

岩石の引張強度に及ぼすひずみ速度 および水分飽和の影響

丁 佑鎮¹・緒方雄二²・和田有司³
瀬戸政宏²・勝山邦久⁴・小川輝繁⁵

¹学生会員 工修 横浜国立大学 工学部物質工学科 (〒240-8501 横浜市保土ヶ谷区常盤台 79-5)

²正会員 工博 資源環境技術総合研究所 安全工学部 (〒305-0053 茨城県つくば市小野川 16-3)

³工博 東京大学助手 大学院工学系研究科 (〒240-8501 東京都文京区本郷 7-3-1)

⁴正会員 工博 資源環境技術総合研究所 地殻工学部 (〒305-0053 茨城県つくば市小野川 16-3)

⁵工博 横浜国立大学教授 工学部物質工学科 (〒240-8501 横浜市保土ヶ谷区常盤台 79-5)

岩石の引張強度に及ぼすひずみ速度及び水分飽和の影響を明らかにすることを目的として、乾燥状態および飽和状態の3種類の岩石について種々のひずみ速度において圧裂引張試験とホプキンソン効果を利用した実験を行った。その結果、岩石の引張強度は乾燥状態のみならず、飽和状態においてもひずみ速度の増加に伴って増大した。特に、乾燥状態においては、岩石の動的引張強度は、岩種によらず、ひずみ速度の約1/3乗に比例することが分かった。また、水分飽和の影響により、空隙率の高い来待砂岩と田下凝灰岩は、乾燥状態に比べて引張強度が低下したが、空隙率が0.49%と低い稲田花崗岩では、乾燥状態と飽和状態との間に有意な差は認められなかった。

Key Words : rock, dynamic load, water saturation, strain rate, tensile strength

1. 緒言

発破作業は、迅速かつ経済的であることから土木・鉱山の分野において多く用いられている。しかし、爆薬の爆轟に伴う振動・騒音・飛石等の問題点もあり、これらの問題を解決し、安全かつ正確に発破作業を行うためには、発破による破壊現象をよく理解し、対象となる材料の性質を正確に知る必要がある。特に、発破における岩石破壊状態を定量的に予測するためには、岩石強度の評価が不可欠である¹⁾。また、近年のコンピュータの目覚ましい発達に伴い、発破現象のような動的破壊現象の数値解析が盛んに行われるようになった^{2), 3)}。しかし、従来の数値解析においては、破壊の判断基準となる岩石の引張強度に静的な値を用いていることが多く、より精度の高い数値解析を行うためには、動的引張強度を用いる必要がある。

現在、 $10^{-1}/s$ 以下の比較的遅いひずみ速度の領域においては、ひずみ速度の増加に伴ってヤング率および引張強度が増大し^{4), 5)}、破壊ひずみは減少す

る⁶⁾ということが報告されている。このような、静的条件における強度のひずみ速度依存性は、応力腐食割れによって説明されている⁷⁾。

一方、 $10^{-1}/s$ 以上の速いひずみ速度の領域においては、伊藤・寺田らは^{8), 9)}、動的ヤング率は静的ヤング率に比べて約2~3倍であり、衝撃的な荷重を受けた場合には静的な荷重を受けた場合に比べて応力の増大とともに塑性的な変形の様相が著しく現れることを示している。また、雷管・爆薬による衝撃を受けた際の岩石の動的挙動を説明するために、流動学的模型を用いた検討も試みられている¹⁰⁾。さらに、佐藤・木下らは¹¹⁾、クラック伝播を伴う脆性破壊領域において、圧縮強度が急激に増大するひずみ速度の領域が存在することを理論的に説明している。しかし、これらは主に動的条件における圧縮破壊に関する研究であり、引張破壊を対象としていない。一方、引張破壊については、馬らが¹²⁾、応力速度が大きい場合の乾燥状態の岩石の引張強度について、岩種によってその強度は異なるが、圧裂引張試験から求めた引張強度より1.2~3.27倍大きくなるという

表-1 試料の寸法及び物性値

試料	直径 [mm]		長さ [mm]		空隙率 [%]	含水比 [%]	密度 ρ [g/cm ³]	P波速度 C_0 [km/s]	破壊靱性 K_{Ic} [MPam ^{1/2}]	ヤング率 E [GPa]
	静的	動的	静的	動的						
来待砂岩	60.0	20.0	31.9~41.8	240~480	16.54	9.89	2.00	2.71	0.90	6.50
田下凝灰岩	60.0	20.0	29.0~37.2	240~480	28.79	17.35	1.76	2.38	0.84	4.50
稲田花崗岩	60.0	20.0	29.7~31.6	240~480	0.49	0.31	2.58	3.95	1.99	56.8

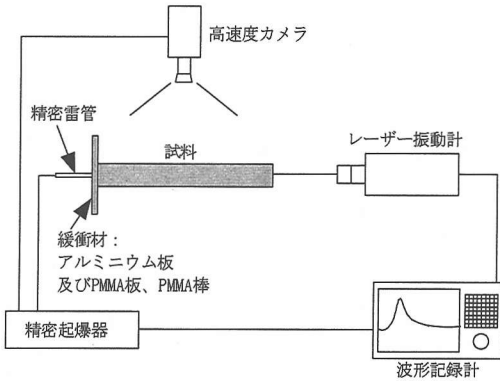


図-1 ホプキンソン効果を利用した実験の概略

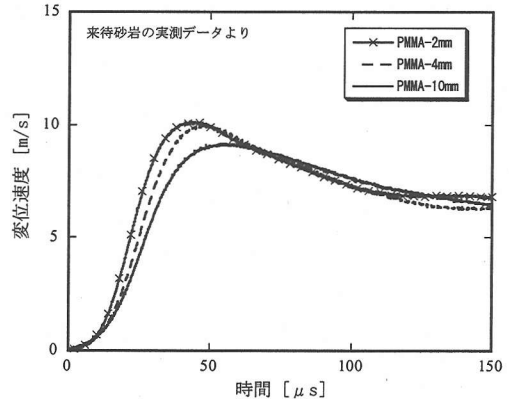


図-2 緩衝材による変位速度の変化

ことを報告している。しかし、これらの圧裂引張試験から求めた引張強度及び、応力速度が大きい場合の引張強度は、何れも一つの応力速度のみにおいて求められた値であり、広い範囲での応力速度と岩石の引張強度との関係について表しているとは言い難い。

さらに、 $10^{-1}/s$ 以下のひずみ速度の領域において、岩石を水分飽和させることによって強度の低下、ヤング率およびその他の変形特性の変化を起こすことが報告されている¹⁴⁾。コンクリートについては、水分の影響によって含水状態の引張強度は、乾燥状態の引張強度に比べて、静的引張強度は低下するのに対して、動的引張強度は、慣性効果が增大することによって増大するということが報告されている¹⁵⁾。しかし、岩石の動的条件における水分の影響については殆ど研究されていないのが現状である。したがって、岩盤内に地下水が存在する場合や、雨天時の発破作業を想定した場合は、 $10^0/s$ 以上の高ひずみ速度条件での引張強度に及ぼす水分の影響について検討することは重要と考えられる。

本研究では、 $10^{-1}/s$ 以下のひずみ速度における引張強度を静的引張強度、 $10^0/s$ 以上のひずみ速度における引張強度を動的引張強度とそれぞれ定義し、3種類の岩石についての静的引張強度および動的引張強度を乾燥状態と飽和状態において実験的に求め、引張強度に及ぼすひずみ速度および水分飽和の影響

について検討したので報告する。

2. 実験

(1) 岩石の静的引張強度

a) 試料

試料として、来待砂岩、稲田花崗岩、田下凝灰岩の3種類の岩石を用いた。乾燥状態の試料は、砂岩、凝灰岩は65℃で120時間、花崗岩は105℃で72時間、恒温槽内において乾燥後、24時間真空ポンプで脱気乾燥したものである。また、飽和状態の試料は、乾燥状態の試料を水を張ったデシケーター内において真空状態で24時間浸漬させたものである。なお、試料に含まれる水分の量は、24時間以上浸漬させてもほとんど変化しないことを確認している。例えば、24時間以上浸漬後、さらに48時間まで浸漬させてもその水分変化率は、来待砂岩が0.85%、稲田花崗岩が3.66%、田下凝灰岩が0.24%であった。表-1に試料の寸法および物性値を示す。

b) 実験方法

岩石の静的引張強度を求める方法としては、圧裂引張試験(Brazilian test)を用いた。試験には材料試験機(米国MTS社製810.13100TON)を用いて4~11種類のひずみ速度における岩石の静的引張強度

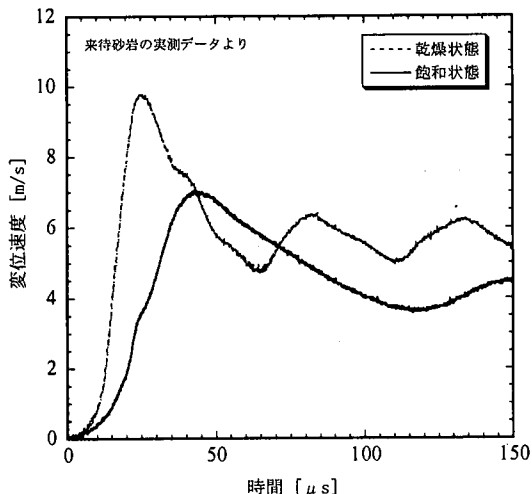


図-3 水分飽和による変位速度の変化

を求めた。また、飽和状態における試験は、飽和させた試料の試験中での乾燥を防止するために、水を張ったステンレス製の容器内において試験を行った。

(2) 岩石の動的引張強度

a) 試料

試料は上記と同様に 3 種類の岩石を用いた。表-1 に試料の寸法および物性値を示す。また、飽和状態においては、水中内で実験を行うことが困難であるため、上記と同様な飽和試料を用いて空気内において行った。

b) 実験方法

岩石の動的引張強度は、ホプキンソン効果を利用した方法¹²⁾によって求めた。図-1 に高速度カメラとレーザー振動計を含めた実験装置の概略を示す。実験では、試料の一端に精密雷管¹⁶⁾の起爆による衝撃圧を加え、他端の変位速度をレーザー振動計を用いて計測した。また、雷管によって与えられた衝撃波によって、最初に生成した破断面の位置を確認するために、高速度カメラを用いて撮影を行った。実験では、自由端で反射した引張応力波によって破断面が生成されるため、試料の弾性波速度に基づいて応力波が自由端で反射する時間を予測し、その時間から撮影を開始した。用いたフィルムはカラー35mm、撮影駒数は 26 駒であり、フレーム速度は、応力波が試料全体を伝播するのに必要な最も長い時間 (約 202 μs) を十分撮影できるように 10⁵fps (10 μs×26 駒=260 μs) とした。なお、起爆には、日本化薬 (株) 製の精密雷管と精密起爆器を用いており、レーザー振動計は Polytec 社製 OFV-300、高速度カメラは Cordin 社製 フレミングカメラ Model-124 である。なお、飽

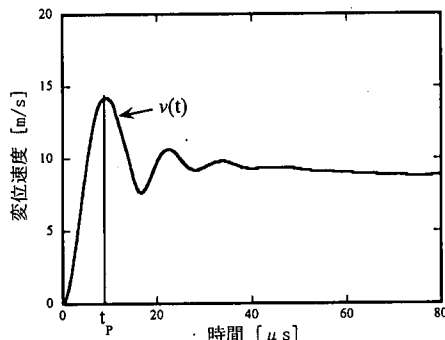


図-4 変位速度の計算結果の一例 (稲田花崗岩)

和状態においては、ひずみ速度を変化させるために、変位速度を変化させるための緩衝材としてアルミニウム板の他に厚さの異なる PMMA (polymethyl methacrylate) 板または長さの異なる PMMA 棒を用いた。図-2 に示すように、自由端で計測される変位速度波形は、緩衝材の厚さが大きくなるにつれ、立ち上がりは遅くなり、ピーク値も低下している。また、水分飽和の影響により、図-3 に示すように、変位速度が変化している。

c) 計算方法

ひずみ速度は、実際にレーザー振動計で計測された自由端の変位速度を用いて求めた。変位速度の計測結果の一例を図-4 に示す。まず、式 (1) に示すように、変位速度を変位開始から変位速度が最大となるまでの時間で積分して試験片の変位を求め、求められた変位を試験片全体の長さで除してひずみとした。その後、式 (2) に示すように、ひずみを最大変位速度に達するまでの時間で除してひずみ速度とした。ただし、実際に計測される変位速度は、自由端における変位速度であり、その面へ入射する応力波の波内粒子速度の 2 倍となるため、破断面における変位速度には、計測された自由端の変位速度の 1/2 の値を用いた¹⁷⁾。

$$\epsilon = \frac{\int_0^{t_p} 0.5v(t)dt}{L} \quad (1)$$

$$\dot{\epsilon} = \frac{\epsilon}{t_p} \quad (2)$$

ここで、 ϵ はひずみ、 $\dot{\epsilon}$ はひずみ速度、 L は試料長さ、 t_p は最大変位速度時の時間、 $v(t)$ は変位速度の関数である。

動的引張強度は、破断面における入射圧縮応力波と自由端で反射した反射引張応力波との合成値となり、式 (3) に示すように、自由端における変位速度

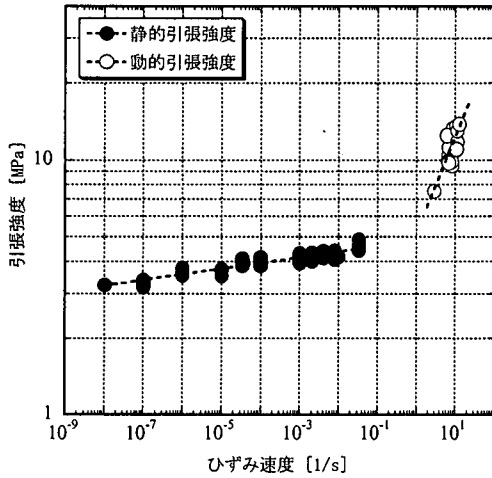


図-5 乾燥状態の来待砂岩における引張強度とひずみ速度との関係

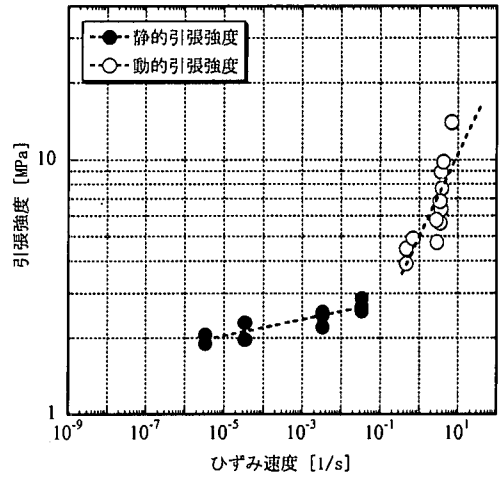


図-6 乾燥状態の田下凝灰岩における引張強度とひずみ速度との関係

より求めた¹⁸⁾。

$$S_D = \rho c_p \frac{v(t_p) - v(t_p + 2\Delta t)}{2} \quad (3)$$

ここで、 S_D は動的引張強度、 $v(t_p)$ は自由面における最大変位速度、 Δt は反射応力波の自由端から破断面までの伝播時間であり、自由端から破断面までの距離を弾性波速度で除することによって求めた。また、 $v(t_p + 2\Delta t)$ は破断時の自由端における変位速度、 ρ は岩石の密度、 c_p は弾性波速度である。

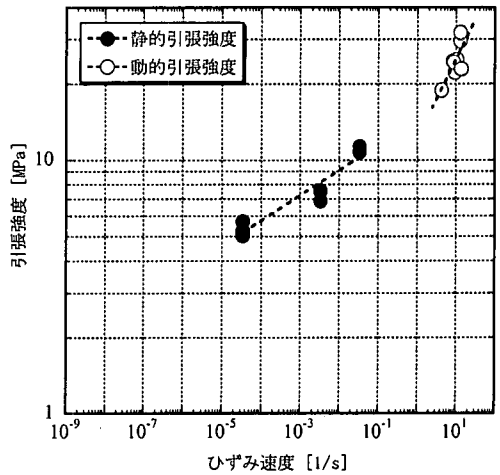


図-7 乾燥状態の稲田花崗岩における引張強度とひずみ速度との関係

3. 結果および考察

(1) ひずみ速度の影響

図-5～図-7に3種類の岩石の乾燥状態におけるひずみ速度と引張強度の関係をそれぞれ示す。3種類全ての岩石において、ひずみ速度の増加に伴い、引張強度が増大した。また、動的引張強度 (S_D) とひずみ速度 ($\dot{\epsilon}$) との間には以下の関係が認められた。

$$\text{来待砂岩} : S_D = 5.27 \times \dot{\epsilon}^{0.356} \quad (4)$$

$$\text{田下凝灰岩} : S_D = 4.97 \times \dot{\epsilon}^{0.321} \quad (5)$$

$$\text{稲田花崗岩} : S_D = 11.79 \times \dot{\epsilon}^{0.329} \quad (6)$$

この関係を図中に波線で示した。これらの関係から、乾燥状態における動的引張強度とひずみ速度との関係は、静的引張強度とひずみ速度との関係とは異なる傾向を示していることが分かる。この理由として、静的破壊の場合は、岩石中の最も弱い部分が破壊に

至っているのに対し、動的破壊の場合は、反射応力波のピーク付近の狭い領域で最大応力集中が生じ、この領域内に破断面が形成される。すなわち、岩石中の最も弱い部分が、必ずしも破壊に関係しないものと考えられる¹⁹⁾。また、動的引張破壊の場合は、破断面内の応力が引張強度に達するまでの時間が、き裂の進展速度より速いために、引張強度が増大したと考えられる¹²⁾。さらに、式(4)～式(5)より、乾燥状態における動的引張強度は、岩種によらず、ひずみ速度の約1/3乗に比例することが分かる。これに関しては、Rossら¹⁵⁾が不均質材料のコンクリートを対象として行ったき裂形成に対する考察方法と同様に、3種類の異なる粒子構成を有する岩石に対して、微小ひび割れ先端における慣性効果を考慮した動的線形破壊力学に基づいて考察する。

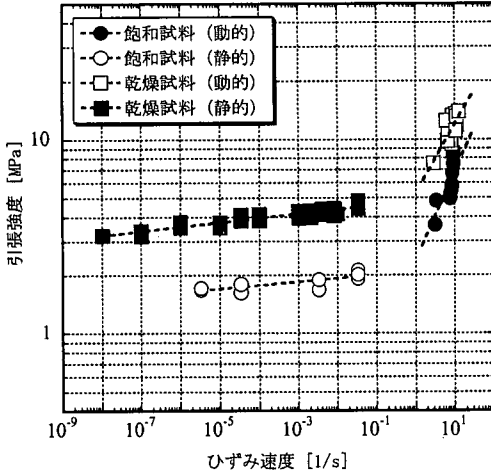


図-8 飽和状態及び乾燥状態の来待砂岩における引張強度とひずみ速度との関係

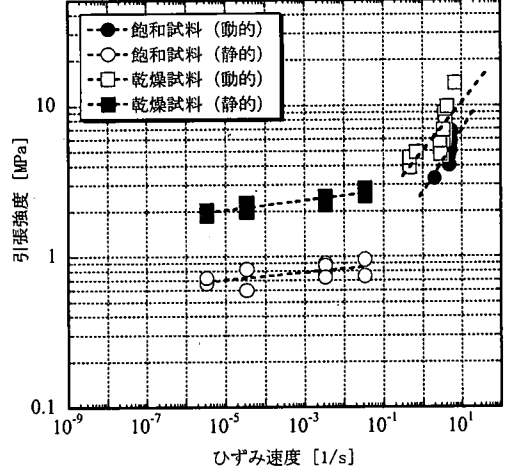


図-9 飽和状態及び乾燥状態の田下凝灰岩における引張強度とひずみ速度との関係

き裂が新しく形成されるためには、式 (7) ~ 式 (8) で表される試料が変形するときに試料内部に蓄えられるひずみエネルギー U と運動エネルギー KE との和、即ち、外部から与えられるエネルギーが、式 (9) で表される表面エネルギー Γ を超えなければならない。したがって、き裂形成による破壊成立条件は、式 (10) となる。

$$U = \frac{\sigma_s^2}{2B} = \frac{\sigma_s^2}{2\rho C_0^2 S} \quad (7)$$

$$\Gamma = 3 \frac{K_{IC}^2}{\rho C_0^2 S} \quad (8)$$

$$KE = \frac{1}{120} \rho S^2 \dot{\epsilon}^2 \quad (9)$$

$$KE + U \geq \Gamma \quad (10)$$

ここで、 KE は運動エネルギー、 U はひずみエネルギー、 Γ は破壊表面エネルギー、 ρ は密度、 S は破壊粒子径、 $\dot{\epsilon}$ はひずみ速度、 σ_s はピーク応力、 B は体積弾性率、 C_0 は弾性波速度 ($C_0 = \sqrt{B/\rho}$)、 K_{IC} は破壊靱性である。

ここで、岩石の破壊が粒界に沿って分離・破断する結晶粒界破壊によるものと想定すると、高ひずみ速度条件における破壊では、試験片に高速に与えられるエネルギーにより、同一大きさの結晶粒子に沿ってき裂が形成され、破壊が発生するものと仮定する。また、図-3 に示したように、破壊に至るまでの試料変形挙動は弾性的であると仮定できる。したがって、引張破壊時のピーク応力 σ_s は式 (11) のよう

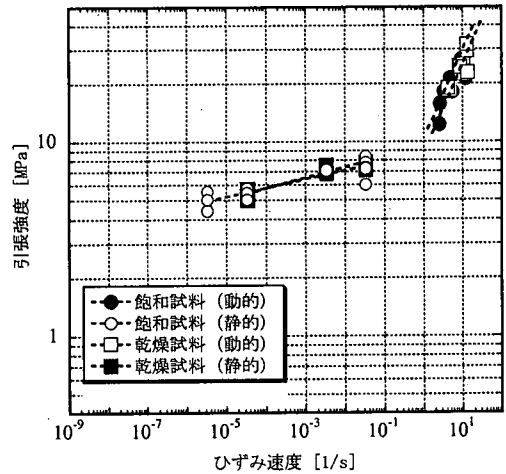


図-10 飽和状態及び乾燥状態の稲田花崗岩における引張強度とひずみ速度との関係

に表すことができる。

$$\sigma_s = B\dot{\epsilon} = B\dot{\epsilon} t_s = \rho C_0^2 \dot{\epsilon} t_s \quad (11)$$

ここで、 t_s は破壊時間である。さらに、結晶粒子径、即ち、き裂長さは、弾性波速度によって決まると仮定すると、結晶粒子径 S は、

$$S \leq 2C_0 t_s \quad (12)$$

となる。

一般には、 U は KE の 15 倍以上であり、 KE の寄与は無視できると考えられる。したがって、破壊成立条件は簡略化することができ、

$$U = \frac{\sigma_s^2}{2\rho C_0^2} \geq 3 \frac{K_{IC}^2}{\rho C_0^2 S} \quad (13)$$

となる。したがって、破壊強度 σ_s は、式 (11) ~ 式

(13) より、次式で表せる。

$$\sigma_s = \sqrt[3]{3K_{IC}^2 \rho C_0} \cdot \dot{\epsilon}^{1/3} \quad (14)$$

以上のように、理論的にも引張強度はひずみ速度の 1/3 乗に比例していることが示され、本実験結果と対応している。また、式 (14) 中の破壊靱性 K_{IC} 、密度 ρ 及び弾性波速度 C_0 に表-1 に示した実測値を代入して計算した結果、破壊応力 σ_s とひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ を関係づける比例係数は、来待砂岩では 5.09、田下凝灰岩では 4.46、稲田花崗岩では 10.66 となった。これらは、式 (4) ~ 式 (6) で示している実測値の係数とほぼ一致していることから、式 (14) を用いることにより、動的引張強度の予測が可能であることが示された。なお、破壊靱性 K_{IC} は、ISRM が推奨した荷重速度 20kg/s におけるシェブロン切欠を有する直径 60mm の試験片を用いて行った三点曲げ試験（非線形補正を考慮したレベル II 試験²⁰⁾）より得られた値である。

(2) 水分の影響

図-8 と図-9 に来待砂岩と田下凝灰岩の飽和状態におけるひずみ速度と引張強度との関係を乾燥状態の結果と併せて示す。来待砂岩と田下凝灰岩は飽和状態においても、乾燥状態の場合と同様に、ひずみ速度の増加に伴い、動的引張強度が増大した。

また、水分飽和の影響によって、乾燥状態に比べて静的引張強度および動的引張強度が低下した。これは、水分飽和されたことにより、粒子間の摩擦係数、結合力が低下したことが主要因と考えられる。なお、静的引張強度は、 $3.3 \times 10^{-6}/s \sim 3.3 \times 10^{-2}/s$ のひずみ速度範囲において、来待砂岩は 55%~57%、田下凝灰岩は 65%~68%が低下し、また、動的引張強度は、来待砂岩は $3.1 \times 10^0/s \sim 9.1 \times 10^0/s$ のひずみ速度範囲において 42%~51%、田下凝灰岩は $2.0 \times 10^0/s \sim 5.6 \times 10^0/s$ のひずみ速度範囲において 16%~53%が低下した。

図-10 に稲田花崗岩の飽和状態におけるひずみ速度と引張強度の関係を乾燥状態の結果と併せて示す。乾燥状態の場合と同様に、ひずみ速度の増大に伴い、動的引張強度が増大した。しかし、稲田花崗岩につ

いては他の 2 岩種と異なり、静的引張強度および動的引張強度の両方において、乾燥状態と飽和状態との間に有意な差は認められなかった。これは、稲田花崗岩の場合、空隙率が 0.49%と低いために、飽和状態においてもその水分の影響が小さかったためと考えられる。

4. 結論

岩石の引張強度に及ぼすひずみ速度および水分飽和の影響について検討するために、乾燥および飽和状態の岩石について、種々のひずみ速度において圧裂引張試験およびホプキンソン効果を利用した実験を行った。その結果、次のことが明らかとなった。

- (1) 岩石の引張強度は乾燥状態のみならず、飽和状態においてもひずみ速度の増加に伴って増大した。特に、乾燥状態の岩石の動的引張強度は、岩種によらず、ひずみ速度の約 1/3 乗に比例することが明らかになった。
- (2) 線形破壊力学に基づいて動的引張強度とひずみ速度との関係について導き出された式 (14) によって、動的引張強度の予測が可能であることを示した。
- (3) 水分飽和の影響により、空隙率の高い来待砂岩と田下凝灰岩は、乾燥状態に比べて静的引張強度は、 $3.3 \times 10^{-6}/s \sim 3.3 \times 10^{-2}/s$ のひずみ速度範囲において、来待砂岩は 55%~57%、田下凝灰岩は 65%~68%が低下し、また、動的引張強度は、来待砂岩は $3.1 \times 10^0/s \sim 9.1 \times 10^0/s$ のひずみ速度範囲において 42%~51%、田下凝灰岩は $2.0 \times 10^0/s \sim 5.6 \times 10^0/s$ のひずみ速度範囲において 16%~53%が低下した。しかし、空隙率が 0.49%と低い稲田花崗岩では、静的引張強度および動的引張強度においても乾燥状態と飽和状態との間に有意な差は認められなかった。

参考文献

- 1) 加藤昌治, 川上純樹, 米田哲朗, 金子勝比古, 和田有司, 緒方雄二, 勝山邦久: 岩石の動的引張強度に関する一考察, 火薬学会誌, Vol.60, No.5, pp.240-249, 1999.
- 2) 金子勝比古, 松永孝徳, 山本雅昭: 発破における岩石破碎過程の破壊力学的解析, 火薬学会誌, Vol.56, No.5, pp.207-215, 1995.
- 3) 金子勝比古, 山本雅昭, 諸岡敬太, 田中義晴: スムースプラスチックにおける起爆秒時精度の影響, 火薬学会誌, Vol.58, pp.91-99, 1997.

- 4) 小林良二: 高速静荷重下における岩石の力学的性質 (第2報), 日本鉱業会誌, Vol.81, pp.595-599, 1965.
- 5) 木下直人, 堀田政國, 松井裕哉, 杉原弘造: 発破振動計測と引張強度試験に基づく掘削損傷領域の評価, 第29回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp.221-225, 1999.
- 6) 小林良二: 高速静荷重下における岩石の力学的性質 (第1報), 日本鉱業会誌, Vol.81, pp.429-434, 1964.
- 7) Sano, O., Ito, I. and Terada, M.: Influence of strain rate on Oshima granite under uniaxial compression, *J. Geophys. Res.*, Vol.86, pp.9299-9311, 1981.
- 8) 伊藤一郎, 寺田孚: 爆破に対する岩石の性質に関する研究—雷管衝撃による岩石内の応力波と破壊とについて—, 日本鉱業会誌, Vol.74, pp.75-79, 1958.
- 9) 伊藤一郎, 寺田孚: 岩石の動的特性に関する実験的研究, 材料, Vol.13, No.134, pp.39-44, 1964.
- 10) 伊藤一郎, 寺田孚: 岩石の動的挙動に対する流動学的研究, 日本鉱業会誌, Vol.78, pp.723-730, 1962.
- 11) 佐藤一彦, 木下重数: 岩石の破壊強度に対するひずみ速度の影響について, 日本鉱業会誌, Vol.91, pp.385-390, 1975.
- 12) 馬貴臣, 三宅淳巳, 小川輝繁, 和田有司, 緒方雄二, 瀬戸政宏, 勝山邦久: ホプキンソン効果による応力速度が大きい場合の材料の引張強度, 火薬学会誌, Vol.59, pp.49-56, 1998.
- 13) Grady, D.E. and Kipp, M.E.: The micromechanics of impact fracture of rock, *Int. J. Mech. Min. Sci. & Geomech.*, Vol.16, pp.293-302, 1979.
- 14) 山口梅太郎, 西松裕一, 岩石力学入門, 東京大学出版会, pp.118, 1983.
- 15) Ross, C.A., Jerome, D.M., Tedesco, J.W. and Chen, E.P.: Moisture and strain rate effects on concrete strength, *ACI Materials Journal*, Vol.93, No.3, pp.293-300, 1996.
- 16) 緒方雄二, 松本栄, 勝山邦久, 橋爪清: 線爆発電気雷管による精密制御発破に関する研究, 工業火薬, Vol.53, pp.200-204, 1992.
- 17) 工業火薬協会編, 新・発破ハンドブック, 山海堂, pp.394, 1988.
- 18) 馬貴臣: 発破による構造物の解体工法の安全性に関する研究, 横浜国立大学学位論文, pp.17-22, 1998.
- 19) Rinehart, J.S.: Dynamic fracture strength of rocks, *Proc. 7th Symp. Rock Mech., Univ. Park, Penn.*, pp.205-208, 1965.
- 20) ISRM: Fracture toughness suggested methods, *Int. J. Mech. Min. Sci. & Geomech.*, Vol.25, pp.69-89, 1988.

(2000. 1. 31 受付)

EFFECTS OF WATER SATURATION AND STRAIN RATE ON THE TENSILE STRENGTH OF ROCKS UNDER DYNAMIC LOAD

Woo-Jin JUNG, Yuji OGATA, Yuji WADA, Masahiro SETO,
Kunihisa KATSUYAMA and Terushige OGAWA

We explored the effects of water saturation and strain rate on the tensile strength of rock. Radial compression tests and tests exploiting Hopkinson's effect were performed for various strain rates on three different types of rock, samples of which were either saturated with water or dry. There was an increase in the tensile strength of rock not only in the dry state, but also with an increase in the strain rate in the saturated state. It was also especially recognizable that the dynamic tensile strength of rock in the dry state was proportional to approximately a one-third multiple of the strain rate no matter what the type of rock. In addition, water saturation decreased the tensile strength in the dry state of Kimachi sandstone and Tage tuff, both with high porosity, but no significant difference could be recognized between the dry and the saturated states of Inada granite, which has a low porosity of 0.49%.