

■ 解 説 ■

地熱開発のための深部地殻破壊力学

Crustal Fracture Mechanics for Geothermal Energy Extraction



阿部博之* 高橋秀明**
Hiroyuki Abe, Hideaki Takahashi

1. はじめに

地球のごく表面をおおっている地殻には、地球内部からの熱伝導、放射性物質の崩壊、マグマの上昇による膨大な熱エネルギーが蓄えられている。いま地殻内に一辺 4.5 km の岩の立方体を考え、温度差 100 °C に相当する岩体の熱エネルギーをすべて有効に利用できたとすると、現在我が国で 1 年間に使用されている全エネルギーに匹敵する。すべてを有効に利用することはもちろん不可能であるが、地殻内熱エネルギーが如何に大きいかを示している例である。

これまでの地熱開発の対象 (< 3 km) に比して深部の地殻内熱エネルギーを深部地殻熱エネルギーと呼ぶことにする。この利用技術の現状と将来については解説¹⁾を参照されたい。

地殻熱エネルギーの利用においては、現行の地熱発電も含めて、地下の天然または人工のき裂が熱交換面（熱流体路も含む）としての役割を果している。熱交換面を設計し、必要な年月にわたってこれを保持してやるのが代替エネルギーとしての位置を高めるために必要である。き裂の大きさや挙動の評価は破壊力学に基づいて行わなければならないが、地下岩体を対象とする限り、機械、構造物内のき裂と異なる点が多々ある。以下これらについて説明する。

2. 地熱開発の現状

2.1 地熱開発の型とその特徴

現在稼働中の地熱発電所だけでなく、新しい地熱利用方式まで含めて地熱開発の型を図-1のように分類することができる。頂点 A は地熱井（生産井）の出口において蒸気形で熱エネルギーを利用できる場合であ

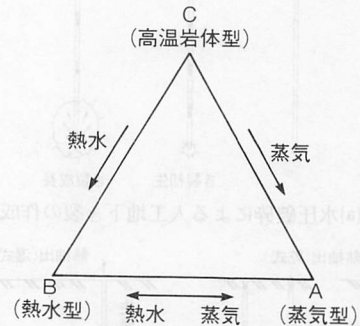


図-1 地熱開発の型

る。この型では貯留層の水温が高く (250 °C 程度以上)、ときには蒸気形で貯留されていることもある。米国のガイザースや我が国の岩手県松川の地熱発電所が A と見なせるかまたは A に近い。一般にはこのように恵まれた地熱井は世界的にも数少ない。

頂点 B は熱水の形で得られる場合である。貯留層の温度は A に比して低い。熱水と蒸気の重量比を考えると我が国の地熱発電所のほとんどが B に近い熱水卓越型である。ここでは熱水をフラッシュさせて蒸気にしタービンに送る方式が通常用いられるが、バイナリー発電やトータルフロー発電も考えられている。

A または B から C に近づくるとそれぞれ蒸気量または熱水量が減少し、頂点 C においては坑井の深部岩石は高温であるが熱流体は得られない、いわゆる乾燥高温岩体 (Hot Dry Rock, 以後 HDR と略記) である。

A あるいは B の場合には坑井周辺に天然に存在する断層あるいは天然または人工の地下き裂を通して熱流体を取り出すことができる。これに対し、C の場合には人工き裂を積極的に設けてこれを熱交換面として用いる新しい地熱エネルギー抽出方式が提案されている。このように A, B あるいは C いずれの地熱開発においても地下き裂が重要な役割を演じている。図-2(a) は地下に人工き裂を作成するために用いられる水圧破砕の模式図である。図-2(b) および (c) はそれぞれ C 型 (乾式、

* 東北大学工学部機械工学科教授
〒980 仙台市荒巻青葉

** 東北大学工学部附属材料強度研究施設教授

HDR) と A あるいは B 型 (湿式) の場合の地下き裂の役割を示した模式図である。

2.2. 高温岩体 (HDR) 地熱開発と水圧破砕

この方法は米国 Los Alamos 研究所 (LANL) で提案されたもので、新しい地熱エネルギー抽出として注目を集めている。

原理は図-2(a)(b)に示されているように、まず入水井

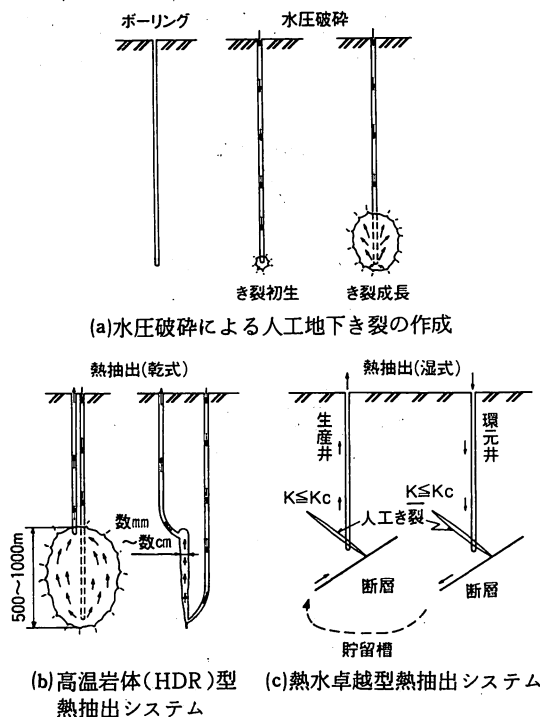


図-2 地熱開発における人工地下き裂の役割

を掘削し、所定の温度の岩体に到達したのちに高圧ポンプを用いて水圧破砕 (hydraulic fracturing) し、人工き裂を作成する。さらに水を供給し、き裂を成長させ、必要な熱交換面積が得られたら出水井と結合する。地下き裂は狭い空間であり、水がこの間を流れる過程で岩体と熱交換し温度が上昇する。図-1の A, B またはそれに近い場合に比較し、地下熱交換面の設計法 (地下き裂の面積の確保と寿命評価, 出水温度の経年変化) の確立がより近い将来に期待されている。

LANL における第 I 期計画では地下約 3km の約 200 °C の花崗岩体中に小規模な人工き裂を作成し、入水井一地下き裂一出水井の循環テストを行い、熱出力試験 (数 MW) に成功している。人工貯留層は地下熱交換面としてのき裂であり、当初図-2(b)の模式図に示すような単一人工き裂とこれに交叉する数枚の天然き裂からなると考えられていた。しかしながら最近の種々の

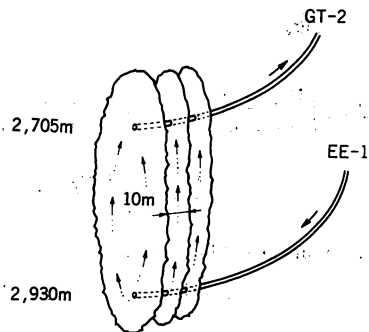


図-3 LANL 第 I 期計画の地下き裂

計測および検討結果から図-3²⁾のように少なくとも 3 枚の垂直き裂からなると考えられるようになった。

第 II 期計画は第 I 期を一段大きくしたもので米国の他西独と我が国が研究費を負担した国際協力の形で進められている。ここでは地下約 4.5 km を対象とし、まだ小さいとは言え、実用規模の 20~50MW の熱出力を目標にしている。ここでは地下熱交換面積を大きくする必要性から、図-4²⁾に示すように 2 本の坑井 (EE-2, 3) を掘削し、水圧破砕を数箇所異なる場所で行い、平行な数枚のき裂からなる多重き裂 (multiple fractures) の作成が計画された。しかしながら実際に得られたき裂の進展方向はいずれも予想からはずれ、40~45度傾いており、未だ出水井と結合していない (1983年 6 月末現在)。

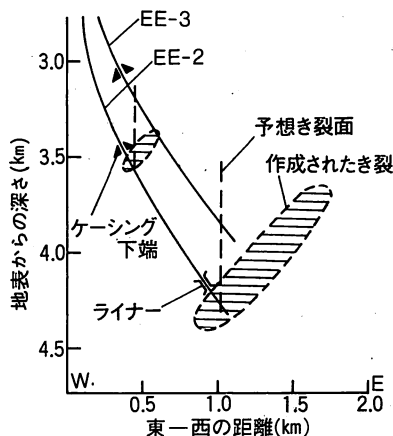


図-4 LANL 第 II 期計画の地下き裂

その他英国をはじめ、西独、フランス、スウェーデンなど欧州各国は高温岩体熱利用を積極的に推進している。

我が国においてもサンシャイン計画の一環として HDR 開発が進められているが規模は小さい。

上述のいずれの HDR 計画でもき裂の進展方向あるいはき裂面積をどのように設計するかについては、地

下構造条件に適合した固体力学・破壊力学の今後の急務の研究課題である。

2.3 熱水卓越型地熱開発と水圧破砕

前にも述べたように、水圧破砕によって人工き裂を作成し、地熱エネルギーを有効に抽出しようという考え方は蒸気型、熱水型の地熱開発にも有効である。貯留層を目指して地下数kmの生産井を掘削したとしても貯留層との結合が不十分で生産量が過小であるか、全く得られない場合が少なくない。図-2(c)はここで利用される人工き裂を用いた連結路の模式図である。また発電等に供した水を地下にもどす還元井に対しても十分な還元量を得るためには人工き裂が有用である。

熱水卓越型地熱開発における水圧破砕については、我が国が先進であり、以下その例を示す。

北海道森発電所（1982年12月運開）の建設過程において、道南地熱エネルギー、ハリバートン（米国）両社による水圧破砕が行われた。水圧破砕は1978年7本の坑井、1980年新規に3本、前回実施のものの中4本計7本を対象に実施され、生産量や還元量が著しく改善されるという成果が認められた。一例として、後に地下で連結していることが判明した2本の坑井の生産量の変化を図-5³⁾に示す。この例は水圧破砕の有効性を示したものであるが、まだ実施前にならずしもその成否を予測できる段階でなく、また必要な大きさの地下き裂を必要な場所に作成する地下き裂の設計はこれからの課題である。

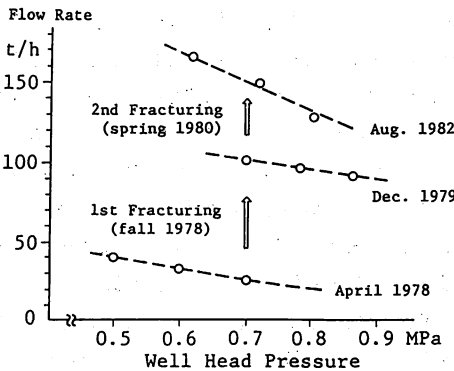


図-5 森発電所における水圧破砕の例

3. 地下き裂の作成・制御・保持と破壊力学

3.1 深部地殻破壊力学の基本的考え方

一般に地下き裂の進展挙動は、対象となる岩体の地質構造に極めて敏感であり、き裂の作成・制御・保持技術を破壊力学の立場より検討する場合には、この点に十分配慮する必要がある。深部地殻破壊力学とは、

地下岩体にエネルギー抽出に必要な所定のき裂を作成し、さらにまたそれを制御・保持するための基本的な学問分野であり、地下き裂設計法を確立するためには不可欠である。

図-6(a)に地下き裂の進展を破壊力学を用いて定量的に把握するための3つの主要因子を示す。これらの3-

- (a)地下き裂評価法 (b)ASME 欠陥評価法
- (I)地下岩体の破壊特性 (I)構成金属材料の破壊特性
- (II)地下き裂の分布 (II)欠陥分布
- (III)地下応力解析 (III)応力解析
- (a)地下き裂評価 (b)ASME BPV 規格⁴⁾

図-6 地下き裂評価のための3つの因子

つの主要因子は、現在原子炉圧力容器・配管等の安全設計基準として採用されている米国機械学会規格 (ASME Boiler and Pressure Vessel Code)⁴⁾の欠陥評価法に取り入れられている3つの因子にそれぞれ対応している (図-6(b))。この3つの主要因子の中で、第一に、地下き裂形状と巨視的地殻応力、あるいは地下き裂面に作用する内圧を知ることにより、地下き裂端の応力拡大係数 (K) を求めることができる。一方、岩石の環境強度試験を実施することにより、き裂の進展を記述する破壊の物性値 (例えば K_{IC} あるいは $da/dN - \Delta K$ など) を決定できるので、水圧を制御するなどの手法で地下き裂の作成・制御・保持が可能となる。

すでに示した図-2は水圧破砕によるき裂作成、あるいは長時間にわたる熱抽出時のき裂成長を破壊力学パラメータを用いて記述するための模式図としても用いることができる。特に後者のき裂制御・保持のためには、水環境中における岩石の時間依存型き裂成長 (例えば、応力腐食割れや腐食疲労) の評価が極めて重要である。

図-7は図-2に示すような地下き裂の破壊力学の評価を実施するための流れ、即ち地下き裂の作成・制御・保持技術の基本構成である。このような地下き裂評価を、作成時だけでなく、熱エネルギー抽出時にも実施

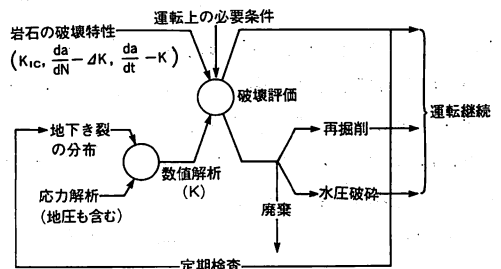


図-7 地下き裂評価法の手順

するためには、図-7の定期的な地下き裂検査によるき裂の三次元形状の正確な把握や、将来のき裂進展量の予測が不可欠となる。

3.2 水圧破碎におけるポンプ圧と破壊靱性

水圧破碎時のポンプ圧の算定方法を大別すると、岩体の引張強度に基づく古典的な方法と破壊力学に基づく方法がある。以下二次元き裂の簡単なモデルによって両者の比較を行う。

地圧の主応力成分を S_1, S_2, S_3 とし、 S_1 は入水井の軸に一致するものとする。半径 R_w の井戸の内面に水圧 p が作用している。 $S_2 > S_3$ の場合には点Bにおいて最大引張応力が生じる(図-8)。 $S_2 = S_3$ の場合

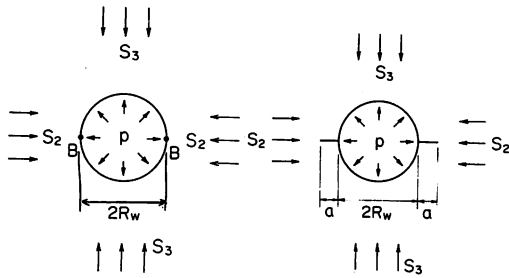


図-8 水圧破碎における坑井近傍の地圧分布 図-9 水圧破碎における先なき裂の役割

には周上のすべての点で同じ応力になるので、き裂の初生点をBとする。以下 $S_2 \geq S_3$ として話を進める。引張強度に基づく古典的な方法では、点Bの周方向応力 σ_B が岩体の引張強度 σ_U に到達した時にき裂が初生すると考え、次式を用いている。

$$\sigma_B = p - 3S_3 + S_2 = \sigma_U \quad (1)$$

ただし、ここでは孔隙圧 (pore pressure) は説明の簡化のため無視している。

次に図-9に示すような長さ a の二次元先なき裂が坑壁に存在する場合を考える。破壊力学においては、このような先なき裂が進展する条件は次式で与えられる。

$$[(p - S_2)f_2 + (S_2 - S_3)f_1] \sqrt{\pi a} = K_{Ic} \quad (2)$$

ここで K_{Ic} は岩体の開口型破壊靱性であり、 f_1, f_2 は a/R_w によって変化する係数である。 f_1, f_2 は岩体のポアソン比によって若干変化するが、 $\nu = 1/2$ の結果がすでに得られている⁵⁾のでこれを用いて以下の議論を進める。結果の一部を記すと

$$a/R_w = 0 \text{ のとき, } f_1 = 3.39, f_2 = 2.26$$

$$a/R_w \rightarrow \infty \text{ のとき, } f_1 = f_2 = 1.0$$

式(1)による水圧 p と式(2)による水圧 p を数値的に比

較するために、例として、A(稲田花崗岩)、B(荻野凝灰岩)の2種の岩石に対して計算を行う。これらの岩石に対する引張強度 σ_U と破壊靱性 K_{Ic} の数値を表1⁶⁾にまとめて示す。図-10に計算結果を示す。実線は

表1 岩石の引張破壊強度(σ_U)と破壊靱性(K_{Ic})

岩石の種類	σ_U (kg/cm ²)	K_{Ic} (kg/mm ^{3/2})
稲田花崗岩(A)	83.0	6.04
荻野凝灰岩(B)	48.4	2.24

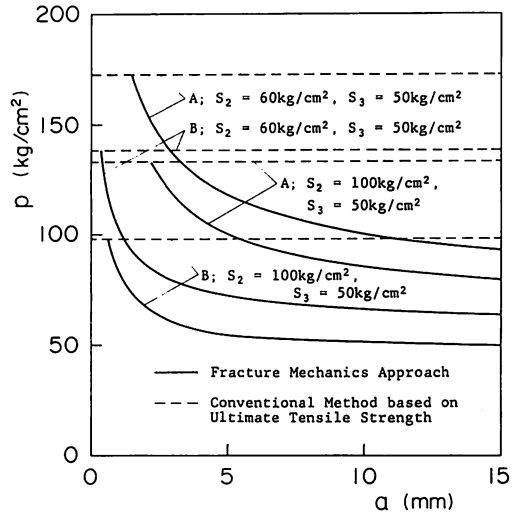


図-10 水圧破碎の古典的取扱いと破壊力学との比較

破壊力学に基づく式(2)の結果であり、先なき裂の長さ a と共にポンプ圧 p は大幅に変化する。なおここで $R_w = 100$ mmとおいた。点線は引張強度にもとづく式(1)から得たポンプ圧である。実線と点線が交差するき裂長さを a_p としよう。引張強度を測定した試験片は a_p ないしそれ以下の長さの先なき裂を予め有していると考えてよいだろう。したがって $a < a_p$ に対する実線の値、即ちポンプ圧は実用的な意味はない。同じ岩種について言えば、本来 a_p の値は地圧によらず一定値をとるべきであるが、若干異なる値をとっている理由の一つは表1の値が、地圧下での値でないことにある。坑井内壁周辺に滑らかな部分を選び、パッカーを設置したとしても、数cm程度の大きさの天然先なき裂が存在することは当然考えられる。したがって、図-10の計算例からもわかるように、引張強度のみから破碎に要するポンプ圧を推定することは適切でない。

以上述べたモデルは簡単な二次元き裂である。実際のき裂は三次元き裂である。いま三次元き裂の例として、図-9の紙面に垂直方向(井戸の軸方向)に $2c$ 、深さ a の半だ円き裂を考える。図-5のように両側き裂

でなく、片側き裂の結果がすでに得られており⁷⁾、これによると次のようになる。 $S_2 = S_3 = S$, $a/R_w = 0.3$ の場合には、 $a/c = 0.1$ に対して、水圧の上昇率と地圧の差 $p - S$ は約 4%， $a/c = 0.4$ に対して約 16% である。両側き裂の場合もほぼ同程度の上昇が期待される。したがって図-6の実線は三次元効果を考慮したとしても、大幅に変更されるとは考え難い。

3.3 地下き裂の進展と破壊靱性

圧力容器などの大型構造物の脆性破壊は通常荷重一定の条件で生じ、したがって開口型応力拡大係数 K_I が材料の限界値 K_{Ic} に達した時、不安定破壊の条件となる。しかし地下き裂の進展は上述の大型構造物の場合と異なり、通常不安定破壊は生じない。これを以下の例で示そう。

簡単のために $S_1 = S_2 = S_3 = S$ の地圧を受けている岩体内の半径 R の円板状き裂を考える。き裂面には一様に水圧が作用している。この時次式が成立することによく知られている。

$$p - S = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\pi}{R}} K_I \tag{3}$$

き裂内への入水量（質量）を Q 、損失水量を Q_L とすると、き裂を開く有効水量 Q_e は $Q_e = Q - Q_L$ で与えられ、 Q_e と圧力差 $p - S$ の関係は次式で与えられる。

$$p - S = \frac{D}{2\pi R^3} \cdot Q_e \tag{4}$$

ここで

$$D = \frac{3\pi E}{8(1-\nu^2)\rho_f} \tag{5}$$

E , ν は岩体の縦弾性係数およびポアソン比、 ρ_f は流体の密度である。

単位時間あたりの入水量を $q(t)$ とすると

$$Q = \int_0^t q(t) dt \tag{6}$$

式(3)および式(4)を図示したのが図-11である。いま $R =$

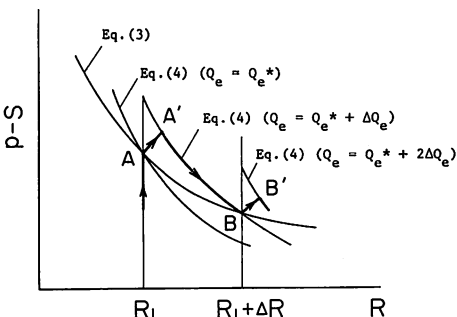


図-11 地下き裂進展の模式図(式(3)と式(4))

R_1 のき裂内に水を供給する。 Q_e が増加すると共に水圧 p が増加し、 $Q_e = Q_e^*$ になると $K_I = K_{Ic}$ に対する式(3)の曲線との交点 A に達する。 $R = R_1$ を保ったまま、さらに水量 Q_e を増加させることはできない。式(3)の曲線より上部ではき裂の大きさが変化するためである。一方点 A において $Q_e = Q_e^*$ のまま R を増加させることはできない。 $R > R_1$ において式(4)の $Q_e = Q_e^*$ に対する曲線が式(3)の下にあるからである。

いま点 A において Q_e を仮りに少量 ΔQ_e だけ急増させる。点 A が $Q_e = Q_e^* + \Delta Q_e$ に対する式(4)の曲線上の一点 A' に移ったとする。 $Q_e = Q_e^* + \Delta Q_e$ に保つと水圧 p は式(4)の曲線に沿って減少し、また半径 R は増加し、 $R = R_1 + \Delta R$ の点 B において停止する。さらに ΔQ_e だけ急増させると点 B は点 B' に移り、次に水圧 p は減少し、き裂半径は増加する。

以上の説明は水量 Q_e を少量 ΔQ_e づつ段階的に増加させた場合である。き裂内に水を連続的に供給すると、き裂半径 R は式(3)の曲線に沿って連続的に増加する。式(3)、式(4)から

$$q - \frac{dQ_L}{dt} \geq 0 \text{ に対して } Q_e = \frac{\pi^{3/2}}{D} K_{Ic} R^{5/2} \tag{7a}$$

$$q - \frac{dQ_L}{dt} < 0 \text{ に対して } Q_e = \frac{\pi^{3/2}}{D} K R_c^{5/2} \tag{7b}$$

ここで $R = R_c$ は $q - dQ_L/dt$ が零で負になる直前の値である。したがって Q_e が連続的に変化する場合、き裂半径 R は一定値をとるか連続的に変化する。 Q_e が一時的に不連続に変化したとしても、上記のことからき裂半径 R の変化は最終的には安定であることが分る。

これに加えて、地下き裂の挙動に特徴的な事柄について若干の補足を以下に記す。

(1) き裂が成長し、半径が非常に大きくなった場合式(3)の右辺は小さくなり、水圧 p は地圧 S に近づく。このような場合水圧 p の算定に対する K_{Ic} の寄与は小さく無視することができる。

一方き裂半径 R の算定には式(7)から明らかなように大きい R に対しても K_{Ic} を無視することができない。 Q_e を構成している Q_L の評価は岩体や地下構造によっては困難な場合も少なくないが、 K_{Ic} を無視してき裂半径 R を見積る方法がないことを考えると、むしろ Q_L のより正確な評価方法を今後の課題としてとり上げていくべきであろう。

(2) き裂開口変位は半径 R に比較して極めて小さい。き裂内の水の流れは狭い隙間の中の流れである。粘性の効果が当然考えられるが、ポンプ圧やき裂の大きさ

の算定に関する限り、この効果を見捨てることのできる。三次元き裂(円板状き裂)についてはAbé et al.⁸⁾ 二次元き裂についてはWeertmanとChang⁹⁾ の論文を参照されたい。

(3) き裂内に支持材 (propping material) を挿入して、き裂の開口を図る方法がある。いま簡単な例として円板状き裂を考え、 $0 \leq r \leq R_1$ の領域に支持材が分布し、圧力 p でき裂面を開口しており、 $R_1 < r \leq R$ の領域は支持材がなく、無荷重とする。ここで r はき裂の中心からの距離である。この場合式(3)は次のように修正される⁸⁾。

$$p-S = \frac{1}{1-\delta} \left(\delta S + \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\pi}{R}} K_{Ic} \right) \quad (8)$$

ただし $\delta^2 = 1 - (R_1/R)^2$ である。ここで R のみを大きくしていくと、右辺の括弧の中の第2項が第1項に比して小さくなり、第2項を見捨てることのできる。石油や天然ガスの採掘において破壊靱性を無視することのできる基本的な考え方がここにある。

これに対して地熱の場合は、石油・天然ガス採掘の場合とは事情が異なる。熱応力が生ずるからである¹⁰⁻¹²⁾ き裂の大きさは熱応力拡大係数によって大きく影響され、したがって破壊靱性を無視することは適切でない。なお地熱開発のための水圧破碎においても支持材の使用はすでに試みられており、今後の支持材の改良と水圧破碎技術の進歩と共に支持材も盛んに用いられることになるう。

4. 地下岩体の環境破壊強度の評価

4.1 深部地殻破壊力学と岩石の環境強度試験法

水圧破碎によるき裂作成時あるいは熱抽出時の地下

き裂の進展を予め把握するためには図-2, 7に述べたように、岩石の環境破壊強度試験により、破壊の物性値を定めなければならない。

図-12は実際の地熱採取地域の現場水圧破碎作業と実験室規模のモデル実験あるいは小型試験片による破壊実験などとの対応関係を階段図を用い模式的に示したものである。この図はまた地熱開発地域の模擬地下環境下における材料強度試験の位置づけを示している。したがって上段に位置する地下き裂の進展挙動を正確に評価するためには地下環境を忠実に模擬した条件下での岩石の破壊特性を知ることが最も重要である。

現在確立しつつある原子炉压力容器・配管部などを対象とした環境強度試験には、(I)破壊靱性試験 (K_{Ic} 試験) (II)応力腐食割れ試験、(III)腐食疲労き裂伝播試験などが主なものである。

地下岩体のき裂評価のためにも上記(I)~(III)の環境強度試験は全く同様に適用することができる。本節では岩石の環境強度試験法を確立することを目的として実施された実験結果の中からいくつかの新しい知見を紹介する。

4.2 岩石の破壊靱性試験

(1) 岩石の引張破壊強度と破壊靱性

これまで岩石の破壊靱性についてはいくつかの実測結果が報告されているが、その岩質依存性や破壊のクライテリオンなどに関しては不明な点が多い。

ここでは岩石の引張強度と破壊靱性の相関について述べる。本節で引用した岩種ならびに試験法を表2にまとめて示す。図-13は各岩石の引張強度 σ_u と開口型破壊靱性 K_{Ic} の関係である。引張強度の増加とともに破壊靱性は増加する傾向も見られるが、岩種毎で系統

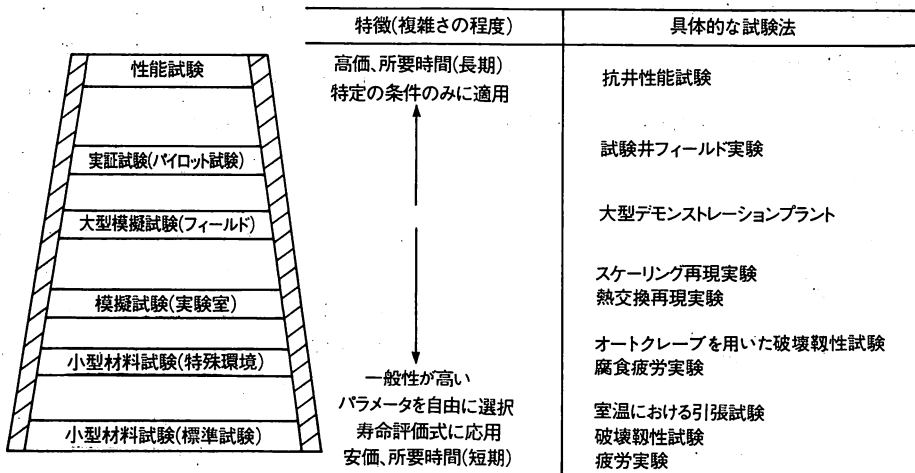


図-12 地熱開発における模擬地下環境強度試験の位置づけ

表2 種々の岩石の σ_U と K_{Ic} の実測例

番号	岩種	試験法	文献	番号	岩種	試験法	文献
1	秋吉大理石 (粗粒)	引き裂き	6)	7	インデアナ石灰岩	3点曲げ K_{Ic}	13)
2	同上(細粒)	同上	6)	8	来待砂岩	引き裂き	6)
3	東北大理石	同上	6)	9	和泉砂岩	同上	6)
4	稲田花崗岩	同上	6)	10	江持安山岩	同上	6)
5	ウェスラー花崗岩	CTK K_{Ic}	14)	11	荻野凝灰岩	同上	6)
6	花崗岩 (飯館)	3点曲げ K_{Ic}	16)	12	ネバダ凝灰岩	3点曲げ K_{Ic}	15)

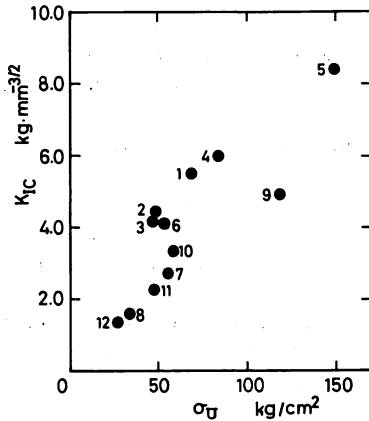


図-13 岩石の引張破壊強度(σ_U)と開口型破壊靱性(K_{Ic})の関係

的な説明はつけられないようである。したがって、当面はき裂評価のためには、破壊靱性の実測は不可欠であり、そのデータの蓄積が肝要である。

(2) 模擬地熱環境下における破壊靱性試験

図-13は室温・大気圧・空気中の結果であるが、破壊靱性は温度・圧力、水環境などの影響を強く受けるので、地熱環境を模擬した高温高压水環境下での破壊靱性計測法の研究が重要な課題である。中空円筒試験片を用いたオートクレーブ内破壊靱性試験が簡便かつ有効であることが確かめられているので¹⁷⁾、模擬地熱環境下における花崗岩(表2花崗岩(飯館))の破壊特性の実測例を紹介する。図-14にその代表例を示す。AE(アコースティックエミッション)法による K_{Ic} の室温大気圧下の値に対する比を縦軸に示す。この図より明らかなように地熱環境下においては花崗岩と熱水の反応も相まって破壊靱性は温度ならびに封圧の上昇と共に急激に低下している。

4.3 花崗岩の水環境中の時間依存型き裂伝播試験

(1) 応力腐食割れ試験

岩石の応力腐食割れに関する実験ではこれまでダブルトーション試験が実施されているが、この試験法自

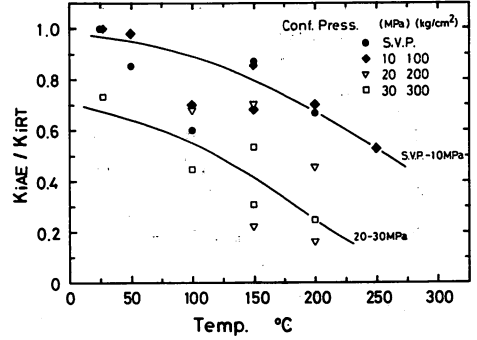


図-14 模擬地熱環境下における花崗岩の破壊靱性 (S. V. P. : 飽和蒸気圧, $K_{Ic,AE}$: AEで決定した K_{Ic} , $K_{Ic,RT}$: 室温における K_{Ic})

身応力拡大係数の評価の正確さなど問題が残されている。ここでは30mm正方形断面の花崗岩(飯館)3点曲げ破壊靱性試験片を用いた室温純水環境中の応力腐食割れ試験の結果を述べる。き裂進展量は試験片両側面に接着したクラック・ゲージによった。図-15に得られた結果を示す。本花崗岩の $K_{Isc} \approx 1.9 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ と決定できる。

(2) 腐食疲労き裂伝播試験

岩石の疲労き裂伝播に関する研究は極めて少なく、わずかにKimとMubeen¹⁸⁾のウェスラー花崗岩の結果があるのみである。本節では前節の花崗岩(飯館)の同一形状試験片による室温純水環境下の腐食疲労き裂伝播試験について述べる。

図-16は実験結果の代表例を示したもので、疲労くり返し荷重の周波数は40Hz(一例のみ150Hz)を選び、環境としては室温純水と同一温度の乾燥窒素ガス(岩

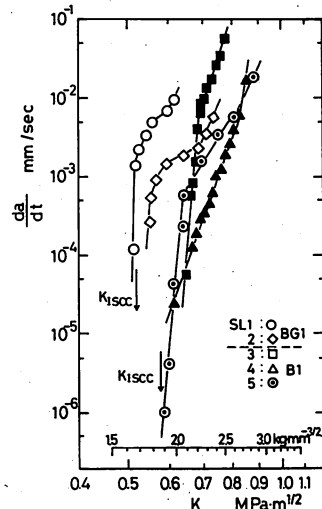


図-15 花崗岩の応力腐食割れ(da/dt - K 線図, 室温大気圧純水)

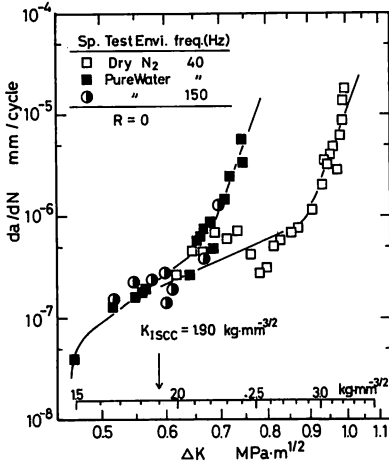


図-16 花崗岩の腐食疲労き裂伝播($da/dN-\Delta K$ 線図, 室温大気圧純水)

石の不活性環境として採用)中の実験を比較したものである。図の結果から明らかなように水の存在により腐食疲労き裂の加速は著しい、しかしながら $da/dN-\Delta K$ 線図のしきい値(ΔK_{th})附近のき裂伝播挙動には水の存在は余り影響していない。

上述の(1)(2)の花崗岩(飯館)についての時間依存型き裂伝播特性($da/dt-K, da/dN-\Delta K$ 線図)は室温大気圧純水環境で得られたもので、地下き裂設計の基礎量としては模擬地熱環境での同様な実験が不可欠である。

5. むすび

本稿では従来ともすれば誤って理解されている地熱開発のための地下き裂設計のための深部地殻破壊力学の基本的な考え方とその有用性について述べたが、我が国のような複雑な地質構造にもこの方法論を普遍的に適用できるようにするためには、それぞれの地下構造に見合ったき裂のモデル化が重要となる。さらにこの地下き裂設計法、即ちき裂作成・制御・保持技術を確立するためには本論文で述べた内容以外に地下き裂計測法の開発が不可欠である。著者らのグループは水圧破砕によるき裂進展をAE(アコースティック・エミッション)法により実測し、地熱発電所の地下の熱流路構造を明らかにすることに成功している¹⁹⁾。しかしながら計測技術としてはまだ第一歩に過ぎない。したがってこのためには、従来の地下探査法以外にも新しい計測法の開発も望まれており、従来の専門分野の枠にとられない境界領域における共同研究が期待されている。

謝辞：本稿をまとめるにあたり、東北大学大学院学生

橋田俊之・和田千春・若林利明の3君ならびに日本重化学工業(株)盛岡事業所探査部の関係各位の熱心な協力を得ることができた。また図面の清書は、庄子孝夫技官の助力による。各位に深謝する。なお、本研究の一部は昭和57年度文部省科学研究費(エネルギー特別研究(エネルギー)課題番号57045014)によるものであることを付記すると共に謝意を表する。

参考文献

- 1) 川島俊夫, 阿部博之; 伝熱研究22~85 (1983), 12~22.
- 2) 例えば, Murphy, H.; Proc. First Japan-U.S. Joint Seminar on Hydraulic Fracturing and Geothermal Energy, JSPS and NSF, (Eds. S. Nemat-Nasser, H. Abé and S. Hirakawa), Martinus Nijhoff Publishers, The Hague, 1983, 33~58.
- 3) K. Katagiri et al.; 同上
- 4) ANSI/ASME BPV Code, Section III and Section XI, 1977, American Society of Mechanical Engineers.
- 5) Paris, P. C. and Sih, G. C.; ASTM STP 381 (1965) ASTM, Philadelphia, 30~83.
- 6) 大塚尚寛, 小林良二; 日本鉱業会誌, 98-1178(1982), 1~6.
- 7) 西村朝雄他2名; 日本機械学会論文集, 43-373 (1977), 3192~3199.
- 8) Abé, H., et al.; J. Geophys. Res., 81-29(1976), 5335~5340.
- 9) Weertman, J. and Chang, S. P.; J. Geophys. Res., 82-5 (1977), 929-932.
- 10) 阿部博之他2名; 日本機械学会論文集, 49-431, A (1982), 899-903.
- 11) 阿部博之他2名; 日本鉱業会誌, 掲載予定
- 12) Abé, H. et al.; Trans. ASME, J. Energy Resources Technology, (1983) in press.
- 13) Schmidt, R. A.; Experimental Mechanics, 16 (1976), 161~167.
- 14) Schmidt, R. A. and Lutz, T. J.; ASTM STP 678, (1978) ASTM, Philadelphia, 166~182.
- 15) Weisinger, R., et al.; Experimental Mechanics, 20 (1980) 68~72.
- 16) 橋田俊之; 東北大学修士論文 (1982), 171~176.
- 17) 湯田周二他4名; AE総合コンファレンス論文集, 日本非破壊検査協会 (1981) 171~176
- 18) Kim, K and Mubeen, A; ASTM STP 745, (1981) ASTM, Philadelphia, 157~168.
- 19) Niitsuma et al.; Proc. First Japan-U.S. Joint Seminar on Hydraulic Fracturing and Geothermal Energy, JSPS and NSF, (Eds. S. Nemat-Nasser, H. Abé and S. Hirakawa), Martinus Nijhoff Publishers, the Hague, 1983, 357~371.