稲田花崗岩の圧裂試験に関する考察†

甲村雄一*

A Study on Diametrical Compression Test of Inada Granite

by

Yuichi KOHMURA*

In this study, the diametrical compression test was carried out using Inada granite by attaching strain gages to the test specimen. Young's modulus under tensile stress was estimated from the value of the measurement of the strain. The results obtained through this study are as follows:

- 1) It is deemed that Young's modulus under tensile stress can be estimated from the diametrical compression test results by the method shown in this research.
- 2) The standard deviation of tensile strain was calculated. The results showed that standard deviation increases rapidly, once the tensile stress exceeds a certain value. It is considered that the stress of a tensile fracture area differs within a test specimen if the load increases. Therefore, if tensile strength estimates from $\sigma_t = 2P / \pi DL$ use maximum load, it is possible that tensile strength was overestimated.

Key words: Diametrical compression test, Rock, Tensile strength, Young's modulus, Anisotropy

1 緒言

岩石の引張強度を評価する試験方法の一つに圧裂試験がある。岩石を対象とした研究としては、花崗岩の圧裂引張強度のばらつきに関する研究¹⁾や、圧裂引張強度の載荷速度依存性を検討した研究²⁾が報告されている。引張強度を評価する他の試験方法として、一軸引張試験がある。筆者も花崗岩を対象とした一軸引張試験結果を報告しているが³⁾、試験ごとに接着剤を用いて供試体を加圧板と接着させ、接着剤が硬化するのを待ち試験を開始するなど、一軸引張試験は多くの時間を必要とする。これに比較して、圧裂試験は短時間に簡易に試験を行うことができる点で優れていると考えられる。一方で、一軸引張試験では軸ひずみと荷重を計測することで、引張応力下におけるヤング率を計測できる。花崗岩は圧縮応力下と引張応力下ではヤング率が異なることが知られている⁴⁾。このため、引張応力下におけるヤング率を計測することは重要であると考えられるが、圧裂試験では引張応力下におけるヤング率の測定法が確立されておらず、圧裂引張強度の評価しかできない。また、試験は供試体に線荷重を載荷する必要があるが、荷重が大きくなると供試体と加圧板との接触面近傍での局所的な破壊が生じることが予測され、線荷重という条件が満足されない可能性も考えられる。このため、圧裂試験の試験方法自体の妥当性にも疑問が残る。これまでに試験方法そのものに着目した研究も報告されている^{5)~8)}。

このような背景のもとで、本研究では稲田花崗岩を用いて供試体にひずみゲージを貼り付けた状態で圧裂試験を実施した。試験時に得られたひずみのデータから、まず、引張応力下におけるヤング率を推定し、過去に報

告している一軸引張試験で得られたヤング率と比較して考察を行う。次に、ひずみの計測値から引張強度の評価方法に関して考察した結果を述べる。

2 試験方法

2.1 試験に用いた供試体

試験には茨城県笠間市産の通称稲田花崗岩を用いた。今回使用した稲田花崗岩の鉱物粒子は石英、カリ長石および斜長石の3種で体積の約95%を占める。それぞれの平均的な粒径はいずれも約3mmである。本研究には粒径の小さな岩石を使用することが望ましいと考えられる。鉱物粒子の平均的な粒径が後述するひずみゲージの長さより小さいこと、かつ、これまでの研究^{3), 9), 10)}との連続性を考慮して稲田花崗岩を使用することとした。花崗岩にはマイクロクラックの配向性に起因するいわゆる石の目が存在することが知られている¹⁾。サンプリングは250mm角の立方体ブロックで行い、この際、ブロックの各面が現地で経験的に知られているRift plane, Grain planeおよびHardway plane¹⁾に一致するようにした。圧裂試験用の供試体は直径35mm、長さ35mmとし、Grain planeに垂直な方向に作製した。供試体作製後、3か月間室内で乾燥した後に試験に用いた。

2.2 圧裂試験の方法

供試体は圧裂引張面がHardway planeに一致する方向(以下H方向と呼ぶ)およびRift planeに一致する方向(以下R方向と呼ぶ)になるように、各6本の供試体で試験を行った。試験にあたっては、Fig.1に示すように供試体前後の端面の中心に、2軸のひずみゲージを貼り付け、圧裂引張面に垂直な方向(X方向)および平行な方向(Y方向)のひずみを計測し、両端面のゲージの平均

† 原稿受理 平成25年12月26日 Received Dec. 26, 2013 ©2014 The Society of Materials Science, Japan

* 正 会 員 (株)竹中工務店技術研究所 〒270-1395 印西市大塚, Takenaka R&D Inst, Ohtsuka, Inzai 270-1395

Fig.1 Schematic diagram of the specimen.

値をそれぞれ ϵ_x および ϵ_y とした. 各ゲージの長さは 10mm, 幅は 3mm である.

試験は (1) 式¹¹⁾ による圧裂引張面の応力 (圧縮側が正) が -0.1MPa/s の速度で増加するように制御した.

$$S_t = -2P / \pi D L \quad (1)$$

ここで, S_t は圧裂引張面の応力, P は荷重, D は供試体の直径および L は供試体の長さである. なお, 荷重およびひずみゲージのデータの測定間隔は 0.5s とした.

3 試験結果

3.1 供試体のひずみの計測結果

H 方向および R 方向で各 6 回の試験を行って得られた応力-ひずみ曲線を Fig.2 に示す. なお, 図の縦軸の応力は, (1) 式によって求めた圧裂引張面の応力であり, 応力およびひずみともに圧縮側を正として示した. H 方向および R 方向とも, 応力が小さい領域では供試体間で ϵ_x および ϵ_y ともに大きなばらつきは見られないものの, 応力が大きくなり引張破壊に近づくにつれて応力-ひずみ曲線のばらつきが大きくなるのがわかる.

3.2 圧裂引張強度の計算結果

破壊時の荷重から (1) 式を用いて圧裂引張強度を求めた結果を Table1 に示す. H 方向と R 方向とでは圧裂引張強度に明らかな差がみられ R 方向で値が小さい. これは, Hardway plane に比較して, Rift plane に多くのマイクロクラックが含まれているため³⁾ と考えられる.

4 考察

4.1 ヤング率の推定

ここでは, Fig.2 で得られた応力-ひずみ曲線から引張応力下における割線ヤング率を推定する. Fig.3¹¹⁾ に示すように座標を定義した場合, 供試体の任意の点 A における応力は (2) ~ (4) 式で求めることができる¹¹⁾. なお, 圧縮側を正として示し, 供試体の長さ方向は平面応力状態とする.

$$\sigma_x = \frac{2P}{\pi L} \left(\frac{\sin^2 \theta_1 \cos \theta_1}{r_1} + \frac{\sin^2 \theta_2 \cos \theta_2}{r_2} \right) - \frac{2P}{\pi D L} \quad (2)$$

$$\sigma_y = \frac{2P}{\pi L} \left(\frac{\cos^3 \theta_1}{r_1} + \frac{\cos^3 \theta_2}{r_2} \right) - \frac{2P}{\pi D L} \quad (3)$$

$$\tau_{xy} = \frac{2P}{\pi L} \left(\frac{\cos^2 \theta_1 \sin \theta_1}{r_1} + \frac{\cos^2 \theta_2 \sin \theta_2}{r_2} \right) \quad (4)$$

(a) H-direction

(b) R-direction

Fig.2 Stress strain curves obtained by the tests.

Table1 Result of diametrical compression tests.

Specimen ID	Tensile strength obtained by diametrical compression tests (MPa)	
	H-direction	R-direction
1	-10.7	-9.2
2	-12.2	-9.3
3	-12.2	-9.4
4	-10.9	-8.7
5	-11.4	-8.9
6	-12.4	-9.1
Mean	-11.6	-9.1

Fig.3 Coordinates on a disk.¹¹⁾

(a) Calculated value of σ_x (b) Calculated value of σ_y

Fig.4 The theoretical value of stress .

ここで、 P は荷重、 D は供試体の直径、 L は供試体の長さである。なお、供試体中心では σ_x および σ_y は(5)式および(6)で表される。

$$\sigma_x = -\frac{2P}{\pi D L} \quad (5)$$

$$\sigma_y = \frac{6P}{\pi D L} \quad (6)$$

供試体中心では x 方向に(5)式、 y 方向に(6)式の応力が生じているため、 x 方向のひずみ ε_x および y 方向のひずみ ε_y は(7)式および(8)式のようになる。

$$\varepsilon_x = \varepsilon'_x + \nu_C \cdot \varepsilon'_y \quad (7)$$

$$\varepsilon_y = \varepsilon'_y + \nu_T \cdot \varepsilon'_x \quad (8)$$

ここで、 ε'_x は(5)式の応力によって生じるひずみ、 ε'_y は(6)式の応力によって生じるひずみ、 ν_C は圧縮応力下における割線ポアソン比、 ν_T は引張応力下における割線ポアソン比である。稲田花崗岩の一軸引張試験によって報告されている引張破壊時の割線ポアソン比は H 方向で0.058、 R 方向で0.032であり³⁾、後述する圧縮応力下における割線ポアソン比よりも小さい

Fig.5 Poisson's ratio obtained by uniaxial compression tests.

ため、 $\nu_T \approx 0$ と仮定すると(8)式は(9)式となり、(7)式を ε'_x について整理すると(10)式となる。

$$\varepsilon_y = \varepsilon'_y \quad (9)$$

$$\varepsilon'_x = \varepsilon_x - \nu_C \cdot \varepsilon_y \quad (10)$$

なお、 $\nu_T = 0.05$ 、 $\varepsilon'_x = 500 \times 10^{-6}$ 、 $\varepsilon'_y = 500 \times 10^{-6}$ と仮定して(8)式で ε_y を求めた値は 525×10^{-6} 、(9)式で ε_y を求めた値は 500×10^{-6} である。 $\nu_T \approx 0$ と仮定することによる(9)式での誤差は5%であり許容できるものと考えられる。

よって、ひずみゲージの計測値 ε_x および ε_y から、圧裂引張面に生じる(5)式の応力によるひずみ ε'_x を(10)式によって求めることができ、(5)式の応力をこのひずみで除すことにより引張応力下における割線ヤング率を求めることができる。

なお、本研究では、Fig.1に示したように供試体の中心に長さ10mmの2軸のひずみゲージを貼り付けた。供試体中心から x 方向に(2)式を用いて σ_x の値を計算したものをFig.4(a)に、 y 方向に(3)式を用いて σ_y を計算したものをFig.4(b)に示す。Fig.4(a)から σ_x の値は供試体中心から離れるに従って小さくなり、ひずみゲージの端部では供試体中心の値の0.7倍程度にまで低下し、供試体中心から5mmの範囲の平均値は0.90である。また、Fig.4(b)から σ_y の値は供試体中心から離れるに従って大きくなり、ひずみゲージの端部では中心の1.1倍程度にまで大きくなり、供試体中心から5mmの範囲の平均値は1.04である。 σ_x については供試体中心の値とひずみゲージの測定範囲の平均値との差が比較的大きいため、ひずみもこの割合で変化すると考え、(10)式を(11)式のように補正した。

$$\varepsilon'_x = \varepsilon_x / 0.90 - \nu_C \cdot \varepsilon_y \quad (11)$$

また、(11)式には圧縮応力下における割線ポアソン比 ν_C が含まれている。筆者は、稲田花崗岩の一軸圧縮試験の結果を報告している^{9), 10)}。Hardway planeに平行

Fig.6 Secant Young's modulus of Inada granite.

Fig.7 Relation between failure strain and tensile strength.

Fig.8 Relation between tensile stress and standard deviation of strain obtained by equation (11).

な方向に载荷した場合の軸ひずみ ε と割線ポアソン比 ν_{CH} および Rift plane に平行な方向に载荷した場合の軸ひずみ ε と割線ポアソン比 ν_{CR} との関係を Fig.5 に示す。いずれの方向も割線ポアソン比の値は軸ひずみ ε の一次関数で近似することができ、この値を (11) 式に用いた。(11) 式に用いるひずみゲージの計測値 ε_x および ε_y は弾性ひずみと弾性ひずみ以外のひずみの合計値であると考えられる。このため、弾性変形以外の変形も考慮した割線ヤング率を求めることができると考えられる。また、圧裂試験時の割線ヤング率の異方性も考慮できるものと考えられる。

(5) 式によって求められる応力を (11) 式によって求められるひずみで除すことにより、引張応力下にお

Fig.9 Schematic diagram of the test.

る割線ヤング率を求めた結果を Fig.6 に示す。図には、一軸引張試験の結果³⁾ も合わせて示した。H方向およびR方向ともに、圧裂試験により求めたヤング率は、一軸引張試験で求めたヤング率とほぼ等しい。また、H方向とR方向で割線ヤング率が異なるという異方性も確認できる。このことから、本研究で示した方法により、圧裂試験結果から稲田花崗岩の引張応力下における割線ヤング率を推定できるものと考えられる。

上述した方法では一軸圧縮試験の結果から得られる割線ポアソン比を (11) 式に使用する。ここでは (11) 式に用いる割線ポアソン比の値を一定の値とした場合について考察する。Fig.5 に示したように稲田花崗岩の割線ポアソン比はひずみレベルに依存する。割線ポアソン比の値は 0.05~0.17 と比較的小さな値を示す。これは、一軸圧縮試験時のひずみレベルが小さい領域ではマイクロクラックの閉塞による軸ひずみが多いことが原因であると考えられる。(11) 式においてH方向およびR方向ともに割線ポアソン比の値を 0.10 とし、引張ひずみが一軸引張試験時³⁾ の破壊ひずみとほぼ等しい -300×10^{-6} における割線ヤング率の値を求めてみた。その結果、H方向では6供試体の平均値で 29.5GPa、R方向では 21.5GPa であり、Fig.6 に示した値である 29.4GPa および 22.3GPa と大きな差は見られなかった。このことから、(11) 式に用いるポアソン比の値を 0.10 と仮定すれば、一軸圧縮試験の結果から求められる割線ポアソン比の値を使用することなく、割線ヤング率の近似値を推定できるものと考えられる。

4.2 引張強度に関する考察

圧裂引張破壊時に (1) 式で求められる引張強度と (11) 式で求められる破壊時のひずみとの関係を Fig.7 に示す。図には一軸引張試験³⁾ の結果も合わせて示した。H方向およびR方向ともに、圧裂試験で求められる破壊時のひずみおよび引張強度は、一軸引張試験に比べて大きいことがわかる。また、H方向およびR方向ともに、供試体間でひずみのばらつきが一軸引張試験時に比べて極めて大きいことがわかる。(1) 式で求められる応力が 0.5MPa ごとに、(11) 式で求められるひずみの各方向6供試体の標準偏差を求めたものを Fig.8 に示す。標準偏

差の値は応力の増加に伴い一定の勾配で増加していくが、H方向では-9.5MPa、R方向では-5.0MPaを超えると値が急激に増加することがわかる。ここではこれらについて考察する。

圧裂試験は Fig.3 に示したように供試体に線荷重が載荷するものと仮定している。しかし、荷重の増加に伴って載荷線付近には局所的な圧縮応力が発生して破壊を生じ、Fig.9 に示すような載荷幅 d の面荷重の条件に変化するものと考えられる。尾田ら⁷⁾ は、載荷幅 d を直径 D で除した値 $d/D=0.1$ の場合について、圧裂引張面に生じる x 方向の応力 σ_x と y 方向の応力 σ_y の分布について報告している。これによると、供試体中心から直径の 60% 程度の範囲内では、 σ_x および σ_y ともに線荷重と仮定した場合の理論値と、 $d/D=0.1$ の場合の値が一致する。しかし、荷重が作用する供試体上下のそれぞれ直径の 20% 程度の範囲では、 σ_x および σ_y ともに値が理論値と異なり、圧裂引張応力に相当する σ_x の値は端部に近づくにつれて引張側の応力から圧縮側の応力になることを報告している。

圧裂試験中に荷重が増加して荷重が Fig.9 に示したような面荷重に変化したかどうかについては、直接計測することはできなかったが、ここでは以下のように載荷幅 d を直径 D で除した値 d/D を推定する。すなわち、供試体が上下加圧板に接する部分では、 σ_y が供試体の一軸圧縮強度 S_c を超えることは考えにくい。このため、 σ_y は S_c に等しいと仮定する。この場合、(12) 式が成り立つ。

$$S_c = P/dL \quad (12)$$

ここで、 P は荷重、 L は供試体長さである。(12) 式における荷重 P と (2) 式における荷重 P が等しい場合、(13) 式の関係が成り立つ。

$$\frac{d}{D} = -\frac{\pi}{2} \cdot \frac{S_T}{S_c} \quad (13)$$

著者がこれまでに報告している稲田花崗岩の一軸圧縮強度 S_c は H 方向で 190MPa、R 方向で 209MPa である¹⁰⁾。一方、一軸引張強度 S_T は H 方向で -8.8MPa、R 方向で -6.1MPa である³⁾。これから $-S_T/S_c$ の最大値を計算すると $8.8/190 \approx 0.046$ となり、これを (13) 式に代入すると $d/D \approx 0.072$ が得られる。以上のことから、圧裂試験中に荷重が線荷重から面荷重に変化したとしても、 d/D の値は 0.1 以下であり、尾田ら⁷⁾ が報告している条件の範囲内と推察される。

今回の測定に使用したひずみゲージは、供試体中心に貼り付けた。ゲージ長は 10mm、幅は 3mm であり、それぞれ供試体直径の 29% および 9% に相当する。Fig.2 に示した ε_x および ε_y の測定範囲では、圧裂引張破壊面

に生じている σ_x および σ_y は、荷重が線荷重とした理論値と等しい部分で計測しているものと考えられる。この場合、供試体中央部で σ_x が引張強度に達したとしても、上下加圧板の近傍では σ_x は引張強度に達しない場合が考えられる。すなわち、供試体中央部で引張破壊しているものの、供試体全体としては破断には至らない状態が考えられる。Fig.8 では H 方向で -9.5MPa、R 方向で -5.0MPa を超えるとひずみの標準偏差が急激に大きくなることを述べた。これらの応力を超えると供試体中央部は引張破壊をしているものの、供試体全体としては破断に至らないため、ひずみの計測値に大きなばらつきを生じたものと考えられる。

Table1 に示したとおり、供試体破断時の最大荷重から (1) 式で求めた圧裂引張強度は H 方向で -11.6MPa、R 方向で -9.1MPa であった。これは一軸引張試験の結果³⁾ である H 方向で -8.8MPa、R 方向で -6.1MPa に比較して明らかに大きい。しかし、Fig.8 に示したように H 方向では -9.5MPa、R 方向では -5.0MPa を超えるとひずみの標準偏差が大きくなり、この値は一軸引張強度と大きな差は見られない。以上のことから、(1) 式によって最大荷重により引張強度を評価すると、引張強度を過大に評価してしまう可能性があると考えられる。

5 結言

本研究では稲田花崗岩を用いて供試体にひずみゲージを貼り付けた状態で圧裂試験を行い、圧裂破断面が H 方向および R 方向に一致する場合の圧裂引張強度を評価した。また、ひずみの計測値から引張応力下におけるヤング率を推定するとともに、引張強度に関する考察を行った。本研究で得られた成果は以下のとおりである。1) 供試体に作用する荷重から (5) 式によって得られる圧裂引張破断面に生じている応力を、(11) 式で得られるひずみで除すことにより引張応力下におけるヤング率を推定した。その結果、これまでに報告されている一軸引張試験の結果と大きな差は見られなかった。このことから、本研究で示した方法で圧裂試験により岩石の引張応力下におけるヤング率を推定できるものと考えられる。

2) (11) 式で得られるひずみの標準偏差を計算した結果、H 方向では -9.5MPa、R 方向では -5.0MPa を超えると標準偏差が急激に大きくなる。この原因として、荷重が大きくなることで線荷重が面荷重へと変化し、圧裂引張破断面に生じる σ_x が供試体内で異なることが考えられる。このことから、(1) 式によって最大荷重により引張強度を評価すると、岩石の引張強度を過大に評価してしまう可能性があると考えられる。

参考文献

- 1) Y. Kudo, O. Sano and K. Furukawa and K. Nakagawa, "Tensile strength distribution of granitic rocks in diametral compression test", Journal of the Japan Society of Civil Engineering, No.400, III-10, pp.233-241(1988).
- 2) S. Okubo, F. Jin and M. Akiyama, "Loading-rate

- dependency of uniaxial and indirect tensile strength", Shigen-to-Sozai, Vol.109, pp.865-869(1993).
- 3) Y. Kohmura, "A study on anisotropy under tensile stress of inada granite", Journal of the Society of Materials Science, Japan (submitted)
 - 4) W. Lin, M. Takahashi, Y. Fujii, S. Nishiyama and T. Takemura, "Deformability of several granitic rocks and gabbros in uniaxial tension", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.56, No.7, pp.654-659(2007).
 - 5) Y. Hiramatsu, M. Nishihara and Y. Oka, "A discussion on the methods of tension test of rock", Nihon-kougyoukaishi, Vol.70, No.793, pp.285-289(1954).
 - 6) Y. Hiramatsu, Y. Oka and H. Kiyama, "Investigation on the disc test, ring test and indentation test for rocks", Vol.85, No.969, pp.8-14(1969).
 - 7) J. Oda and K. Yamasaki, "Zeiseizairyuu-no-shin-atsuresu-shikenhon-nitsuite", Nihon-kikaigakkai-ronbunshuu (dai-1-bu), Vol.44, No.378, pp.478-488(1978).
 - 8) A. Tsurusaki and J. Oda, "An evaluation method for the tensile strength of brittle materials by means of new indirect tension test", Nihon-kikaigakkai-ronbunshuu (A-hen), Vol.50, No.453, pp.1062-1068(1984).
 - 9) Y. Kohmura, "A study on critical strain of rocks", Journal of the Japan Society of Civil Engineering, C, Vol.68, No.3, pp.526-534(2012).
 - 10) Y. Kohmura, "A fundamental study on stress-strain characterization of inada granite including post-failure region", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.61, No.3, pp.233-238(2012).
 - 11) U. Yamaguchi and Y. Nishimatsu, "Ganseki-rikigaku-nyuumon", Tokyo-daigaku-shuppankai, pp.123-125(1987).