真三軸圧縮下でのウェスターリー花崗岩の 弾性波速度異方性について

北海道大学工学部 高 橋 学・木 下 重 教
地質調査所 西 澤 修・小 出 仁
千葉大学理学部 千 葉 洋

(昭和 58 年 10 月 27 日受理)

Seismic Wave Velocity Anisotropy in Westerly Granite under True Triaxial Compression

Manabu TAKAHASHI and Shigenori KINOSHITA

Faculty of Engineering, Hokkaido University

Osamu NISHIZAWA and Hitoshi KOIDE

Geological Survey of Japan

Hiroshi CHIBA

Faculty of Science, Chiba University

(Received October 27, 1983)

Seismic wave velocities as well as the three principal strains were measured in the rectangular prisms of Westerly granite ($35 \times 35 \times 70$ mm) under general triaxial compressional state where the three principal stresses are different each others. Measurements were carried out under confining pressure of 50 MPa, and under 100 MPa and 150 MPa intermediate stresses, both with 50 MPa minimum principal stress. Compressional velocities for the three principal stress directions and two polarized shear velocities for the minimum principal stress direction were measured during the deformation of specimen.

The P-wave velocity anisotropy between the intermediate and the minimum principal stress direction increased with increment of the intermediate principal stress. The velocity decrease of the two polarized S-waves in the minimum principal stress direction showed considerable difference under confining pressure experiment, while it became almost equal under the higher intermediate principal stress state. Using the relation between velocities and crack densities employed by Soga *et al.* (1978), we calculated crack densities and average aspect ratios for the two types of flat spheroidal cracks whose plane are perpendicular to the intermediate and the minimum principal stress directions.

The crack densities for both crack types was equal under confining pressure experiment. On the other hand, the crack density of the plane perpendicular to the intermediate principal stress was reduced remarkably under the intermediate stress conditions resulted from the preferred orientation of cracks with their plane perpendicular to the minimum principal stress. This preferred crack model also explains the equal velocity decrease of the two polarized

S-waves under the three different principal stress state. The average aspect ratio of cracks with its plane normal to the intermediate principal stress becomes large under the general triaxial stress state, in comparison with that under confining pressure. This suggests that only thick cracks can survive when the intermediate principal stress acts normal to the crack plane. The calculated average aspect ratios are in line with those determined by HADLEY (1976).

§1. 序

岩石の弾性波速度は、載荷によつて生じるダイラタンシー歪の発生に伴ない、載荷軸に直交する方向において著しく減少する [TOCHER (1957), SCHOLZ (1968), NUR and SIMMONS (1969); LOCKNER (1977), SEYA (1979)]. このような著しい弾性波速度の減少は、応力によつて発生する張力型クラックに起因すると考えられている [例えば, BRACE (1966), SATO (1978) など]. 張力型クラックの形状および分布は応力の影響を強く受ける. 例えば, 一軸圧縮試験や封圧下の三軸圧縮試験 (以後, 封圧試験と略称する) では, クラックの方向分布は, 載荷軸方向に軸対称になるので, 最終的な破断面の形成直前まで, 載荷軸に直交する面内の弾性波速度はほぼ等方的である.

これに反し, 実際の地下岩盤内の断層や割れ目は過去の応力履歴などの影響を受けて, “共役的な”あるいは“平行な”配列に近いものが卓越していると予想される. 花崗岩や片岩などでは著しい弾性波速度の異方性が報告され [SIMMONS *et al.* (1975)], 潜在クラックの定方位配列によるモデルで説明されている.

均質な岩石に対し, 上で述べたようなクラックの定方位配列を実験的に生じさせることは, 一軸圧縮試験や通常の封圧試験では困難である. この原因は実際の地下岩石が三つの異なる主応力を受けているからであり, 二つの主応力が等しい一軸圧縮試験や封圧試験では, 地下岩石の受ける一般的な応力場を再現することができないからである.

一般的な三軸圧縮応力場での岩石の弾性波速度の測定例は, 非常に少ない [GUPTA (1973), SPETZLER (1981)]. そこで, 本研究では茂木式の真三軸圧縮試験装置を用い, 三つの主応力方向のP波速度および最小主応力方向の二つの振動方向のS波速度を変形量と同時に測定した. この試験装置は封圧下で二軸圧縮試験を行うものであり, 供試体に独立でかつ任意の大きさの三つの主応力を負荷することができる [MOGI (1971 a)]. 特に, 中間主応力を他の主応力とは独立に負荷できる点が封圧試験と決定的に異なり, この意味で真三軸圧縮試験と称せられる. 最終的な破断面の方向は, 一般的に, 中間主応力軸と平行に入るので, この装置を用いると最終的な破断面の方向制御が可能となる.

本実験結果から, クラック分布におよぼす中間主応力効果を明らかにすることが可能であるならば, 実際の地下岩盤等の断層や割れ目の検出およびその規模の推定が可能となり, 工学上の基礎資料となるのみならず, 地震のメカニズムおよび地震に伴う物理現象 (弾性波速度の変化など) の解明や地震予知にも一助を与えることになるだろう.

§2. 実験装置および実験方法

2.1. 実験装置

本試験装置は, 封圧下で他のふたつの主応力を独立制御できる構造となっており, 最小主応

Fig. 1. Locations of velocity transducers and strain gauges shown as extend elevation of specimen surface. The transducers for the measurement of the two polarized shear wave velocity in the minimum principal stress direction are mounted directly on the specimen surfaces. Compressional wave velocities in other two directions were measured by the transducers attached in the end pieces.

力は油圧（封圧）で与え、他の主応力は剛性ピストンによつて加えられる。各主応力方向の最大載荷能力は、最大主応力となる軸荷重は 250 ton, 中間主応力となる側荷重は各 50 ton, 封圧は 100 MPa である。本試験機は閉ループ型サーボ・コントロールシステムにより、軸圧・側圧・封圧を実験中一定の条件のもとで制御することができる。軸圧および側圧は圧力容器外に設置されたロードセルで検出する。また、封圧は圧力センサーとハイゼゲージで検出する。

以下、最大、中間、最小の各主応力方向の主ひずみを ϵ_1 , ϵ_2 , ϵ_3 とそれぞれ定義する。 ϵ_1 と ϵ_2 は供試体の最小主応力面上に貼られた 2 枚のクロス型箔ひずみゲージにより検出される。 ϵ_3 は燐青銅板にひずみゲージを貼つた変位変換器により検出される。

弾性波速度測定にはパルス透過法を採用した。パルスジェネレータからの単発パルスはトランスデューサのひとつとデジタルメモリへと送られる。透過弾性波はデジタルメモリに記憶される。デジタルメモリの分解能は 8 ビット、サンプリング間隔は 10 nsec で、全体のサンプル数は 1024 ワードである。一時的にデジタルメモリに記憶された透過弾性波はマイクロコンピュータを介してフロッピーディスク上に記録される。

ひずみゲージおよびトランスデューサ間の位置関係を Fig. 1 のような供試体表面の展開図として示す。

2.2. 実験方法

Fig. 1 に示される銅板は、最小主ひずみ (ϵ_3) の測定の為の変位変換器の標点の接触板として用いられる。Fig. 2 は最小主応力方向から見た供試体の組み立ての様子を示す。テフロンシートとシリコングリースとの組み合わせは、側圧方向のエンドピースと供試体面との端面拘束を減じるために用いられる。封圧油の供試体内への浸入を防ぐために、被覆剤としてシリコン

Fig. 2. Schematic view of sample assemblage from the minimum principal stress direction. In order to decrease strain constraints in the direction of the intermediate principal stress, we used a set of teflon sheets and silicon grease. A sample was jacketed by silicon rubber to prevent intrusion of oil into the specimen.

Fig. 3. Path of loading. In the present experiment, the three principal stresses are applied in the following order: (1) A hydraulic pressure was increased to the minimum principal stress value, O-A. (2) The load of Y axis was increased to the intermediate principal stress, A-B. (3) The load of Z axis was increased to the ultimate strength, B-C.

ゴムを塗布する。

供試体への三つの主応力の载荷は、Fig. 3 で示される応力経路で行なわれる。まず、大気圧下から同図A点まで封圧を负荷する。これは静水圧状態で行うので、供試体全体に一樣に最小主応力(σ_3)が负荷されたことになる。続いて、側圧を所定の間主応力値まで変位制御で负荷し、その値に達したら、制御モードを荷重一定制御へと切り換える(B点)。こうして、最小主応力および中間主応力を一定の値に維持した後に軸圧の载荷を行い、供試体を破壊に致らしめる(C点)。軸ひずみ速度は実験中一定となる様にし、平均 $2.2 \times 10^{-6}/\text{sec}$ 程度で行なった。

Fig. 4. Differential stress ($\sigma_1 - \sigma_3$) versus strain curves under the three different intermediate principal stresses; (a) $\sigma_2 = 50 \text{ MPa}$, (b) $\sigma_2 = 100 \text{ MPa}$ ($\sigma_2 = 2\sigma_3$), (c) $\sigma_2 = 150 \text{ MPa}$ ($\sigma_2 = 3\sigma_3$). ϵ_1 , ϵ_2 and ϵ_3 were defined as the three principal strains for the maximum, intermediate and minimum principal stress directions, respectively. ϵ_v denotes volumetric strain. The hatched region indicates the dilatant strain.

§3. 実験結果

3.1. 変形および強度特性

本実験結果で得られた軸差応力対ひずみ曲線を Fig. 4 に示す。最小主応力は 50 MPa と一定で、中間主応力をパラメータとして示す。以下、すべての図において、中間主応力は (a), (b), (c) の順に 50 MPa, 100 MPa, 150 MPa, である。したがって、(a) は通常の封圧試験を、(b) および (c) は真三軸圧軸圧縮試験の結果を示している。破壊時の最大主ひずみ ε_1 は、中間主応力の増加と共にわずかであるが減少し、より直線的になる。破壊時の中間主ひずみ ε_2 は、中間主応力の増加と共に著しく減少する。同図中、ハッチの部分で示したダイラタンシーひずみ量は、中間主応力の増加と共に減少する。このダイラタンシーひずみを岩石内部に生じたマイクロクラックによる体積増加量と考えると、中間主応力の増加と共にマイクロクラックの量が減少することになる。

Fig. 5 は破壊時の最大主応力と中間主応力との関係を表示したものであり、破壊強度に及ぼす中間主応力の効果を示す。最小主応力は 20 MPa と 50 MPa のふたつの場合が示される。いずれの最小主応力においても、中間主応力の増加と共に破壊強度 (σ_1) は 100 MPa~150 MPa の増加を示す。このように、強度特性におよぼす中間主応力の影響は、Westerly 花崗岩にも存在することが確認された [Mogi (1971 a, b)].

Fig. 5. Fracture strength (σ_1) as a function of the intermediate principal stress (σ_2) in Westerly granite. The fracture strength increase with increase of the intermediate principal stress.

3.2. 弾性波速度特性

最大、中間、最小の各主応力方向へ伝播するP波速度を P_1, P_2, P_3 とそれぞれ表示する。最小主応力方向へ伝播するS波速度のうち、振動方向が中間主応力軸方向と一致するものを SH 、同じく最大主応力方向のものを SV と表示する。Fig. 6 は P, S 波速度の減少の割合を軸ひずみに対し表示したものである。ここで、速度の減少率は各点の速度 (V) とクラックの存在しない状態での速度 (V_0) との比 V/V_0 とする。 V_0 は測定中の各方向の速度の最大値とした。すべての方向の破壊時の速度減少率は、中間主応力の増加と共に小さくなることが同図より認められる。弾性波速度の減少は、応力によつて発生したクラックによるものと考えられるので、このクラック量が増えるほど弾性波速度の減少率は大きくなる。したがって、実験結果は中間主応力の増加と共に応力によつて生じたクラックの量が低下することを予想さ

Fig. 6. Velocity decrease for the three principal stress directions as a function of axial strain.

In this figure, velocity change is defined by the relative velocity V/V_0 . V_0 is chosen as the maximum value for each direction. P_1 , P_2 and P_3 denote compressional wave velocity for the maximum, intermediate and minimum principal stress axes, respectively. SH and SV denote the polarized shear velocities for the minimum principal stress direction with their shear motion parallel to the intermediate and minimum principal stress axes, respectively. Velocity anisotropy in P_2 and P_3 is observed; that is, the difference of P_2 and P_3 increased with higher the intermediate principal stress. Velocity anisotropy between SH and SV is observed in confining pressure experiment (a), while that anisotropy disappears with increase of the intermediate principal stress.

せるものであり、中間主応力の増加と共にダイラタンシーひずみ量が減少する実験事実と調和的である。

P波、S波を問わず、供試体内を伝播する弾性波速度は、いつたん増加を示した後に減少する傾向を示し、この傾向は特に P_1 に著しい。この変形初期の速度増加は既存のクラックや孔隙などが押し潰されたために生じる圧密効果と考えられる。 P_2 の破壊時の減少の割合は (a) で 25%、(b) で 10%、(c) で 7% 程度を示し、中間主応力の増加と共に著しく小さくなる。 P_3 の破壊時の減少の割合は (a) で 35%、(b) で 23%、(c) で 17% 程度を示し、中間主応力の増加と共に小さくなる。以上の結果から、P波速度におよぼす中間主応力の影響は中間主応力方向により著しく、その結果として、中間主応力の増加と共に P_2 と P_3 との速度異方性が顕著となる。これは封圧試験では最大主応力に垂直な面内にクラック面の法線が一様に分布するように発達しているのに対し、中間主応力の増加に伴ない、この面内のクラックの発生様式に変化が生じたことを示唆する。これについては次節で詳細に検討する。

続いて、S波速度の結果に注目すると、(a) では SH , SV に大きな差が認められ、破壊時における両者の減少率の差は 14%~15% 程度にまで達している。S波の分極による速度減少率

の差は中間主応力の増加と共に減少し、(c) ではほぼ同じ値を示している。以上の結果から、 SH および SV の速度減少率の差にも中間主応力による影響が認められる。これも後述するように P 波速度の異方性と同様、マイクロクラック発生の異方性によつて説明することが可能である。

§ 4. 考 察

4.1. 配向クラックのクラック密度の推定

圧縮過程下で生じる弾性波速度の減少を、引張型のマイクロクラックの発生によるものと考え、これらの分布を *SOGA et al. (1978)* の方法から推定してみる。

マイクロクラックの形状を回転だ円体型クラックと仮定すると、乾燥クラックの場合に、クラック密度 ρ は、

$$\rho = N \langle a^3 \rangle = \frac{3}{4\pi} \frac{\phi}{\langle \alpha \rangle} \quad (1)$$

Fig. 7. Schematic view of the three mutually perpendicular flat spheroidal crack; a view from the minimum principal stress direction. Suffixes denote the normal directions of crack plane.

の数値解を導入した。ここで、三つのタイプのクラックとは、クラック面の法線が最大・中間・最小の主応力軸と一致するクラックであり、ここではそれぞれ C_1 , C_2 , C_3 と表示する (Fig. 7 参照)。

三つの主応力方向の $P \cdot S$ 波速度の減少率はそれぞれ次式で与えられる [*SOGA et al. (1978)*].

$$V_{xx}^2 = 1 - (a_1 \rho_3 + a_2 \rho_2 + a_2 \rho_1) \quad (2.1)$$

$$V_{yy}^2 = 1 - (a_2 \rho_3 + a_1 \rho_2 + a_2 \rho_1) \quad (2.2)$$

$$V_{xy}^2 = 1 - (b_1 \rho_3 + b_2 \rho_2 + b_2 \rho_1) \quad (2.3)$$

$$V_{xz}^2 = 1 - (b_1 \rho_3 + b_2 \rho_2 + b_1 \rho_1) \quad (2.4)$$

ここで、 $V_{ij} = V_{ij}/V_{ij0}$ で、クラックが存在しない時の速度 (V_{ij0}) に対するクラックが存在す

となる [*O'CONNELL and BUDIANSKY (1974)*]. ここで、 ϕ はマイクロクラック発生に伴う体積増加量であり、 $\phi = 4\pi \langle a^3 c \rangle N/3$ で与えられる。 a および c はクラックの長軸および短軸の長さを、 $\langle \rangle$ は平均を示す。 α はクラックのアスペクト比 (c/a) である。

ANDERSON et al. (1974) は回転だ円体型クラックが定方位配列した場合の $P \cdot S$ 波速度異方性の数値解を *Westerly* 花崗岩について求めている。*SOGA et al. (1978)* はクラック分布を相直交する三つのタイプのクラックの重ね合せで近似し、 $P \cdot S$ 波速度の異方性の説明に *ANDERSON et al. (1974)*

Fig. 8. Calculated crack densities as a function of axial strain. Open and closed circles indicate the crack densities for C_3 and C_2 crack type (see in Fig. 7), respectively. C_2 decreases remarkably with increase of σ_2 .

る時の速度 (V_{ij}) の比で与えられる。ただし、 i, j は波の伝播・振動方向を示す。 a_1, a_2, b_1, b_2 は ANDERSON *et al.* (1974) の数値計算による係数である ($a_1=1.452, a_2=0.192, b_1=0.601, b_2=0.025$)。 ρ_1, ρ_2, ρ_3 は C_1, C_2, C_3 のクラックタイプによるクラック密度を示す。

式 (2.1)～(2.4) において、 C_1 のクラックタイプによるクラック密度 ρ_1 を考慮しているが、 載荷の進行に伴ない圧密効果によつて、 C_1 のクラックは潰れるものと思われる。 さらに、 Fig. 6 で示されるように、 P_1 の減少率が 2～3% という実験結果からも上式中に ρ_1 の項を入れることは適当とは思われない。 したがって、 上式中から ρ_1 の項を削除し、 各方向の P・S波速度の減少率を以下のように与える。

$$V_{xx}^2 = 1 - (a_1\rho_3 + a_2\rho_2) \quad (3.1)$$

$$V_{yy}^2 = 1 - (a_2\rho_3 + a_1\rho_2) \quad (3.2)$$

$$V_{xy}^2 = 1 - (b_1\rho_3 + b_2\rho_2) \quad (3.3)$$

$$V_{zz}^2 = 1 - (b_1\rho_3 + b_2\rho_2) \quad (3.4)$$

本実験結果は ρ_2, ρ_3 の 2 個の未知数に対し、 4 個の方程式が得られているので、 最小二乗法を用いることができる。

計算結果から得られたクラック密度と軸ひずみとの関係を Fig. 8 に示す。 これによると封圧試験では、 ρ_2, ρ_3 とほぼ同じ割合で増加している。 一方、 真三軸試験では ρ_2 が著しく減少し、 ρ_2 と ρ_3 との差が大きくなる。 これらの結果は変形量における ε_2 と ε_3 の差異と非常に調和的である。

4.2. クラックの平均アスペクト比の推定

弾性波速度の減少率からクラックの密度を求めることができたので、 次にこのクラック密度

Fig. 9. The relation between dilatant strain and crack density. The relation between average aspect ratio and dilatant strain is shown as a straight line. The average aspect ratios for C_2 type in general triaxial experiment become large, estimated about 1/200, than that in confining pressure experiment.

から仮定したクラックの平均のアスペクト比を求めてみる。

Fig. 4 のハッチの部分で与えられるダイラタンシーひずみの発生と弾性波速度の減少開始とはほぼ同時である。したがって、ダイラタンシーひずみを岩石内部に生じた回転だ円体型のクラックによる体積増加量とみなすと、(1) 式よりクラックの平均のアスペクト比 $\langle\alpha\rangle$ を推定することができる。

Fig. 9 はクラック密度とクラックによる体積増加量との関係を示したものである。平均のアスペクト比は同図中で、一定の傾きの直線で与えられ、図中の数値はその大きさを示す。(a) では C_2 , C_3 ともアスペクト比は 1/800 から 1/400 へと変化する。(b) では C_3 のアスペクト比は 1/1000 から 1/600 へと変化する、 C_2 はほぼ 1/200 程度となつている。(c) では C_3 のアスペクト比はほぼ 1/800, C_2 は 1/200 程度となつている。したがって、 C_3 のタイプのクラックの平均アスペクト比は中間主応力の増加と共に若干小さくなり、より扁平なクラックへと変化することが推定される。逆に C_2 のタイプのクラックの平均アスペクト比は中間主応力の増加と共に若干大きくなることが推定される。クラック面への直応力が増加するのに伴ない、少し厚みの増すクラックへと変化することになり、一見矛盾することのように思えるが、これは次のような考えで説明することができる。WALSH (1965) によれば、アスペクト比 α のクラックが静水圧 P_0 の条件下で完全に閉じてしまう条件は、 $P_0 \geq \pi E \alpha / 4(1-\nu^2)$ で求められている。ここで、 E は岩石のヤング率、 ν はポアソン比を示す。例えば、50 MPa の静水圧が作用した場合、 $E=5 \times 10^4$ MPa, $\nu=0.25$ と仮定して、

$$\alpha \leq 4P_c(1-\nu^2)/\pi E \div 1/830$$

となり、これ以下のアスペクト比をもつクラックは閉じる。この状態から中間主応力が作用すると、これ以上のアスペクト比をもつクラックが閉じることは上式から容易に想像される。したがって、中間主応力が作用すると、アスペクト比の小さなクラックは閉じてしまい、その結果、平均のアスペクト比は大きくなるものと考えられる。

4.3. SH , SV の変化とクラックの配向について

封圧試験 (Fig. 6 (a) 参照) では SH , SV は載荷開始直後からの速度の減少率の様子が異なり、最終破壊までに 14~15% の差が生じている。一方、この時の $P_2 \cdot P_3$ の減少率はほぼ等しく変化しているので、 SH , SV の減少率の変化の差は最終破断面形成に伴ったクラックの一方方向への選択的配向では説明できない。同様の結果は封圧下での S 波の測定が行なわれた BONNER, B. P. (1974), LOCKNER *et al.* (1977), SOGA *et al.* (1978) でも得られている。ところが、封圧下から中間主応力が加わった場合には SH , SV の減少率の変化の様子はほぼ等しくなる (Fig. 7 (b), (c) 参照)。このような SH , SV の減少率に対する中間主応力の影響は C_2 , C_3 両タイプのクラックの量比によつて説明することができる。

扁平だ円体クラックに対する S 波速度の異方性は ANDERSON *et al.* (1974), NISHIZAWA (1982) に示されており、 C_3 のクラックに対しては SH , SV は等しいが、 C_2 に対しては SV の方が SH より大きくなる。封圧下では C_2 と C_3 はほぼ等しい量比で存在していると考えられ、したがって、 C_2 による SH と SV の差の効果は無視できない。一方、中間主応力が加わると C_2 は閉じ、 C_3 に対する量比は著しく小さくなる。 C_3 に対しては SH と SV

Type of Wave	Observed	Calculated
SH	○	●
SV	△	▲

Fig. 10. Observed and calculated velocity for the two polarized shear waves in the minimum principal stress direction as a function of axial strain. Calculations were made by crack density obtained from experimental data combined with equations in (3.1)-(3.4). Here, velocity is shown by a relative value, V/V_0 . Calculations and observations are in good agreement.

は等しく、両者の速度差が現れなくなる。

Fig. 10 に式 (3.1)～(3.4) を用いて得られた計算値と実測値を軸ひずみに対して示した。その結果、すべての場合に実測値と計算値とは良く一致していることが認められる。

§5. 結 論

弾性波速度はダイラタンシーひずみの発生とほぼ同時に起こり、破壊強度の約 60% 程度から減少し始める。この傾向は中間主応力の値にかかわらず、封圧試験でも真三軸圧縮試験でも同様である。弾性波速度測定の結果、中間主応力の増加と共に中間主応力方向と最小主応力方向に伝播する P 波の速度異方性が顕著となり、逆に S 波の分極の差は減少する。

この実験結果は、Soga *et al.* (1978) の方法を用いて、二つの相直交するクラックの量比で説明することができる。すなわち、中間主応力軸に垂直なクラック面をもつクラックの量が、中間主応力の増加と共に減少し、最小主応力軸に垂直なクラック面をもつものが卓越するということで説明可能である。さらに、弾性波速度の減少率から求めたクラック密度を用いて、仮定したクラックの平均のアスペクト比を求めると、中間主応力軸に垂直なクラック平面をもつタイプのクラックの場合、封圧試験では変形の増加と共に 1/800 から、1/400 へと変化するが、中間主応力が作用するとほぼ 1/200 と一定になる。これは中間主応力の増加に伴ない、アスペクト比の小さなクラックが閉じたために、見かけ上、平均のアスペクト比が大きくなつたと考えられる。

本実験結果から、応力によつて生じるクラックの分布におよぼす中間主応力の影響を指摘したが、今後岩石内部のクラック分布に関するより詳しい情報を得、それらを代表するような分布関数を確認することが必要である。

謝 辞

本研究に対して有益な議論をして頂いた地質調査所、楠瀬勤一郎氏に感謝します。また、貴重な助言をして下さった北海道大学工学部資源開発工学部、石島洋二助教授、同じく中村章助手に感謝します。

文 献

- ANDERSON, D. L., B. MINSTER, and D. COLE, 1974, The Effect of Oriented Cracks on Seismic Velocities, *J. Geophys. Res.*, **79**, 4011-4015.
- BRACE, W. F., B. W. PAULDING, Jr., and C. SCHOLZ, 1966, Dilatancy in the Fracture of Crystalline Rocks, *J. Geophys. Res.*, **71**, 3939-3953.
- BONNER, B. P., 1974, Shear Wave Birefringence in Dilating Granite, *J. Geophys. Res. Letters.*, **1**, 217-220.
- GUPTA, N. I., 1973, Seismic Velocities in Rock Subjected to Axial Loading up to Shear Fracture, *J. Geophys. Res.*, **78**, 6936-6942.
- HADLEY, K., 1976, Comparison of Calculated and Observed Crack Densities and Seismic Velocities in Westerly Granite, *J. Geophys. Res.*, **81**, 3484-3494.
- LOCKNER, D., J. B. WALSH, and J. D. BYERLEE, 1977, Changes in Seismic Velocity and Attenuation During Deformation of Granite, *J. Geophys. Res.*, **82**, 5374-5378.
- MOGI, K., 1971a, Fracture and Flow of Rocks under High Triaxial Compression, *J. Geophys. Res.*, **76**, 1255-1269.
- MOGI, K., 1971b, Effect of Triaxial Stress System on the Failure of Dolomite and Limestone,

- Tectonophys., **11**, 111-127.
- NISHIZAWA, O., 1982, Seismic Velocity Anisotropy in a Medium Containing Oriented Cracks—Transversely Isotropic Case, *J. Phys. Earth.*, **30**, 331-347.
- NUR, A. and G. SIMMONS, 1969, Stress-Induced Velocity Anisotropy in Rock: An Experimental Study, *J. Geophys. Res.*, **74**, 6667-6674.
- O'CONNEL, R. J. and B. BUDIANSKY, 1974, Seismic Velocities in Dry and Saturated Cracked Solids, *J. Geophys. Res.*, **79**, 5412-5426.
- SATO, T., 1978, A Note on Body wave Radiation from Expanding Tension Crack, *Sci. Report. Tohoku. Univ., Ser. 5, Geophysics*, **25**, 1-10.
- SCHOLZ, C. H., 1968, Microfracturing and the Inelastic Deformation of Rock in Compression, *J. Geophys. Res.*, **73**, 1417-1432.
- SEYA, K., I. SUZUKI, and H. FUJIYAMA, 1979, The Change in Ultrasonic Wave Velocities in Triaxially Stressed Brittle Rock, *J. Phys. Earth.*, **27**, 409-421.
- SIMMONS, G., T. TODD, and W. S. BALDRIDGE, 1975, Toward a Quantitative Relationship between Elastic Properties and Cracks in Low Porosity Rocks, *Amer. J. Scie.*, **275**, 318-345.
- SOGA, N., H. MIZUTANI, H. SPETZLER, and R. J. MARTIN 111, 1978, The Effect of Dilatancy on Velocity Anisotropy in Westerly Granite, *J. Geophys. Res.*, **83**, 4451-4458.
- SPETZLER, H. A., G. A. SOBOLEV, C. H. SONDERGELD, B. G. SALOV, I. C. GETTING, and A. KOLTSOV, 1981, Surface Deformation, Crack Formation, and Acoustic Velocity Changes in Propylite under Polyaxial Loading, *J. Geophys. Res.*, **86**, 1070-1080.
- TOCHER, D., 1957, Anisotropy in Rocks under Simple Compression, *Trans. Amer. Geophys. Un.*, **35**, 89-94.
- WALSH, J. B., 1965, The Effect of Cracks on the Compressibility of Rock, *J. Geophys. Res.*, **70**, 381-389.