. Ishida: Journal of MMIJ, **125** (2009), 91-97. (in Japanese).
- 15) M.S.Bruno: Mechanics of Materials, **18** (1994), 31-48.
- 16) H.Kiyama, T.Nishimura and H.Fujimura: Journal of Geotechnical Engineering, **499** (1994), 31-39.
- 17) A.Al-Busaidi, J.F.Hazzard and R.P.Young: J. Geophys. Res., **110** (2005), B06302.
- 18) T.Ito: Engineering Fracture Mechanics, **75** (2008), 1753-1762.
- 19) D.R.Schmitt and M.D.Zoback: Int. J. Rock. Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr., **30** (1993), 289-303.
- 20) H.Huang: Ph.D thesis, Department of Civil Engineering, University of Minnesota, USA, (1999).
- 21) T.Moon, M.Nakagawa and J.Berger: Int. J. Rock. Mech. Min. Sci., **44** (2007), 449-456.
- 22) M.D.Zoback, F.Rummel, R.Jung and C.B.Raleigh: Int. J. Rock. Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr., **14** (1977), 49-58.
- 23) Z.Zhao, H.Kim and B.Haimson: Proc. 2nd North American Rock Mech. Symp., (Montreal, Canada, 1996), pp.1231-1235.
- 24) J.C.Newman: NASA tech. Note, (1971), D-6373.
- 25) D.Hill: J. Geophys. Res. **82** (1977), 1347-1352.
- 26) K.Hayashi and S.Motegi: Progress in Acoustic Emission IV, NDI Japan (1988), 265-272.
- 27) Q.Chen, T.Ishida, S.Sakaki, I.Matsunaga and Y.Mizuta: Journal of Geotechnical Engineering, **589** (1998), 179-194. (in Japanese).
- 28) I.Matsunaga, H.Kobayashi, S.Sasaki and T.Ishida: Int. J. Rock. Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr., **30** (1993), 909-912.