

(1) 岩石の破壊挙動の時間依存性に関する統一的解释

山口大学工学部 正会員 佐野 修
徳山高専 正会員 工藤 洋三
山口大学工学部 正会員 水田 義明

A Unified Theory Interpreting Time-dependent Behavior of Rocks

Osam SANO, Yamaguchi Univ.
Yozo KUDO, Tokuyama Technical College
Yoshiaki MIZUTA, Yamaguchi Univ.

ABSTRACT

Since Scholz, in 1968, had introduced a weakening process due to stress corrosion to express creep mechanism in rock, several authors developed the similar theories based on the assumption of a subcritical crack growth due to stress corrosion to interpret time-dependent behavior of different kinds. Until now, the theories remain to express the behavior only under the uniaxial compression, while the subcritical crack growth has been found in rocks through the fracture mechanics tests in the 1980s. In this study, one of the theories was extended to interpret the behavior under pressure. Only three parameters were needed to express almost all the time-dependent behavior. The long-term stability of rocks under triaxial stress condition can be discussed theoretically.

1. 諸論

岩石内部には多数のマикроクラックが存在するが、そのき裂の大きさは一般に室内試験で用いられる岩石供試体よりはるかに小さい。一方、地殻あるいは岩盤内部にもジョイントや断層と呼ばれるき裂が存在するが、その大きさは岩盤内構造物の大きさと同程度かそれより大きい。岩石供試体と工学的に対象となる岩盤の変形や破壊挙動に大きな違いが生じる。このような違いにも拘わらず、岩石供試体の強度は依然として岩盤内構造物の安定性を考慮する際の重要な指標の一つであり、そのため一軸や三軸圧縮試験が行なわれる。岩石の強度は時間依存性を示すので、長期強度予測もまた重要な指標の一つと考えられ、クリープ特性を考慮することもある。これまで岩石の破壊挙動の時間依存性を説明するモデルが提案されてきた。なかでもき裂先端の応力状態が破壊靱性値より小さな状態でも生じるき裂の伸長を仮定したモデルを用いて、一軸圧縮強度のひずみ速度依存性^{1)~4)}や一軸圧縮応力下のクリープ現象⁵⁾⁶⁾が論じられた。しかしこれらのモデルが最初に提案された当時は、岩石内で臨界応力状態以下のき裂の伸長が起こるという証拠はなく、その後、石英の単結晶で確認された⁷⁾のみであった。さらにその原因と考えられた応力腐食現象が岩石内で起こるという証拠もまたなかったので、上述のモデルは仮説に留り、一部の研究者の間で論じられていたに過ぎなかった。これらのモデルの信頼性は、1)臨界応力状態以下でもき裂の伸長が起こる、2)その原因は水と珪酸塩鉱物との応力腐食反応である、という2点に依存しているが、そのモデルにより得られた結果の大部分は上記の条件1)のみが満足されれば良い。1980年代に行なわれた線形破壊力学試験により、仮定されていた破壊靱性値以下でのき裂の伸長現象が直接確認されており⁸⁾、水との応力腐食反応を支持する間接的証拠も得られているので、前述のモデルを再評価する必要があると思われる。

2. モデル

岩石の破壊がクラックの生成と拡大および集積によることが明らかとなってきた。最終破壊直前に除荷し、静水圧試験を行ない、差荷重載荷時に軸方向のクラックが増加したことを示した例⁹⁾や、高周波のAE測定結果¹⁰⁾¹¹⁾、あるいは弾性波速度測定結果¹²⁾はそれらの証拠である。クラック先端の応力値がある臨界値に達した時に急激なクラックの拡大すなわち微小破壊が生じ、それらが集積する過程で最終破壊に至る、とするモデル¹¹⁾でこれらの観測結果を説明することができたが、この種のモデルでは、クラックの急激な拡大は応力状態のみに依存し、その応力状態に達するまでの時間や、その応力状態が一定に保たれた時のクラック拡大効果を説明することが困難であった。時間依存性を説明するために、応力再配分に要する時間を考慮したモデルも提案されたが、この種のモデルでは説明できないと言われている¹³⁾。したがってなんらかの形で時間に依存する岩石の劣化作用を仮定する必要が生じた。そこで1960年代後半当時すでに金属材料で認められていた応力腐食の概念が導入された。上述の応力腐食を仮定したモデルでは、応力腐食によるクラックの安定成長あるいはクラック先端領域の劣化、およびその速度が外力の増加に伴い加速する、ことが仮定されており、基本的に同じモデルである。

参考文献1)~6)では一軸応力のみが考えられていたが、地殻内部の応力状態は三軸応力状態のため、これらのモ

デルから得られた結果をもとに、三軸応力下の挙動を推定する際には大きな制約が必要となる。事実、三軸応力下の花崗岩のクリープ試験結果¹⁴⁾は参考文献5)6)の結果と大きく食違っており、Kranzは封圧によるクラック開口量の減少による物質の拡散速度の低下をその主因と考えた。そのような効果も確かに予期されるが、岩石の臨界値以下のクラック伸長現象の観測結果には拡散律速領域が見出されていないので、他の要因も検討する必要がある。Mizutani and Spetzler¹⁵⁾はクラック先端近傍の応力集中を主応力の関数(形は明示されていない)として表現し、三軸応力状態への理論の拡張を試みている。封圧は引張応力集中を抑圧する効果があるのでクラック伸長速度もまた封圧の影響を受けるはずである。

脆性破壊はその大きさに係らず基本的に原子間結合の破断により生じる。これはまず第一にクラック先端近傍の応力状態がある臨界状態になった時に生じる。この条件を臨界応力拡大係数で表現するならば

$$K=K_c \quad (1)$$

と表わされる。第二にこれは臨界応力状態以下でも生じる。その結果クラックは伸長するが、その速度は、応力拡大係数の指数関数であり、応力状態以外の環境条件にも依存する。ここではべき乗則を採用すると次式が成立つ。

$$\dot{c}=f(e)K^n \quad (2)$$

ただし $f(e)$ は応力状態以外の環境条件の関数である。K値がどんなに小さくとも(2)式が成立つか否かは低差応力下の破壊の予測に際し極めて重要となるが、応力腐食限界 K_{sc} が脆性材料で観測された例は皆無と言ってよい。これは脆性材料には K_{sc} が存在しないことを示すのではなく、これまでに行なわれた実験よりも長期間の測定が必要であることを意味していると思われる。また、クラックを含む領域内、クラックから離れた位置の応力状態は岩石内で一様ではない。すなわち外力により生じる応力や残留応力は岩石のもつ不均質性により、一様均質を仮定した解析結果近傍にばらつくものと考えられる。また同様に K_c もまた位置の関数となる。しかし(1)式の関係は応力状態と物質定数の相対的大きさ以上の意味を持たない。また(2)式も個々のクラック周辺固有のばらつきを $f(e)$ に含ませることにより、岩石を均質な材料に置き換えることができる。またクラックが面内に伸長するならば、クラック長さの増加は応力拡大係数の増加をもたらすので、クラックの伸長を仮定したモデルとクラック先端領域の劣化を仮定したモデルは等価となる。

圧縮応力が卓越した物体内部に存在する円板型クラック端部の応力拡大係数はMode IIとMode IIIの混合モードとなる。しかし脆性材料の応力腐食は普通Mode Iが考えられており、実験データもMode Iのみが得られている。またMode IIでも同様の反応を仮定した説もあるが¹⁶⁾未確認である。したがって通常は引張応力集中で議論しているものが多い¹⁾⁻³⁾⁵⁾⁶⁾。ここでもクラックを長軸が最大主応力(引張を正) σ_1 に対して θ だけ傾斜した貫通型楕円クラックで近似し、クラック先端近傍に生じる最大引張応力 σ_L を用いて議論することにする。すなわち上式のKは σ_L で置き換え、 K_c は理想的引張強度 S で置き換える。封圧の作用で扁平なクラックは閉塞する。また σ_L はクラック先端の曲率半径 ρ の平方根に反比例するので、扁平なクラックが卓越する花崗岩のような岩石にある程度の封圧が作用している時には扁平なクラックのみを考慮すれば良い。すなわち閉塞した楕円クラックに生じる σ_L は

$$\sigma_L=\sqrt{C/\rho}[(\sigma_1-\sigma_3)\cos\theta(\sin\theta-\mu\cos\theta)+\mu\sigma_1] \quad (3)$$

と表わされる。ただしCは長径、 μ はクラック表面の摩擦係数であり、 $0 \leq \sigma_1 = \sigma_2 > \sigma_3$ とする。

圧縮応力下の岩石の変形・破壊挙動を、通常の試験で採用される荷重径路に従い分類すると、1)封圧および低差荷重載荷時のクラックの閉塞領域、2)弾性領域、3)個々のクラック端の応力集中の大きさに依存するクラックの安定伸長とその後の微小破壊、ダイラタンシーは微小破壊により生じるものとする、4)クラック密度の増加によるクラック集積の局所化の開始とその後のfaulting、5)破壊後の領域、の5段階に分けられる。応力差(最大主応力-最小主応力 ≥ 0)が十分大きくなると、個々のクラックは(2)式に従い安定伸長する。さらに(1)式が成立すると微小破壊が生じ、AEが観測されると同時にダイラタンシー Δ が増加する。段階3はこの過程からなる。段階4を臨界ダイラタンシー Δ^* で表現すると¹⁷⁾、巨視的破壊に至るまでの岩石内部の破壊の進行過程は式(1)~(3)だけで表現できる。

時刻 t に、 $\theta \sim \theta + d\theta$ の範囲にある長径 $C \sim C + dC$ のクラックの数を $N(t, C, \theta) dC d\theta$ とすると、 $N(t, C, \theta)$ は

$$\frac{\partial N(t, C, \theta)}{\partial t} + \frac{\partial N(t, C, \theta)}{\partial C} \dot{C} = 0 \quad (4)$$

(4)式の解で与えられる²⁾。初期条件を $N(0, C, \theta) = kC^{-m}$ 、封圧一定として、解を求めると、

$d(\sigma_1 - \sigma_3)/dt = \dot{\sigma} (= \text{const})$ が成立つ時は、 $\alpha = (n-2m)/(n-2)$ とおくと、

$$N(t, C, \theta) = kC^{-m} \left[1 + \frac{n-2}{2(n+1)} \frac{\dot{C}}{C} \frac{[A(\sigma_1 - \sigma_3) + \mu\sigma_1]}{A\dot{\sigma}} \right]^{-\alpha} \quad (5)$$

となる。また $d(\sigma_1 - \sigma_3)/dt = \dot{\sigma}$ 一定で t_1 だけ載荷された後、一定差荷重下におかれた時には、

$$N(t, C, \theta) = kC^{-m} \left[1 + \frac{(n-2)\dot{C}}{2C} \left[T + \frac{t_1}{(n+1)} \right] \right]^{-\alpha} \quad (6)$$

となる。ただし $T = t - t_1$ である。微小破壊の発生頻度は与えられた応力下で単位時間あたりに(1)式を満足するクラックの総和を求めることにより得られる。ただし θ に関する積分は σ_L が正の範囲についてのみ行なう。その結果は(5)式および(6)式について、それぞれ

$$dN/dt \approx A_1 \dot{\sigma}^\alpha \sigma^{2m-3\alpha} \quad (7)$$

$$dN/dt \approx A_2 [T+t_1/(n+1)]^{-\alpha} \sigma^{n(1-\alpha)} \quad (8)$$

が得られる。ただし $\sigma = \sigma_1 - \sigma_3 + 2\mu\sigma_1(\sqrt{1+\mu^2} + \mu)$ であり、 A_1, A_2 はこれまでに定義された定数の組合せである。微小破壊が dilatant strain Δ に及ぼす寄与率を η とし¹¹⁾、上式を時間に関して積分すると、任意時刻の Δ が得られる。さらに $\Delta = \Delta^*$ で最終破壊に至るものとする¹⁷⁾、(7)式からは必ずずみ速度での破壊時の応力差が、(8)式からは一定応力差下のクリープ破壊時間が得られる。例えば破壊時の応力差やクリープ破壊時間 t^* は

$$\log(\sigma_{\max}) \propto -\log(\dot{\epsilon})/(n+1) - \log(f(e))/(n+1) \quad (9)$$

$$\log(t^*) \propto -n \log(\sigma) - f(e) \quad (10)$$

から求められる。なお(9)式においてひずみ速度および $f(e)$ が一定の場合には、 σ すなわち $\sigma_1 - \sigma_3 + 2\mu\sigma_1(\sqrt{1+\mu^2} + \mu)$ の最大値を $\sigma_{\max}$ とすると、

$$\sigma_{\max} = \text{一軸圧縮強度} \quad (11)$$

が得られる。これは最大応力差におよぼす封圧の影響を表わしており、McClintok & Walshの修正グリフィス理論から得られる結果と等しく、クーロンの破壊規準と等価である。また(7)および(8)式中の定数を比較することにより、

$$\sigma^n(n+1)t^* = t^* \sigma_{\max}^n \quad (12)$$

という関係があることが分る。ただし t^* は一定ひずみ速度下での破壊時間である。以上の式に含まれるパラメータは、環境条件が一定ならば、応力腐食指数 n 、先在クラック指数 m 、および摩擦係数 μ のみである。なお理論的引張強度等、個々の岩石固有の定数は一軸圧縮強度で正規化することにより消去可能である。また空隙圧の影響は上式の主応力を有効応力に置き換えれば良いが、空隙圧の低下が生じるほどひずみ速度が速く、ダイラタンシー硬化が生じる場合、すなわち見掛け上、有効応力則が成立しない場合には¹⁸⁾、真の空隙圧を評価する必要がある。

3. 実験結果

線形破壊力学試験で求めたクラック速度と応力拡大係数の関係の一例をFig. 1に示す。(2)式中の n 値はほぼ30である。また水中ではクラック速度が速いこと、すなわち $f(e)$ に $10^2 \sim 10^3$ 倍の違いがあることが分る。この違いが強度に約20%の差を、クリープ破壊時間に $10^2 \sim 10^3$ 倍の差をもたらすことを(9)および(10)式は示しているが、水中の花崗岩の一軸圧縮強度が実証されただけで、クリープ破壊時間については未検証である。種々のひずみ速度で行なわれた一軸圧縮試験で得られた $d\Delta/dt$ と応

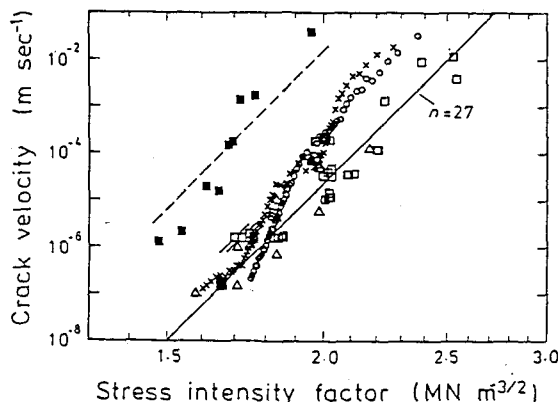


Figure 1 The stress intensity factor-crack velocity diagram of Murata basalt obtained by using three different methods of the double-torsion technique. (x, o) Load-relaxation method; (□, ■) constant displacement rate method; (Δ) constant load method. Filled symbols indicate crack velocity in water.

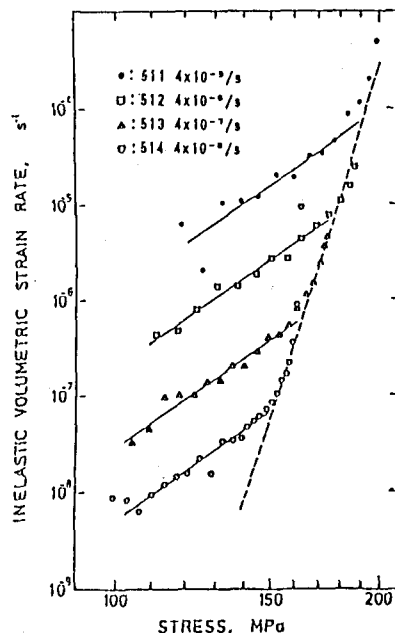


Fig. 2. Dilatant strain rate versus stress difference.

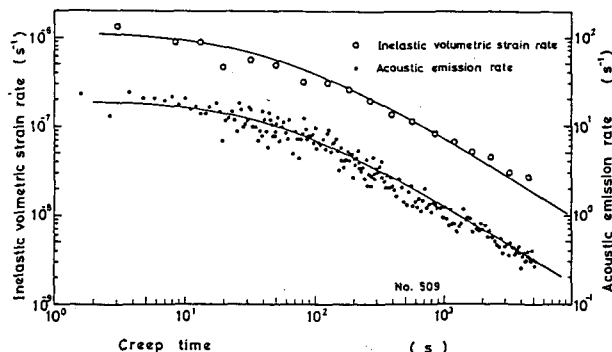


Fig. 3. Dilatant strain rate and acoustic emission rate observed in the slowly loaded creep experiment. Theoretical results are also shown.

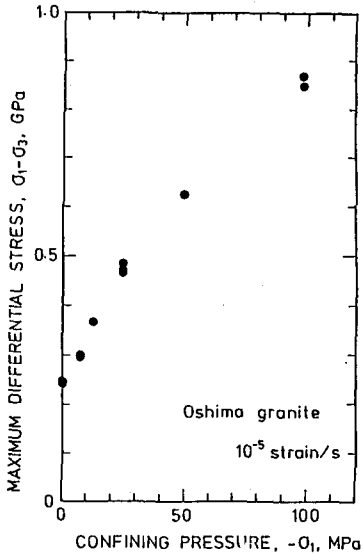


Fig. 4. The maximum stress difference under various confining pressure. Strain rate was kept constant.

力差の関係をFig. 2に示す。(7)式の関係が成立っており、応力差の指数項と、ひずみ速度の指数項の比較から求めた α および n の値はそれぞれほぼ0.8および33である。 n 値は上記のダブルトーション法で求めた値とほぼ一致する。比較的ゆっくりと载荷して、その後一定応力差に保った際に得られた $d\Delta/dt$ とAE頻度の時間変化をFig. 3に示す。図中に(8)式を用いて求めた理論曲線を同時に示す。クリープ時間 T が十分大きく、 $T \gg t_1$ とみなし得る領域では、 $d\Delta/dt$ およびAE頻度は図中、直線関係となり、その傾きは $-\alpha$ に等しく、Fig. 2に示された結果から得られた値とほぼ等しい。すなわち瞬間的に载荷される理想的なクリープ試験では t_1 が試験開始時から無視しうるので、通常のクリープ法則が適用できるが、一定応力状態に達するまでの時間が無視できない一般の場合には、(8)式を用いて評価する必要がある。例えば岩盤内空洞等の周辺の応力場は採掘の進行により変化するので、開削後の岩盤のクリープ速度は開削に要した時間とほぼ同程度の期間にわたって本来のクリープ速度よりかなり小さく、またその変化も少ないことが予期される。なお図中では明らかでないが、ひずみから得られた α の値とAEから得られた値は少し異なるようである。ひずみ速度を一定に保った試験で得られた大島花崗岩の封圧と最大応力差との関係をFig. 4に示す。この結果および(11)式を用いて摩擦係数と封圧の関係を求め、その結果を

Table 1. Coefficient of friction at the crack surfaces can be estimated theoretically as a function of a confining pressure. Data for Barre granite after Kranz [1980] and Oshima granite are listed. The results of external friction experiments on ground surface of Westerly granite by Byerlee [1967a*, 1967b**] are also shown in this table

Confining pressure or Normal stress MPa	Coefficient of friction		
	Barre granite eq. 11	Oshima granite eq. 11	Westerly granite Byerlee
5		1.45	1.6*
10	1.21	1.51	1.1*
25	1.09	1.45	
50	1.01	1.30	
100	0.90	1.13	1.1**
200	0.78		0.80**
250	0.73		0.74**

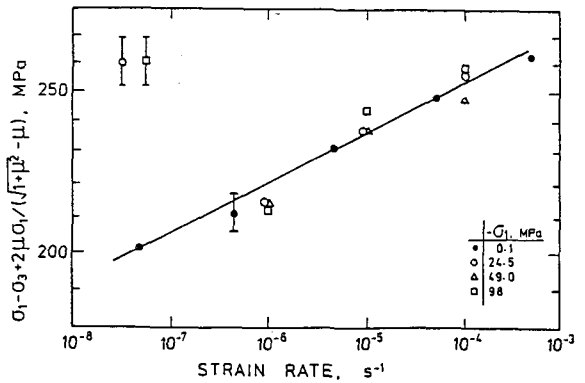


Fig. 5. Tensile stress parameter, $\sigma = \sigma_1 - \sigma_3 + 2\mu\sigma_3 / (\sqrt{1+\mu^2} - \mu)$ under various strain rates and confining pressures.

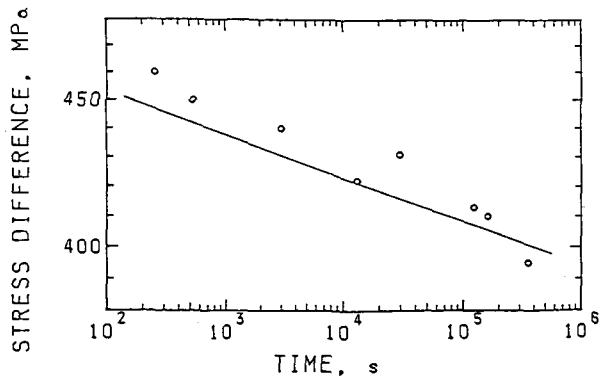


Fig. 6. The creep-fracture-time can be estimated by using equation (12) and the uniaxial compressive strength. The observed results under 50 MPa of confining pressure (circles) and calculated ones (straight line) are shown.

Table 1に示す。表中には、Kranz¹⁴⁾がBarre花崗岩を用いて行なった三軸圧縮試験結果と三軸応力下のクリープ試験結果をもとに、それぞれ(11)式および(10)式を用いて求めた摩擦係数、さらにByerleeによる摩擦試験により得られたWesterly花崗岩の摩擦係数¹⁸⁾²⁰⁾を同時に示す。これらは3種の花崗岩で、しかも異なった方法で得られた値であるが、互に良く一致している。100MPaまでの封圧下で様々なひずみ速度で行なわれた三軸圧縮試験で得られた最大応力差とひずみ速度の関係をFig. 5に示す。図中の直線は(9)式であり、縦軸の値 σ を計算するにあたり、Table 1の摩擦係数を使用した。(9)式~(11)式において共通の値が使用できることは、(12)式も成立つことを意味している。例えば10MPa/sで行われた一軸圧縮試験で得られた強度をもとに、封圧50MPa下のクリープ破壊時間と設定差応力との関係を(12)式を用いて求めた結果をFig. 6に示す。すなわちある任意のひずみ速度の一軸圧縮試験結果が得られると、任意の封圧下かつ任意のひずみ速度のもとの最大応力差や、任意の封圧下の任意の一定差応力下のクリープ破壊時間を推定することが可能となる。また(10)式中の n 値はほぼ30と極めて大きいので、岩石強度に岩石固有のあるいは人為的な起源のばらつきが生じると、クリープ破壊時間に極めて大きな差が生じ得ることを示している。すなわち強度の $\pm 20\%$ の変動はクリープ破壊時間に約1/1000~300倍もの変動をもたらす。したがって僅かな偏心荷重が大きくなばらつきをもたらすような岩石のクリープ試験においては、既報²¹⁾に述べたような試験手順が必要と思われる。

4. 結論

三軸圧縮応力下の岩石の破壊過程を応力腐食指数、先在クラック分布指数、およびクラック表面の摩擦係数の3つのパラメータの組合せで表わすことができる。ただしモデルでは応力腐食によるクラックの伸長現象が仮定されているが、ここで述べられた結果は破壊靱性値以下でのクラック伸長だけが存在すれば良く、その原因と考えられている応力腐食は必ずしも必要ではない。これは例えば破壊をマルコフ過程とみなし、破壊の遷移確率を応力のべき乗と考えて求められた金属材料の強度のひずみ速度依存性を表わす式²²⁾と同じ形の式が得られていることから指摘できよう。このため破壊の基礎過程を特定せずに議論する立場もあり²³⁾、同様の結果が得られている。

参考文献

- 1) Mizutani, H., Spetzler, I., Getting, R.J., Martin, III, and N. Soga: The effect of outgassing upon the closure of cracks and the strength of lunar analogues, Proc. Lunar Sci. Conf., 8, 1235-1248, 1977
- 2) Sano, O., Ito, I. and Terada, M.: Influence of strain rate on dilatancy and strength of Oshima granite under uniaxial compression, J. Geophys. Res., 86, 9299-9311, 1981
- 3) Spetzler, H., C. Sondergeld, and I.C. Getting: The influence of strain rate and moisture content on rock failure, in: Anelasticity in the Earth, AGU, Washington, D.C., 107-112, 1981
- 4) Costin, L.S.: A microcrack model for the deformation and failure of brittle rock, J. Geophys. Res., 88, 9485-9492, 1983
- 5) Scholz, C.H.: Mechanism of creep in brittle rock, J. Geophys. Res., Vol. 73, pp. 3295-3302, 1968
- 6) Cruden, D.M.: A theory of brittle creep in rock under uniaxial compression, J. Geophys. Res., 75, 3431-3442, 1970
- 7) Martin, R.J., III: Time-dependent crack growth in quartz and its application to the creep of rocks, J. Geophys. Res., 77, 1406-1419, 1972
- 8) ほとんどのデータがAtkinson編集のFracture Mechanics of Rock, Academic Press, 1988にまとめられている。
- 9) Paulding, B.W., Jr.: Techniques used in studying the fracture mechanics of rock, STP 402, 73-86, 1966
- 10) Mogi, K.: Study of elastic shocks caused by the fracture of heterogeneous materials and its relations to earthquake phenomena, Bull. Earthq. Res. Inst., Tokyo Univ., 40, 125-173, 1962
- 11) Scholz, C.H.: Microfracturing and the inelastic deformation of rock in compression, J. Geophys. Res., 73, 1417-1432, 1968
- 12) Matsushima, S.: Variation of the elastic wave velocities of rocks in the process of deformation and fracture under high pressure, Disast. Prev. Res. Inst. Bull., Kyoto Univ., 32, 2-8, 1960
- 13) Cruden, D.M.: The form of the creep law for rock under uniaxial compression, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 8, 105-126, 1971
- 14) Kranz, R.L.: The effects of confining pressure and stress difference on static fatigue of granite, J. Geophys. Res., 85, 1854-1866, 1980
- 15) Mizutani, H., H. Spetzler, and H. Murakami: Brittle behavior of rocks at high pressure, in: Advances in Earth and Planetary Sciences, 12, 207-215, 1983
- 16) Das, S., and C.H. Scholz: Theory of time-dependent rupture in the earth, J. Geophys. Res., 86, 6039-6051, 1981
- 17) Kranz, R.L., and C.H. Scholz: Critical dilatant volume of rocks at the onset of tertiary creep, J. Geophys. Res., 82, 4893-4898, 1977
- 18) Brace, W.F., and R.J. Martin, III: A test of the law of effective stress for crystalline rocks of low porosity, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 5, 415-426, 1968
- 19) Byerlee, J.D.: Theory of friction based on brittle fracture, J. Appl. Phys., 38, 2928-2934, 1967a
- 20) Byerlee, J.D.: Frictional characteristics of granite under high confining pressure, J. Geophys. Res., 72, 3639-3648, 1967b
- 21) 佐野修, 工藤洋三, 古川浩平, 中川浩二: 岩石の一軸圧縮強度実験結果のばらつきに関する研究, 土木学会論文集, 388/III-8, 141-150, 1987
- 22) 横堀武夫, 材料強度学第2版 p. 191 (8-91)式, 岩波書店, 1974
- 23) 大久保誠介, 何 昌栄, 西松裕一: 一軸圧縮応力下における時間依存性挙動, 日本鉱業会誌, 103, 177-181, 1987