花崗岩の圧縮強度と変形特性に及ぼすひずみ速度の影響*

林 為 人¹ 大 田 恭 史²
高 橋 学³ 杉 田 信 隆⁴

Effect of Strain Rate on Compressive Strength and Deformability of Granite

by Weiren LIN^a, Yasufumi OHTA^b, Manabu TAKAHASHI^c and Nobutaka SUGITA^d

a. Research Center for Deep Geological Environments, National Institute of Advanced Industrial Science and Technology (AIST) (also at Dia Consultants Co., Ltd.), Tsukuba 305-8567, Japan

b. Doctoral Program in Geoscience, University of Tsukuba, Tsukuba 305-8571, Japan

c. Research Center for Deep Geological Environments, National Institute of Advanced Industrial Science and Technology (AIST), Tsukuba 305-8567, Japan

d. Dia Consultants Co., Ltd., Saitama 330-8660, Japan

Triaxial compression tests at 50 MPa confining pressure and room temperature have been conducted under various constant axial strain rates ranging between 10^{-7} s^{-1} and 10^{-3} s^{-1} by using dried specimens of Inada granite. The experimental results showed that the ultimate strength, axial strain at failure, Poisson's ratio and anelastic energy which may be considered as the energy required to generate new cracks or to propagate pre-existing cracks in the compression process, increased with increasing strain rate. In addition, Young's modulus and fracture angle which is the angle contained by fracture plane and lateral section of specimen, decreased with increasing strain rate.

By comparing the strain rate dependence of the compressive strength and elastic constants of granites determined experimentally in the present study and the previous works, it can be decided that the strain rate dependence of the different rocks showed different features although the rocks were same granites in petrologic classification. First, the compressive strength increased linearly as the logarithm of the strain rate increase at intermediate strain rate range (considered as from 10^{-8} s^{-1} to 10^{-1} s^{-1} , approximately) in any granite. At high confining pressure, the strain rate dependence of the strength is enhanced in fine-grained granites; in contrast, the dependence is enfeebled in medium-grained granites. Secondly, the strain rate dependence of Young's modulus had more complex behaviors than that of the strength. At the intermediate strain rate range, there are three types of granites which were (1) their Young's modulus did not depend on the strain rate, (2) their modulus increased with the increase of the strain rate, and (3) their modulus decreased with the increase.

KEY WORDS : Granite, Strain Rate Dependence, Compressive Strength, Deformability, Triaxial Compression Test

1. 結 言

岩石の力学的性質は時間に依存する特性を有しており、この時間依存性の例として載荷速度依存性やクリープ現象などを挙げるができる。岩石の圧縮試験における載荷速度は封圧、温度などとともに岩石の破壊および変形挙動を規定、またはこれらに大きく影響を及ぼす重要なファクターである。載荷速度依存性の研究における載荷速度の制御方法としては、一定の応力速度、一定の軸ひずみ速度、一定の周ひずみ速度および $(\dot{\epsilon} - \dot{\sigma}/E')$ を一定とした応力帰還法制御で載荷する方法があるが、本研究では、最も一般的な一定の軸ひずみ速度による載荷方法を採用した。したがって、以下では用語として載荷速度の代わりにひずみ速度を用いることとする。

高レベル放射性廃棄物の地層処分のような極めて長期間にわたる岩盤の安定性を検討する工学的なケースのみでなく、構造地質的な諸現象の解明にとっても、岩石の時間依存性現象を解明することが重要な位置を占めているといつてよい。岩石の強度などのひずみ速度依存性は、岩石力学が学問として形成されて間もない頃から研究されるようになった古典的な研究課題である(例えば、Mogi, 1959)。しかしながら、花崗岩の力学特性に及ぼすひずみ速度の影響については、主として一軸圧縮試験による大気圧下での研究が行われてきており、封圧を負荷した状態での強度特性や変形特性などの研究例が少なく、不明な点が多く残されている現状である。そのうち、特に花崗岩の力学的性質のひずみ速度依存性と内部構造の特徴との関連性についてはほとんど議論されていない。

本研究では、花崗岩の強度、変形特性のひずみ速度依存性を解明する目的で、温度 30 °C、封圧 50 MPa の条件下において乾燥状態の稲田花崗岩供試体を研究試料とし、ひずみ速度を約 $10^{-7} \sim 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ の範囲で変化させて三軸圧縮試験を実施し、稲田花崗岩のひずみ速度依存性についていくつかの知見を得た。また、様々な花崗岩の圧縮応力下におけるひずみ速度依存性に関する既往の実験研究をレビューするとともに、本研究の実験結果との総合的な比較検討を行い、岩石学の分類上では同じ花崗岩でもその強度

* 2001 年 10 月 24 日受付 2002 年 3 月 13 日受理 資源・素材 2001(札幌) 秋季大会において一部発表

1. 普通会员 博士(工学) 産業技術総合研究所深部地質環境研究センター 重点研究協力員 ((株)ダイヤコンサルタント在籍)

2. 理修 筑波大学大学院生 地球科学研究科地質学専攻

3. 普通会员 工博 産業技術総合研究所深部地質環境研究センター 研究チーム長

4. (株)ダイヤコンサルタント地盤研究開発センター センター長

[著者連絡先] FAX 0298-61-3578 (産総研・深部センター)

E-mail : w.lin@aist.go.jp

キーワード : 花崗岩, ひずみ速度依存性, 圧縮強度, 変形特性, 三軸圧縮試験

やヤング率のひずみ速度依存性とその内部構造に大きく左右される可能性を指摘した。

2. 花崗岩のひずみ速度依存性に関する既往の研究

花崗岩の圧縮応力下におけるひずみ速度依存性に関する既往の実験研究は、主として岩石の強度、弾性定数（ヤング率、ポアソン比など）などの物性値を決定するためのものや、ひずみ速度依存性のメカニズムの解明を意識したダイラタンシー発生後の非線形体積ひずみ、弾性波の伝播速度、アコースティックエミッション(AE)、載荷に伴って形成されたマイクロクラックの分布などを明らかにするためのものがある。また、ひずみ速度依存性に影響を及ぼす各種条件については、封圧の有無（一軸や三軸圧縮試験）、温度、供試体中の含水の有無、載荷速度の制御方法などに着目した既往の研究がある。さらに、なぜひずみ速度が岩石の強度などに影響を及ぼすかについては、いくつかの理論的な提案や数値解析による解釈の試みもなされてきた。以下では、主に既往の実験研究について、その手法や得られた知見などを簡潔にレビューする。

2・1 強度や変形特性のひずみ速度依存性について

常温と大気圧下における稲田花崗岩の強度のひずみ速度依存性については Mogi(1962)、小林 (1969)、大久保ら (1987)、梶川ら (1990)、大久保ら (1992)、長田・吉中 (1999)、大久保ら (2001) の研究が、また、ほかの花崗岩については Kumar(1968)、Houpert (1970)、Brace and Jones(1971)、Stowe and Ainsworth (1972)、Green and Perkins(1972)、Peng(1973)、佐野ら (1980)、Sano et al.(1981)、Zhao et al.(1999) などの研究がある。これらの共通結論は花崗岩の一軸圧縮強度がひずみ速度または応力速度の増大に伴い、花崗岩の種類やひずみ速度の範囲の違いによる程度の差があるものの、単調に増加することである。封圧下での強度のひずみ速度依存性に関する研究は、稲田花崗岩を対象とした Okubo et al.(1990)、長田・吉中 (1999)、Westerly 花崗岩の Logan and Handin(1971)、Charcoal 花崗閃緑岩の Blanton(1981)、Indian 花崗岩の Masuda et al.(1987)、シンガポールの Bukit Timah 花崗岩を用いた Li et al.(1999) などの少数に限られている。ひずみ速度の増大に伴う封圧下での軸差強度の増加傾向については、各既往研究が一致しているが、ひずみ速度の 1 オーダー増加に伴う強度の上昇値、すなわちひずみ速度依存性の程度については、封圧の影響を受けないとする研究結果の他に、封圧の増加に伴って大きくなる場合と小さくなる場合の正反対の実験結果がある。

圧縮強度のひずみ速度依存性とひずみ速度の範囲との関連については、一般的に、強度が 10 s^{-1} 付近までひずみ速度の対数とほぼ線形的な関係で徐々に増加するが、そこから急増するとされている。しかし、 1 s^{-1} 以上の範囲における強度急増現象が試験機の慣性に起因したもので、岩石強度の真の増加ではないとする研究 (Blanton, 1981) もある。

従来、静的（低いひずみ速度領域）圧縮破壊における脆性材料の破壊基準として用いられてきた Mohr-Coulomb 式と Hoek-Brown 式の動的領域（応力速度 $1 \sim 10^5 \text{ MPa/s}$ ）での適用性が検討され、低い封圧条件下では Mohr-Coulomb 式でも適合可能であるが、封圧の全域においては Hoek-Brown 式の方が岩石の動的強度特性を良く表現できたとされている (Zhao, 2000)。

圧縮過程の変形特性の代表的な弾性定数であるヤング率やポアソン比に及ぼすひずみ速度の影響は、大久保ら (2001) が述べたように、従来多くの研究者が挑んできたが、信頼できるデータが少なく不明な点が多い現状である。変形特性のひずみ速度依存性については、本研究の結果の考察に併せて後述する。

載荷速度の制御方法について、早期の研究では一定の応力速度で載荷する方法を採用する例（例えば、Mogi, 1962）が比較的多かったが、その後、一定の軸方向のひずみ速度で載荷するのが一般的となった（例えば、Masuda et al., 1987；Sano et al., 1981）。そのほか、比較的少数ではあるが周ひずみ速度制御を用いた研究（西松ら, 1981；Sano et al., 1982；後藤ら, 1984；吉中ら, 1998）や、クラス II 岩石の破壊後を含む全応力ひずみ線図を得るために有効な応力帰還法による制御方法（大久保ら, 1987；何ら, 1989 など）もみられた。

花崗岩の強度のひずみ速度依存性に及ぼす含有水分の影響について、一軸圧縮状態においては気乾状態と湿潤状態とでは変わらないとされている（大久保ら, 1992；稲田花崗岩）。一方、大気圧下を含む 100 MPa 以下の比較的低い封圧下において、湿潤状態での強度のひずみ速度依存性は乾燥状態のそれより顕著であるとされている (Masuda et al., 1988；Indian 花崗岩)。また、低温における強度のひずみ速度依存性は常温下での依存性ほど顕著でないという結果もある (Kumar, 1968)。しかし、ひずみ速度依存性に及ぼす諸条件（封圧、温度、含有水分、間隙水圧）の影響などについて、既往研究の見解には矛盾点も見られ、多くの課題が未だに残されていると考えられる。

2・2 ひずみ速度依存性の解釈にかかわる既往の研究

結晶質岩石の脆性的な圧縮破壊過程では微視的なマイクロクラックの形成に起因して体積ひずみが膨張する側へ転じる現象、すなわちダイラタンシーが生じることが既知の事実である。したがって、花崗岩の場合には、非弾性体積ひずみ（体積ひずみと、体積ひずみ曲線の弾性領域での接線から求めた弾性体積ひずみとの差）は供試体内部のマイクロクラックの形成を反映していると考えられる。Indian 花崗岩の乾燥状態 (Masuda et al., 1987) および湿潤状態 (Masuda et al., 1988) の結果によれば、非弾性体積ひずみについては、強度で正規化した応力との関係でみると、乾燥・湿潤状態に関係なくひずみ速度に依存しないとされている。一方、Sano et al. (1981) は、大島花崗岩の非弾性体積ひずみのひずみ速度依存性は Masuda et al. (1987) の結果とほぼ同様にほとんど認められないが、非弾性体積ひずみのレート（単位応力増分当たりの非弾性体積ひずみの増分）については同一応力値で比べればひずみ速度が遅いほど高いと指摘している。また、佐野ら (1980) の花崗閃緑岩については、非弾性体積ひずみもその発生のレートもひずみ速度依存性があるように見受けられる。これらの結果から非弾性体積ひずみのひずみ速度依存性は岩石の鉱物組成などの組織要因に左右されると推測される。

Indian 花崗岩の圧縮過程で測定した載荷軸と直交する方向の弾性波速度と正規化した応力との関係は、ひずみ速度の影響を受けるとされている (Masuda et al., 1987；Masuda et al., 1988)。一方、Soga et al.(1978) の Westerly 花崗岩の結果では、低いひずみ速度 ($3 \times 10^{-7} \text{ s}^{-1}$) で最終圧縮破壊に至る直前の供試体の弾性波速度はインタクト状態から約 40% 低下したが、高いひずみ速度 ($2 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$) でのそれは約 22% 低下し、ひずみ速度の依存性が認められた。

クラックの形成などに伴う AE の発生特性については、Sano et al.(1981)、Masuda et al.(1987)、Masuda et al.(1988) はほぼ同様な結論を得た。最終破壊付近での AE のレートカウント（単位時間当たりの AE イベント数）は各ひずみ速度でほぼ同じであるが、ひずみ速度の高い場合では載荷の早い段階から AE の発生が活発になっているが、ひずみ速度の遅い場合では破壊点に近い大きな応力レベルから活発になる結果となっている。この結果から、高いひずみ速度の場合には比較的低い応力レベルからマイクロク

ラックが比較的多く発生するようになっていっていると判断される。したがって、AE 発生の特徴は弾性波速度や非弾性体積ひずみの特徴と整合していないところがあると受け止められる。

長田・吉中 (1999) は、稲田花崗岩の最終圧縮破壊強度の 90 数パーセントで圧縮载荷を中断した供試体中のクラック分布とインタクト状態でのクラックの初期分布とを比較した結果、最大履歴の軸ひずみ量を一定とした場合、ひずみ速度が低いほど発達するクラック数が多いとしている。このことでひずみ速度の減少に伴う強度の低下が説明できるとされている。このような異なるひずみ速度による载荷が供試体に与えたダメージを直接評価する研究はメカニズムの解明に大変重要と考えられるが、既往データは極めて少なく、岩種などとの関連性や他の事象 (例えば、AE や弾性波速度など) との整合関係などに関するさらなる研究が望ましい。

強度のひずみ速度依存性のメカニズムについて、次の考え方がある。まず、Sano et al.(1981) はひずみ速度が遅い場合には応力腐食などの理由で、既存のクラックの先端に分布する局所引張応力が理論の引張強度に達しなくとも、クラックが徐々に進展する現象 (subcritical crack growth) が発生するため、強度が弱くなり、非弾性体積ひずみのレートが大きくなるとしている。しかし、高いひずみ速度の場合には、低い応力レベルにおける AE の発生数が比較的多い実験結果は、この考え方で説明しにくいと考えられる。一方、Kumar(1968) によれば、圧縮過程でのクラックの進展速度は無限に大きいことがなく、かつ、応力レベルの依存性を有するので、速いひずみ速度での圧縮下では必然的に比較的多くのクラックが生成されるか、またはクラックの進展速度が加速されるとしている。したがって、より多くのクラックの生成と進展速度の加速のいずれもより大きな応力を必要とするため、高いひずみ速度での強度が大きくなると説明されている。しかし、この説明は定性的なものにとどまっており、裏付けるデータもほとんどない状態である。前者の説では低いひずみ速度でクラックが発達していると考えているのと対照的に、後者では高いひずみ速度では多くのクラックが生成されるとしている。このように、ひずみ速度依存性のメカニズムは満足的に説明できるモデルがいまだに完成されていないと著者は認識している。

3. 実験方法

3・1 試料

稲田花崗岩は、茨城県の筑波山塊の北側、岩瀬から稲田にかけて分布する花崗岩類であり、主に黒雲母花崗岩からなる。この花崗岩は岩石力学の分野では研究用試料として、建築の分野では装飾材として多用されている。今回の研究試料として用いた稲田花崗岩のブロックは笠間市稲田付近で採取したもので、中粒の黒雲母花崗岩である。稲田花崗岩の K-Ar 年代は 60 Ma であり、ポイントカウンターによる主成分鉱物のモード組成は、石英 36%、斜長石 32%、アルカリ長石 28% および黒雲母 4% である。また、副成分鉱物としては、褐簾石、ジルコン、燐灰石、チタン鉄鉱などが含まれているが、これらの合計は 1% 未満である。各鉱物粒子の粒径については、石英は 3 ~ 4 mm のものが多く、最大粒径が約 5 mm、斜長石は 2 ~ 3 mm のものが多く、最大粒径が約 4 mm、アルカリ長石は 2 ~ 4 mm のものが多く、最大粒径が約 5 mm である。黒雲母の粒径は最大で約 3 mm、普通 1 mm 以下である。また、今回の試料と同じ採石場で異なる時期に採取したブロックで測定した稲田花崗岩の基本物性値 (林ら, 2000, 2001) は Table 1 に示したとおりである。

一般的に、花崗岩はおおむね直交異方性の特徴を有しており、

石材採取の分野では 20 世紀の早い時期にすでに花崗岩には割れやすい方向があることに関する記載がなされた (Osborne, 1935)。その後の研究により花崗岩のこの性質はマイクロクラックが卓越して分布する方向があることに起因していることが分かってきた。稲田花崗岩の岩盤についても、採石場の石工職人は経験的に割れやすい 3 つの面があることを把握しており、この 3 つの面は割れやすい順に目 (rift plane)、二番 (grain plane)、かさね (hardway plane) と呼ばれている。

今回の実験に用いた供試体は、すべて同一ブロックから、軸が rift plane に直交する方向で採取した。三軸圧縮試験用の供試体の寸法と形状は $\phi 30 \text{ mm} \times \text{H}60 \text{ mm}$ の円柱体とした。上下端面は研磨による整形を行い、その平行度は $\pm 0.01 \text{ mm}$ 以内である。側面は先端にダイヤモンドチップを装着したコアビットでくりぬいたままの状態であり、その仕上げ精度は $\pm 0.05 \text{ mm}$ 以内である。なお、供試体は 60°C で重量の変化がなくなるまで乾燥したあと、シリカゲル入りのデシケータにて室温に冷ましてから圧縮試験に用いた。

3・2 実験装置および測定方法

用いた三軸圧縮試験装置を模式的に Fig.1 に示す。同装置は常温条件下での難透水性岩石の透水試験 (高橋ら, 1990) などに多用されていた。载荷システムの载荷速度制御は荷重制御と変位制御との 2 方式が可能であるが、本研究では一般的な軸方向の変位速度制御、すなわちひずみ速度制御とした。また、同载荷システムのプラテン変位速度の可能な制御範囲は $0.001 \sim 5 \text{ mm/min}$ である。供試体の軸方向および横方向のひずみの測定には、燐青銅板にひずみゲージを貼付して作製した LDT (Local Displacement Transducer) タイプの変位計を用いた。この変位計は高圧環境下での使用実績が少なかったが、筆者らは高圧下におけるキャリブレーションの結果等によりその変位データが信頼できることを確認している (高橋ら, 2000)。軸方向の LDT は供試体の上下端面に密着しているエンドピースに設置して、横方向の LDT は被覆材を介して設置した。なお、供試体の被覆には林ら (1999) が封圧下における透水試験に用いた熱収縮チューブと同一タイプのものを使用した。

封圧条件は 50 MPa 一定とし、変位速度は、既述の装置の制御可能な範囲内において最大と最小を含む 4 段階とした。各ひずみ速度条件につきそれぞれ 2 ~ 3 供試体の実験を行った。また、試験結果を整理する際、供試体のひずみ速度としてはプラテンの変位速度からではなく、供試体近傍の変位計のデータから求めたひずみ速度を用いた。

温度条件は常温としているが、最も遅いひずみ速度での試験は約 48 時間かかるため、室温の変化による影響を避けるために三軸

Table 1 Physical and mechanical properties of Inada granite.

Density	Dry	(g/cm ³)	2.63
	Wet	(g/cm ³)	2.64
Porosity		(%)	0.77
P wave velocity *	Dry	(km/s)	3.80
S wave velocity *	Dry	(km/s)	2.49
Uniaxial compressive strength *	Dry	(MPa)	173
Tangent Young's modulus *	Dry	(GPa)	59.4
Poisson's ratio *	Dry	-	0.27
Brazilian tensile strength †	Dry	(MPa)	5.04

* These properties were obtained by using the specimens which axis is perpendicular to the rift plane.

† The tensile strength was measured when the specimens were loaded in the orientation of rift plane.

Fig.1 Schematic view of triaxial compression machine for testing at constant strain rates.

圧力容器の温度を1か月以上の全試験期間中に常に室温より若干高め、30℃一定とした。供試体を圧力容器に設置して所定の封圧を負荷してから、約6時間一定に保持した。圧力と温度の保持は、供試体内の温度分布を均一にするとともに、封圧を受けた岩石供試体の非弾性変形成分を安定させる目的で行ったことである。その後、軸方向の差応力を一定のひずみ速度で供試体が破壊するまで負荷した。

4. 実験結果

4・1 強度や弾性定数などに及ぼすひずみ速度の影響

封圧 50 MPa, 温度 30℃における各ひずみ速度条件で測定した軸差応力～ひずみ線図を Fig.2 に示す。各ひずみ速度における軸差応力 σ ～軸ひずみ ϵ_A 関係はほとんど同様で、明瞭なひずみ速度依存性が認められなかった。横ひずみ ϵ_L は、僅差ではあるが、ひずみ速度が高くなるにつれ大きくなる傾向がみられた。この傾向が応力 σ ～体積ひずみ ϵ_V ($\epsilon_V = \epsilon_A + 2\epsilon_L$) 線図の方では、より顕著になっている。

軸差強度とひずみ速度との関係について、Fig.3 に示したように、データの個数がやや少なく、ばらつきがやや大きい、軸差強度はひずみ速度の増大に伴ってわずかに大きくなる傾向があるように認められた。また、強度とひずみ速度の対数との関係の最小二乗法による直線回帰式ならびに相関係数 r も同図に示した。この直線回帰式は、強度 σ_f の単位が MPa, ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ の単位が s^{-1} の場合の式である。同式によれば、ひずみ速度の1オー

ダー増加に伴う強度の増分は 1.1 MPa となった。また、ひずみ速度 $10^{-4} s^{-1}$ における強度値(直線回帰式の内挿で決定、以下では基準強度と称する)は約 693 MPa となり、ひずみ速度の1オーダー増加に伴う強度増分の基準強度に対する比(以下では増加率と称する)は 0.16% で、ほとんど変化しないといってもよい程度の小さな値であった。

最終軸差強度点における軸ひずみの値である破壊ひずみとひずみ速度との関係を Fig.4 に示す。ひずみ速度の増大に伴って破壊ひずみは大きくなる傾向が認められた。また、Fig.3 に示した強度と Fig.4 の破壊ひずみとの関係については、強度の増加につれ破壊ひずみは大きくなる傾向にあることが想像できる。ひずみ速度の1オーダー増加に伴う破壊ひずみの増加率を、強度の場合と同様

Fig.3 Triaxial compressive strength versus strain rate.

Fig.2 Stress-strain curves at various strain rates.

Fig.4 Axial strain at failure versus strain rate.

Fig.5 Tangent Young's modulus versus strain rate.

Fig.6 Poisson's ratio versus strain rate.

Fig.7 X-ray CT images of the plane of fracture in vertical section under various strain rates.

に求めると、1.1%となった。

三軸圧縮試験の応力～ひずみ線図から ISRM 推奨の方法 (ISRM, 1978) に基づいて、最終強度の 50% 点における軸ひずみの接線勾配からヤング率を、軸ひずみの接線勾配と横ひずみの接線勾配の比でポアソン比を求めた。各ひずみ速度におけるヤング率は、Fig.5 に示したようにばらつきがやや大きいものの、最小二乗法による直線回帰の勾配がマイナスとなっているように、ひずみ速度の増加につれ小さくなる可能性があることを示唆した結果となった。

ポアソン比とひずみ速度との関係を Fig.6 に示す。ポアソン比は、ばらつきがあるが、ひずみ速度の増大に伴って、ほぼ単調的に大きくなる傾向が認められた。高いひずみ速度の場合に、横ひずみが比較的大きいことは、縦方向のクラックがより多く形成されたか、または開口したことを示唆していると考えられる。

4・2 破壊形態に及ぼすひずみ速度の影響

各ひずみ速度条件における三軸圧縮試験後の供試体縦断面の X 線 CT 画像は Fig.7 に示したとおりであり、この縦断面の画像は供試体の破断面と直交の方位で撮影したものである。いずれのひず

み速度の場合でも、供試体は脆性破壊の特徴を呈し、明瞭な斜めのせん断型の破断面が認められた。これらの破断面の形状は多少なりとも湾曲・凹凸しているが、これらを平面と見なした場合の破断角、すなわち、破断面と供試体端面とが挟む鋭角はひずみ速度が大きくなるにつれ、顕著に小さくなることが明らかになった。X 線 CT 画像において破断面の両端の A 点と B 点の間を直線で連結して測定した破断角とひずみ速度との関係は Fig.8 のようになっている。ひずみ速度が 1 オーダー高くなるにつれ、破断角は約 2.2° 小さくなる結果となった。

破壊後供試体の横断面で見た破断面のトレースの一例として、Fig.7(d) の供試体 (ひずみ速度 $2.73 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) の中心部で撮影した X 線 CT 画像を Fig.9 に示す。今回の三軸圧縮試験に用いた供試体は rift plane に直交する方向のものであったが、破断面の走向はこの画像に示されたように稲田花崗岩の特徴的な方位面である grain plane および hardway plane と斜交することが多く、規則性はほとんど認められなかった。

Fig.8 Angle of fracture versus strain rate.

Fig.9 An example of X-ray CT image of the plane of fracture in lateral section.

4・3 非弾性エネルギー

供試体が圧縮過程において受けたクラックの形成などのダメージは、載荷開始から破壊の直前までの過程における載荷応力の仕事量と関係すると考えられるので、エネルギーの見地からひずみ速度との関連性を検討してみることにした。この仕事量は、供試体が破壊の直前まで吸収したエネルギー（以下、全エネルギーと称する）に等しく、鉱物の弾性変形により蓄えられた可逆的な弾性エネルギーと、岩石試料中の微視的クラックの形成・進展などのダメージを与えるために消費された不可逆的な非弾性エネルギーを含む。したがって、全エネルギーと弾性エネルギーとの差を、近似的にクラックの形成や進展などに費やした非弾性エネルギーと見なせる。供試体の単位体積当たりの全エネルギーは応力～縦ひずみ線図の積分で、また、組成鉱物が線弾性体と仮定すれば弾性エネルギーは破壊直前の応力と軸方向の線弾性ひずみから概略的に見積もることができる（Fig.10を参照）。ここでは便宜的に、破壊直前の応力は強度、軸方向の線弾性ひずみは強度と50%における接線ヤング率の商で当てはめることにした。厳密的にいえば、組成鉱物は圧縮破壊の直前まで線弾性体の性質を保つとは限らず、また、初期の潜在マイクロクラックを閉塞させるためにも載荷応力の仕事量を必要とするように、非弾性エネルギーはすべてクラックの形成・進展に費やされたものでもない。ただし、上述のような近似的な扱いが大まかな検討を行うためには差し支えないと考えられる。

このように求めた各供試体の単位体積当たりの全エネルギーにはFig.11に示したように、ひずみ速度と正の相関関係が認められた。この傾向は小林（1970）の稲田花崗岩の一軸圧縮試験の結果と一致している。また、ひずみ速度依存性の研究としては本研究ではじめて見積もった非弾性エネルギーとひずみ速度との関係をFig.12に示す。この非弾性エネルギーのばらつきは大きく相関係数が小さいが、全エネルギーと同様にひずみ速度の増加につれ、非弾性エネルギーがわずかに大きくなる傾向があるように考

Fig. 10 Calculation method of total energy and anelastic energy per unit volume of specimen.

Fig. 11 Total energy per unit volume of specimen versus strain rate.

えられる。非弾性エネルギー～ひずみ速度関係の回帰直線では、ひずみ速度 10^{-4} s^{-1} における基準非弾性エネルギーとの比で表したひずみ速度1オーダー当たりの非弾性エネルギーの増加率が約2.1%となった。この傾向が正しいとすれば、高いひずみ速度の場合、供試体中により多くのクラックが形成され、あるいは進展させられたために比較的多くの非弾性エネルギーが費やされたことを示唆していると考えられる。

5. 考 察

5・1 既往研究による稲田花崗岩の強度のひずみ速度依存性と の比較

稲田花崗岩の一軸圧縮強度および封圧条件下における軸差強度とひずみ速度との関係について、既往研究のデータを取りまとめFig.13に示す。図中の P_c の数字は三軸圧縮試験の封圧を表しており、 P_c 表示のないものは一軸圧縮試験の結果である。その他の稲田花崗岩を用いた一軸圧縮試験のデータとして、Mogi(1962)の応力速度による制御の結果および大久保ら(1992)の応力帰還制御の結果とがある。両者とも異なる制御方式を採用していたため、同図にはプロットできない。そこで、Mogi(1962)の原著中の強度～応力速度関係の式は、用いられた応力単位系をMPaに換算すると、次式となる。

$$\sigma_f = 11.0 \log \dot{\sigma} + 201.6 \quad \text{..... (1)}$$

ここで、 σ_f は圧縮強度 (MPa)、 $\dot{\sigma}$ は応力速度 ($\text{MPa} \cdot \text{s}^{-1}$) である。また、大久保ら(1992)の結果では、気乾状態と湿潤状態の両者と

Fig. 12 Anelastic energy per unit volume of specimen versus strain rate.

Fig. 13 A comparison between the compressive strengths of previous works and the present study.

も、載荷速度が 10 倍になるごとに強度が 10.0 MPa ずつ増加するとなっている。

これらの既往研究に用いられた稲田花崗岩試料の詳細採取地点は当然異なっているし、供試体の採取方向や乾燥・含水状態などの条件については不明なものもあれば、若干異なっているものもある。また、ひずみ速度の範囲も若干異なっている。これらの詳細条件を無視しても、各研究による一軸圧縮強度～ひずみ速度関係の回帰直線はよく一致し、ひずみ速度の 1 オーダー増加に伴う強度の増分は、式 (1) の応力速度による制御のデータおよび大久保ら (1992) の応力帰還制御のデータを考慮しても、すべて約 7.5 ～ 11.5 MPa の非常に狭い範囲に入っていることが分かった。

稲田花崗岩の封圧下での圧縮強度に関する既往研究としては、Okubo et al.(1990) の封圧 0 ～ 40 MPa における結果と長田・吉中 (1999) の封圧 10 MPa での結果などがある。Okubo et al.(1990) は、強度の載荷速度依存性が封圧にほとんど関係ないと結論づけており、載荷速度が 10 倍になるごとの強度増分は約 10 MPa となっている。一方、長田・吉中 (1999) の強度増分は約 15.8 MPa となっている。両既往研究の強度増分とも、本研究の 1.1 MPa より大きくなっている。他の花崗岩における強度のひずみ速度依存性に及ぼす封圧の影響の結果については、Masuda et al.(1987) の Indian 花崗岩は封圧が増加すれば、強度増分で表されるひずみ速度依存性も顕著になる。また、Logan and Handin (1971) の Westerly 花崗岩も Indian 花崗岩と同様に、封圧が高いほど強度のひずみ速度依存性 (増分) が大きくなる。これらの結果とは反対に、Li et al.(1999) の Bukit Timah 花崗岩については、ひずみ速度の 1 オーダー増加に伴う強度の増分は、20 ～ 170 MPa の範囲において封圧が高くなるにつれ、ほぼ単調に低減する結果となっている。また、Blanton (1981) は Charcoal 花崗閃緑岩の封圧を変えて圧縮試験を実施しており、その封圧の影響を検討するために、同文献中に記載されている数値結果を Fig.14 にプロットし、ひずみ速度の 1 オーダー増加に伴う強度増分を求めてみることにした。Blanton (1981) は 1 s^{-1} 以上のひずみ速度領域での強度急増が試験装置の慣性によるものとしており、また、封圧 250 MPa と 450 MPa のデータは一定の傾向を示していないため、 $P_c=0.1 \text{ MPa}$ と $P_c=50 \text{ MPa}$ の結果を 1 s^{-1} 以下の領域だけにおいて最小二乗法による回帰直線を求めて同図に示した。同図から、封圧は 50 MPa になると Charcoal 花崗閃緑岩の強度のひずみ速度依存性が小さくなり、250 MPa と 450 MPa になればひずみ速度の増加に伴う強度増加の傾向も認められなくなっていることが分かった。

これらの花崗岩の粒径を調べてみれば、Indian 花崗岩は 0.3 ～ 0.5 mm の細粒、Westerly 花崗岩も 0.5 ～ 1 mm の細粒 (例えば、梶川ら, 1990) である。一方、Bukit Timah 花崗岩は 0.2 ～ 6 mm (Shang et al., 2000) の中～粗粒、Charcoal 花崗閃緑岩は中粒のものである。したがって、封圧の増大に伴い強度のひずみ速度依存性がさらに顕著になる花崗岩は前者の 2 つの細粒花崗岩であり、同ひずみ速度依存性が低下するのは後者の 2 つの中粒花崗岩であることが判明した。軸差強度のひずみ速度依存性に及ぼす封圧の影響と組成鉱物の粒径との関係についてのメカニズムは不明ではあるが、既存の花崗岩の研究結果と粒径との対応関係を整理し、一定の傾向がみられたことから、粒径の違いはひずみ速度依存性に及ぼす封圧の影響を決定する重要因子の一つである可能性が大きいと考えられる。また、梶川ら (1990) は鉱物組成がほぼ同じで、粒径が大きく異なる Westerly と稲田の両花崗岩において強度のひずみ速度依存性が異なることを示した。この結果からも、粒径の果たす役割が重要であると示された。したがって、本研究の結果が 1.1 MPa と小さな値を示したのは、主として稲田花崗岩の内部構造に対応

Fig.14 Compressive strength of Charcoal granodiorite versus strain rate (after Blanton, 1981).

した封圧による影響に帰することができると考えられる。

5・2 花崗岩の弾性定数に及ぼすひずみ速度の影響について

ヤング率やポアソン比などの弾性定数は、岩石の最も基本的な物性値であり、とりわけ、地下構造物などの設計や数値解析には不可欠な入力パラメータである。以下では、本研究の実験結果と既往研究のデータとを併せて花崗岩の弾性定数のひずみ速度依存性について検討する。

まず、稲田花崗岩の大気圧下でのヤング率について、小林 (1969) の試験結果一覧表によれば、 2000×10^{-6} の軸ひずみレベルにおける割線ヤング率は、約 $2 \times 10^{-7} \sim 6 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ のひずみ速度範囲ではほぼ同一の値となっているが、表中の有効数字の桁数から見ても当時の測定精度がやや低く、詳細な検討は困難であると考えられる。また、ひずみ速度が約 20 s^{-1} の高速になると、3 供試体のヤング率の平均値は顕著に大きくなり、上述の速度範囲での平均値の約 1.4 倍となった。大久保ら (2001) は、 $10^{-6} \sim 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ のひずみ速度範囲において個々の供試体のばらつきを低減できる予備載荷およびデータを正規化する手法を用いて、ひずみ速度変化に伴うヤング率の変化を測定した。その結果、正規化したヤング率は 0.96 ～ 1.01 の比較的小さい範囲に分布し、ひずみ速度の増大に伴ってヤング率が低下する可能性があると考えられている。さらに、長田・吉中 (1999) は、稲田花崗岩の一軸・三軸圧縮試験を行い、 $2 \times 10^{-8} \sim 2 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ の範囲における各ひずみ速度での応力～ひずみ線図の重ね書きにより、弾性係数およびポアソン比のひずみ速度依存性が認められないと結論づけた。本研究の結果 (Fig.5) は、ひずみ速度の変化に伴うヤング率の変動傾向および変動範囲の両方とも、大久保ら (2001) の結果と大変よく一致している。

次に、他の花崗岩の既往結果について述べる。花崗岩の強度などのひずみ速度依存性に関する実験的な研究のほとんどは、何らかの手法でひずみの測定を行っているが、そのうちの多くはヤング率やポアソン比に興味がないか、顕著な変化がなかったかのため、弾性定数のひずみ速度依存性に言及していない。既往研究の応力～ひずみ線図を見て、大気圧下における大島花崗岩 (ひずみ速度範囲 $10^{-8} \sim 10^{-4} \text{ s}^{-1}$; Sano et al., 1981) および Charcoal 花崗岩 (約 $10^{-7} \sim 10^{-2} \text{ s}^{-1}$; Peng, 1973) の弾性定数のひずみ速度依存性はおおむねないことが判断される。

一方、上越新幹線清水ざい道で採取された花崗閃緑岩 (佐野ら, 1980) の接線ヤング率は、応力速度 $0.06 \sim 6.46 \text{ MPa} \cdot \text{s}^{-1}$ (ヤング率を用いてひずみ速度に概略的に換算すると、約 $10^{-6} \sim 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ に相当) の範囲において速度の増加に伴って大きくなる結果

が得られている。Westerly 花崗岩の一軸圧縮でのヤング率は、約 $10^{-4} \sim 3 \times 10^2 \text{ s}^{-1}$ の範囲でひずみ速度の増加に伴って、大きくなるとされている (Green and Perkins, 1972)。また, Logan and Handin (1971) は、同様に一軸条件における Westerly 花崗岩のヤング率が正のひずみ速度依存性を示し、さらに、この依存性が封圧下では抑制され、封圧の増加につれ依存性が徐々に小さくなり、約 300 MPa 付近ではほとんどなくなったとしている。

Bukit Timah 花崗岩の大気圧下でのヤング率は、応力速度 $1 \sim 10^5 \text{ MPa} \cdot \text{s}^{-1}$ (同様にひずみ速度に概略的に換算すると、約 $1.5 \times 10^{-5} \sim 1.5 \times 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ に相当) の範囲において、他のひずみ速度依存性の認められた花崗岩と逆の傾向を示し、すなわち、速度の増加に伴い低下する結果となっている (Zhao et al., 1999)。また、そのポアソン比もひずみ速度の依存性が認められ、速度の増加に伴い大きくなる傾向である。そのメカニズムの解釈として、高いひずみ速度においては低い速度の場合より多くのクラックが形成されるため、ヤング率が小さくなるとともに、これらのクラックは載荷軸に平行の方向に卓越して分布するため、ポアソン比が大きくなったとされている。一方、同じ花崗岩の三軸試験の結果 (Li et al., 2000) では、ヤング率のばらつきが大きすぎて、一定の傾向が見出せないが、ポアソン比はひずみ速度とともに大きくなるとされている。

以上のように、岩石学的に同じ分類に属する花崗岩でも、ヤング率のひずみ速度依存性がない場合とある場合があつて、かつ、ある場合ではその傾向が正反対の 2 通りあつた。この特性は主として花崗岩の鉱物組成、粒径ならびにマイクロクラックの初期分布状態などによって規定されていると推測されるが、他の要因として用いた試験装置や実験方法などにも左右されると考えられる。

6. 結 言

花崗岩の強度、変形特性のひずみ速度依存性を明らかにする目的で、温度 30 °C、封圧 50 MPa の条件下において、乾燥状態の稲田花崗岩供試体を用い、ひずみ速度を約 $10^{-7} \sim 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ の範囲で変化させて三軸圧縮試験を実施した。その結果、稲田花崗岩の軸差強度、破壊ひずみ、供試体が破壊の直前までに吸収した全エネルギー、および破壊直前までの圧縮過程にクラックの形成・進展などに費やした非弾性エネルギーはひずみ速度の増加に伴い、わずかに大きくなるとともに、ポアソン比は増大した。一方、ヤング率はばらつきがやや大きい減少する傾向を示すことが明らかになった。また、破壊形態はすべてのひずみ速度においてせん断型の脆性破壊を示し、その破断角 (破断面と供試体端面とが挟む鋭角) はひずみ速度の増加に伴い小さくなった。

花崗岩の圧縮応力下におけるひずみ速度依存性に関する既往の実験研究をレビューするとともに、本研究の実験結果と比較検討し、岩石学の分類上では同じ花崗岩でもその強度やヤング率のひずみ速度依存性が組織要因に大きく左右されることを指摘した。その概要は以下に示すとおりである。

(1) 花崗岩の強度は大気圧または封圧下において、約 $10^{-8} \sim 10^1 \text{ s}^{-1}$ の中ひずみ速度の領域では速度の増加に伴い、おおむね速度の対数に比例して緩やかに大きくなるが、その増加の特性は花崗岩の組織要因、とりわけ、鉱物の粒径に依存する可能性が高いことが示唆された。具体的に、細粒花崗岩の場合では封圧の増加につれ強度のひずみ速度依存性が大きくなるが、中粒花崗岩の場合ではその逆の傾向、すなわち、封圧の増加によって強度増分が

小さくなる可能性が大きい。一方、約 10^1 s^{-1} 以上の高いひずみ速度領域では、既往の研究によれば、強度はどの岩種でもひずみ速度の増加に伴い急激に増大する可能性が大きいといえる。

(2) 花崗岩の変形特性のひずみ速度依存性は、強度のそれよりさらに複雑な様相を呈している。中ひずみ速度の領域では、ヤング率のひずみ速度依存性が認められない岩種のほか、速度の増加に伴って大きくなる岩種とそれの逆である低下の岩種とがある。稲田花崗岩については、本研究で測定したヤング率が久保ら (2001) が指摘する傾向と同様に、顕著ではないが速度の増加に伴って低下する結果となった。既往の研究を含めて、花崗岩の変形特性のひずみ速度依存性に関するデータが少ないため、ヤング率のひずみ速度依存性は、岩石の鉱物組成、粒径、マイクロクラックの初期分布状態などの構造要素および実験方法によって規定されるとはいえるものの、具体的な相関関係と規定法則は見出せない状態である。また、ポアソン比はひずみ速度の増加に伴い増加する傾向が認められた。なお、既往の研究では高いひずみ速度領域で稲田花崗岩のヤング率はひずみ速度の増加に伴い大きくなった。

引 用 文 献

- Blanton, T. L. (1981): *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 18, p. 47–62
 Brace, W. F. and Jones, A. H. (1971): *Jour. Geophys. Res.*, Vol. 76, p. 4913–4921
 後藤龍彦・佐藤干城・伊藤 浩 (1984): 開発技報, No. 26, p. 1–5
 Green, S. J. and Perkins, R. D. (1972): *Basic and applied Rock Mechanics-Proc. 10th Symp. On Rock Mechanics* (Edited by Gray K. E.), p. 35–54
 何 昌榮・大久保誠介・西松裕一 (1989): 材料, Vol. 38, p. 216–220
 Houppert, R. (1970): *Proc. 2nd Cong. Int. Soc. Rock Mech.*, Belgrade, Vol. 2, p. 49–55
 International Society for Rock Mechanics (1978): *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 16, p. 135–140
 梶川昌三・増田幸治・山田功夫・出原 理 (1990): 地震, 第 2 輯, Vol. 43, p. 179–188
 小林良二 (1969): 日本鉱業会誌, Vol. 85, p. 911–916
 小林良二 (1970): 日本鉱業会誌, Vol. 86, p. 525–528
 Kumar, A. (1968): *Geophysics*, Vol. 33, p. 501–510
 Li, H. B., Zhao, J. and Li, T. J. (1999): *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 36, p. 1057–1063
 林為人・高橋 学・李小春・鈴木清史 (1999): 応用地質, Vol. 40, p. 299–305
 林為人・西田 薫・杉田信隆・高橋 学 (2000): 土と基礎, Vol. 48, No. 11, p. 28–31
 林為人・中村敏明・鈴木舜一・高橋 学・遠藤秀典 (2001): 日本応用地質学会平成 13 年度研究発表会講演論文集, p. 147–150
 Logan, J. M. and Handin, J. (1971): *Dynamic Rock Mechanics-Proc. 12th Symp. On Rock Mechanics* (Edited by Clark G. B.), p. 167–194
 Masuda, K., Mizutani, H. and Yamada, I. (1987): *J. Phys. Earth*, Vol. 35, p. 37–66
 Masuda, K., Mizutani, H., Yamada, I. and Imanishi, Y. (1988): *J. Phys. Earth*, Vol. 36, p. 291–313
 Mogi, K. (1959): *Bull. Earthq. Res. Inst.*, Vol. 37, p. 155–170
 Mogi, K. (1962): *Bull. Earthq. Res. Inst.*, Vol. 40, p. 125–173
 西松裕一・大久保誠介・山口 勉・小泉昇三 (1981): 日本鉱業会誌, Vol. 97, p. 1163–1168
 大久保誠介・何 昌榮・西松裕一 (1987): 日本鉱業会誌, Vol. 103, p. 177–181
 Okubo, S., Nishimatsu, Y. and He, C. (1990): *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 27, p. 559–562
 大久保誠介・西松裕一・何 昌榮・秋 哲淵 (1992): 材料, Vol. 41, p. 403–409
 大久保誠介・福井勝則・許江 (2001): 資源と素材, Vol. 117, No. 1, p. 29–35
 長田昌彦・吉中龍之進 (1999): 日本応用地質学会平成 11 年度研究発表会講演論文集, p. 103–106
 Osborne, F. F. (1935): *Econ. Geol.*, Vol. 30, p. 540–551
 Peng, S. S. (1973): *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 10, p. 235–246
 佐野 修・西村豪人・寺田 学・伊藤一郎 (1980): 日本鉱業会誌, Vol. 96, p. 141–146
 Sano, O., Ito, I. and Terada, M. (1981): *Jour. Geophys. Res.*, Vol. 86, No. B10, p. 9299–9311
 Sano, O., Terada, M. and Ehara, S. (1982): *Tectonophysics*, Vol. 84, p. 343–362
 Shang, J. L., Shen, L. T. and Zhao, J. (2000): *Int. J. Rock Mech. Sci.*, Vol. 37, p. 705–713
 Soga, N., Mizutani, H., Spetzler, H. and Martin, R. J. (1978): *Jour. Geophys. Res.*, Vol. 83, p. 4451–4458
 Stowe, R. L. and Ainsworth, D. L. (1972): *Basic and applied Rock Mechanics-Proc. 10th Symp. On Rock Mechanics* (Edited by Gray K. E.), p. 3–34
 高橋 学・平田実雄・小出 仁 (1990): 応用地質, Vol. 31, p. 105–114
 高橋 学・李小春・林為人 (2000): 開発技報, 第 43 号, p. 35–39
 吉中龍之進・長田昌彦・武石裕幸・原口直樹 (1998): 岩の一軸および三軸試験方法検討委員会報告書 (付: シンポジウム発表論文集), p. 97–102
 Zhao, J., Li, H. B., Wu, M. B. and Li, T. J. (1999): *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 36, p. 273–277
 Zhao, J. (2000): *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 37, p. 1115–1121