稲田花崗岩の破壊強度以降も含めた応力-ひずみ特性 に関する基礎的研究[†]

甲 村 雄 一^{*}

A Fundamental Study on Stress-Strain Characterization of Inada Granite Including Post-Failure Region

by

Yuichi KOHMURA^{*}

In this study the uni-axial compression test using the stress-feedback method was carried out with Inada granite which is a Class II rock. The test was carried out by changing loading direction and water content conditions. A perfect stress-strain curve was measured. The stress-strain curve including the post-failure region was simulated using a spring model. In addition, the effects of anisotropy and water content conditions on the stress strain characterization were examined.

Key words : Post-failure region, Stress-strain characterization, Granite, Anisotropy, Water content

1 緒 言

Wawersik ら¹⁾によって岩石は大きく2つに分類された。すなわち、定ひずみ速度試験でピーク応力以降も圧縮試験が制御できる Class I 岩石と、制御できない Class II 岩石である。Class II 岩石では破壊強度以降の応力-ひずみ曲線が正の傾きを示すため、定ひずみ速度試験で破壊強度を過ぎると急激に破壊が生じる。このような挙動は山はねなどの急激な破壊現象と関連していることが予想されている。²⁾

大久保らは応力帰還法³⁾による試験方法を提案し、岩石の一軸圧縮試験³⁾や三軸圧縮試験⁴⁾を実施して、破壊強度から残留強度に至るまでの完全応力-ひずみ曲線を計測し、その挙動に関して検討するとともにコンプライアンス可変型の構成式を提案している。稲田ら⁵⁾は、応力帰還法を応用した試験方法により、種々の岩石の高温下および低温下での破壊強度以降の応力-ひずみ挙動を計測している。残留強度まで含めた完全応力-ひずみ曲線の計測までには至っていないが、破壊強度以降の応力-ひずみ曲線に、温度が与える影響について検討している。

一方で、斎藤ら⁶⁾は載荷軸に垂直な方向である横方向変形で試験を制御することで、破壊強度以降の応力-ひずみ曲線を計測し、岩石が Class II となる条件について考察している。長ら⁷⁾は横方向変形制御で試験を行い、Post-failure 領域を応力の降下速度が異なる3つの領域に分類している。

しかしながら、破壊強度以降における応力-ひずみ特性に関する研究例は、破壊強度までの挙動の研究例に比べて少ない。たとえば、破壊強度までの応力-ひずみ挙動に関しては、載荷方向に関する異方性に関する研究^{8)~10)}や、含水状態が破壊強度に及ぼす影響に関する研究^{11), 12)}

が多くみられるが、破壊強度以降に関しては含水状態に関する研究例が1例⁵⁾みられるだけであり、異方性に関する研究例は見あたらない。

本研究では、Class II 岩石の一つである稲田花崗岩を用いて、応力帰還法による一軸圧縮試験を実施した。その際、石の目に対する載荷方向および含水状態を変えた試験を実施し、完全応力-ひずみ曲線を計測した。また、ばねモデルにより破壊強度以降も含めた応力-ひずみ曲線のシミュレーションを実施し、石の目に対して載荷方向が異なることによる異方性や含水状態が応力-ひずみ挙動に及ぼす影響について考察を行った結果について述べる。

2 試 験 方 法

試験に用いた岩石は、茨城県笠間市産の通称稲田花崗岩である。花崗岩にはマイクロクラックの配向性に起因する異方性がみられ、最も割れやすい面を Rift-plane、それに直交し2番目に割れやすい面を Grain-plane およびこれらに垂直な面を Hardway-plane と呼ぶ。¹³⁾ 岩石は採石場から約250mm角の大きさで切り出し、そ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-plane に一致するようにした。供試体の寸法は直径35mm、高さ70mmとし、Rift-plane に垂直な方向(以下R方向と呼ぶ)および Hardway-plane に垂直な方向(以下H方向と呼ぶ)に作製した。供試体の端面は特に留意して成形し、高低差を1/100mm以内に抑えた。成形後の供試体は室内で1週間自然乾燥させた後、デシケータ内で3ヵ月間乾燥させた。これを Dry 供試体と呼ぶ。また、供試体をデシケータ内で水潤させた状態で真空ポンプを併用して24時間抜気したものを Wet 供試体と呼ぶ。供試体の物理的性質を Table 1 に示す。

試験は油圧サーボ試験機(MTS社製, 815 Rock mechan-

[†] 原稿受理 平成23年5月23日 Received May 23, 2011 ©2012 The Society of Materials Science, Japan

^{*} 正 会 員 榊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

Table 1 Physical properties of specimen.

		P-wave velocity (km/s)	Density (g/cm ³)
R-direction	Dry	4.30	2.619
H-direction	Dry	4.62	
H-direction	Wet	6.03	2.627

(a) Extensometer

(b) Piston displacement

Fig. 2 Stress-strain curves of specimen.

(a) Load frame

(b) Extensometer

Fig. 1 Schematic diagram of the tests.

Table 2 Compressive strength.

		Compressive strength (MPa)
R-direction	Dry	209
H-direction	Dry	190
	Wet	169

(a) R-direction(Dry)

(b) H-direction(Dry)

(c) H-direction(Wet)

Fig. 3 Stress-strain curves of specimen.

ics test system) を用いて実施した。試験は式 (1) に示す応力帰還法³⁾で制御した。

$$\varepsilon - \sigma/E = C \cdot t \quad (1)$$

ここで、 ε は荷重軸方向のひずみ、 σ は荷重軸方向の応力、 E は制御の傾き、 C は荷重速度を決める値および t は時間である。試験を安定して実施するためには、 E と C の値を適切に設定する必要がある。予備実験を実施して、安定して試験結果が得られる条件として、 $C = 3.5 \times 10^{-6}/s$ 、 E に関しては R 方向では 67.2 GPa、H 方向では 70 GPa とした。試験装置の概念図を Fig. 1 (a), (b) に示す。応力は、供試体上部に設置したロードセルで得られた荷重を、供試体の初期断面積で除すことによって求めた。また、荷重軸方向のひずみは上下加圧盤に治具を取り付け、これに測定間隔 50 mm のひずみ計を対面状に 2 個取り付け、その平均ひずみを供試体高さ分のひずみに

補正して求めた。なお、油圧サーボ試験機の油圧ピストンシリンダー部のピストン変位からも、荷重軸方向のひずみを計算によって求めることができる。両者を比較したものを Fig. 2 (a), (b) に示す。両者で値が大きく異なった。これは、ピストン変位から求めたひずみは、ロードフレーム、ロードセルおよび加圧盤等のひずみの影響を受けた値であるためと考えられる。このため、荷重軸方向のひずみの測定は前者の方法に統一した。

3 試験結果

3.1 破壊強度までの応力-ひずみ特性

各条件で 4 本の供試体の試験を行って得られた一軸圧縮強度の平均値を Table 2 に、完全応力-ひずみ曲線を Fig. 3 に示す。Dry 供試体を用いた 2 つの条件を比較すると、R 方向に比べて H 方向で一軸圧縮強度が小さく、破壊強度の異方性を示すことが確認できた。また、H 方

向に载荷した2つの条件を比較すると Dry 供試体に比べて Wet 供試体の方が一軸圧縮強度が小さく、破壊強度は含水状態の影響を受けることが確認できた。それぞれの条件で応力レベルごとに接線ヤング率を求めた結果を Fig. 4 に示す。各条件とも接線ヤング率の値は応力レベルによって異なり、応力レベルの増加とともに値が増加し、極大値を示した後に減少に転じる。これは、応力レベルが小さい段階では岩石中に含まれるマイクロクラックが閉塞していくことによりヤング率が増加していくこと、また、応力レベルが大きい段階では岩石内部で微視的な破壊が進行していくことによりヤング率が低下していくことに起因しているものと考えられる。¹⁴⁾先に述べたように、一軸圧縮強度は各条件で値が異なったが、接線ヤング率の極大値は3つの条件で大きな差は見られず、ほぼ同じ値を示すことがわかった。これは、Dry 供試体および Wet 供試体ともに、接線ヤング率が極大値を示す応力では、マイクロクラックの閉塞がほぼ終了し、クラック部も含めた全断面で (Wet 供試体では水を介してクラック全断面で) 圧縮荷重を支持しているものと考えられる。このため、接線ヤング率の極大値に大きな差が見られなかったものと推察される。

3・2 破壊強度以降の応力-ひずみ特性

Fig. 3 に示したように、破壊強度以前ではそれぞれの条件で応力-ひずみ曲線がよく一致しているのに対し、破壊強度以降では応力-ひずみ曲線のばらつきが大きい。これは破壊強度に達した後も、応力の変化に伴い破壊が進行していき、供試体間で破壊の状態にばらつきが生じるためと考えられる。破壊強度以降の試験中には、応力の低下とともに供試体から小片が音を立てて剥がれおちながら破壊が進行し、その後、安定してひずみが増加する残留強度へと至った。

破壊強度におけるひずみを0として、破壊強度以降の経過時間とひずみとの関係の代表例を Fig. 5 に示す。時間の経過とともに、ひずみは増加 (収縮) と減少 (膨張) を繰り返しながら破壊が進行していき、約 640s 後に安定してひずみが増加する残留強度状態へと至った。Class II 岩石の特徴は、破壊強度以降において応力の低下とともにひずみが減少することである。ひずみの増加に比べて、ひずみの減少は短時間で生じ、この際、供試体から小片が音を立てて剥がれおちた。各条件でひずみの減少量の

Fig. 4 Tangential Young's modulus of specimen.

Fig. 5 Relation between time and strain.

累積値を求めた結果を Table 3 に示す。ひずみの減少量の累積値とは、ピーク応力から残留強度状態に至るまでの間に、ひずみが減少した区間のひずみの絶対値を合計したものである。各条件での比較を行うため、Table 3 にはひずみの減少量の累積値を破壊強度におけるひずみで除して正規化した値を示した。供試体間での値のばらつきが大きい。Dry 供試体を比較すると、H 方向に比べて R 方向でひずみの減少が大きいことがわかった。また、H 方向を比較すると Wet 供試体に比べて Dry 供試体の方が値が大きいことがわかった。

4 試験結果の考察

4・1 ばねモデルの概要

何ら¹⁵⁾は、岩石の Class II 特性を説明するモデルとして、Fig. 6 に示すように並列ばねモデルを直列に2段階つないだモデルを提案している。また、このモデルにおい

Table 3 An accumulated decrease strain.

Specimen number		1	2	3	4	Mean
R-direction (Dry)	(a) An accumulated decrease strain	3626	2906	3013	2632	3044
	(b) Strain of peak stress	4168	4052	4190	3669	4020
	(a)/(b)	0.870	0.717	0.719	0.717	0.756
H-direction (Dry)	(a) An accumulated decrease strain	1989	2397	3228	1792	2352
	(b) Strain of peak stress	3747	3863	3600	3664	3719
	(a)/(b)	0.531	0.621	0.897	0.489	0.634
H-direction (Wet)	(a) An accumulated decrease strain	2410	1669	2285	1760	2031
	(b) Strain of peak stress	3656	3451	3445	3572	3531
	(a)/(b)	0.659	0.484	0.663	0.493	0.575

Fig. 6 Schematic diagram of spring model.¹⁵⁾

Fig. 7 Stress-strain curves obtained by spring model.

て、各段のばねの数を 100 個とし、各ばねの破壊強度は正規分布に従うとして応力一ひずみ挙動のシミュレーションを行っている。シミュレーション方法を引用すると以下のとおりである。

- 1) 正規乱数を発生させて各ばねに破壊強度を割り当てる。
- 2) 各段の未破壊のばねのうち、最小の強度 $\sigma_{\min}$ を持つばねを探し、各段の耐荷能力 $F_i = \sigma_{\min} \cdot N_i$ ($i = 1, 2$) を計算する。ただし、 N_i は i 段の未破壊要素の数である。
- 3) F_1 と F_2 を比べ、小さい方を耐荷能力 F_{CA} とする。
- 4) モデルのばね定数 K 、変位 D を次式で求める。

$$K = 1/(K_1^{-1} + K_2^{-1}), D = F_{CA}/K$$

ただし、 K_i は各段のばね定数で、未破壊要素の数 N_i ($i = 1, 2$) に比例する。

- 5) 荷重 F_{CA} で破壊限界に達した要素のばね定数を 0 として 2) に戻る。

本研究においても各段のばねの数は 100 個とした。ばねの平均強度を 0.5MPa とし、各段のばねにおける最大応力 $\sigma_{\max}$ は $0.5\text{MPa} \times 100 = 50\text{MPa}$ とした。ばねの強度の変動係数を 0.1, 0.2 および 0.3 として、0MPa ~ 1MPa の範囲で正規乱数を発生させて各ばねの強度を設定し、応力一ひずみ挙動のシミュレーションを行った。得られた応力一ひずみ曲線を Fig. 7 (a)~(c) に示す。何ら¹⁵⁾は変動係数が小さいほど破壊強度以降でのひずみの減少が大きくなり、顕著な Class II 特性を示すことを示しているが、当然のことながら本研究においても同じ結果が得られた。また、本モデルでは、変動係数が小さいほど破壊強度は大きくなること、また、変動係数が大きいほど破壊強度以前の早い段階で応力一ひずみ曲線の傾きが小さくなることがわかった。変動係数が大きいほどばねの強度のばらつきが大きくなり、ばねの強度が小さなものを含むこととなる。このため、応力が小さい段階でばねの破壊が生じることから破壊強度の低下や、応力が小さい段階でのヤング率の低下が生じたものと考えられる。以上のことから、本ばねモデルは以下のような特徴を有していることがわかる。

- 1) ばねの強度の変動係数が小さいほど、破壊強度以降のひずみの減少量が大きくなり、強い Class II 特性を示す。

- 2) ばねの強度の変動係数が小さいほど破壊強度が大きい。
- 3) ばねの強度の変動係数が大きいほど、破壊強度以前において応力が小さい段階で応力一ひずみ曲線の傾きが小さくなる。

4・2 载荷方向異方性のばねモデルによる説明

Table 3 に示したように、破壊強度以降において Dry 供試体の R 方向と H 方向を比較すると、R 方向でひずみの減少量の累積値が大きい。すなわち、R 方向で顕著な Class II 特性を示している。また、Table 2 に示したように R 方向で一軸圧縮強度が大きい。前述のばねモデルでこれを説明しようとする、R 方向は H 方向に比べてばねの強度の変動係数が小さいとした場合に、ばねモデルの特徴 1) および 2) を満足する。なお、Fig. 4 に示したように、破壊強度以前の接線ヤング率の極大値は、R 方向と H 方向で値に大きな差は見られないことがわかっている。このため、ばねモデルのばねの強度の平均値は R 方向および H 方向で同じと考えている。

R 方向と H 方向で、破壊強度に至るまでの間で、割線ヤング率が最大値を示す応力を求めた結果を Fig. 8 に示す。なお、ここでは接線ヤング率ではなく割線ヤング率を示したが、これは接線ヤング率が極大値を示す応力を正確に求めることが、データの精度上困難であったためである。図に示すように、割線ヤング率の最大値を示す応力は H 方向の方が小さい。すなわち、R 方向に比べて H 方向の方が、応力一ひずみ曲線の傾きが小さくなる応力が小さいこととなり、H 方向の方がばねの強度の変動

Fig. 8 Stress of peak secant Young's modulus.

係数が大きい, すなわち R 方向ではばねの強度の変動係数が小さいことがわかる. 以上のことから, 前述したばねモデルの特徴 3) も満足しており, ばねモデルではばねの強度の変動係数が異なるとした場合に, 載荷方向異方性に関する応力-ひずみ挙動を定性的に説明できることがわかった. 本ばねモデルは破壊応力以降はもちろんのこと, 破壊応力以前の挙動も定性的に説明できている. H 方向に比べて R 方向ではばねの変動係数が小さい理由の一つとして, マイクロクラックの配向性が考えられる. すなわち, R 方向に比較して H 方向は Table 1 に示したように弾性波伝ば速度の値が大きい. このことからマイクロクラックは R 方向に垂直な方向に, H 方向に平行な方向に多く存在するものと考えられる. H 方向に平行な方向にクラックが多く存在するため, H 方向は横方向に変形しやすく, 例えば, 三軸圧縮試験で周圧が小さい条件のように, 見かけ上の横方向の拘束が小さく, 強度が小さくなると考えられる. このため, H 方向は強度の小さいばねを多く含むことが原因の一つと考えられる.

なお, Table 3 に示したように, ひずみの減少量の累積値を正規化した値は, R 方向で 0.756, H 方向で 0.634 と載荷方向により差がみられ, その差は 16% 程度であった.

4・3 含水状態の違いのばねモデルによる説明

Table 3 に示したように, 破壊強度以降において H 方向の Dry 供試体と Wet 供試体を比較すると, Dry 供試体でひずみの減少量の累積値が大きい. すなわち, Dry 供試体で顕著な Class II 特性を示している. また, Tabel 2 に示したように Dry 供試体で一軸圧縮強度が大きい. 前述のばねモデルでこれを説明しようとする, Dry 供試体は Wet 供試体に比べてばねの強度の変動係数が小さいことで, ばねモデルの特徴 1) および 2) を満足する.

Dry 供試体と Wet 供試体で, 破壊強度に至るまでの間で, 割線ヤング率が最大値を示す応力を求めた結果を Fig. 9 に示す. 図に示すように, 割線ヤング率の最大値を示す応力は Wet 供試体の方が小さい. すなわち, Dry 供試体に比べて Wet 供試体の方が, 応力-ひずみ曲線の傾きが小さくなる応力が小さいこととなり, Wet 供試体の方がばねの強度の変動係数が大きい, すなわち Dry 供試体ではばねの強度の変動係数が小さいことがわかる. 以上のことから, 前述したばねモデルの特徴 3) も満足しており, ばねモデルではばねの強度の変動係数が異なるとし

た場合に, 含水状態が異なる場合の応力-ひずみ挙動を定性的に説明できることがわかった. Wet 供試体に比べて Dry 供試体ではばねの変動係数が小さい理由の一つとして, Wet 供試体では応力の増加とともに過剰間隙水圧が発生し, 微視的破壊を助長すること等が考えられる. このため, 強度の小さいばねを多く含むことが原因の一つであると考えられる.

なお, Table 3 に示したように, ひずみの減少量の累積値を正規化した値は Dry 供試体で 0.634, Wet 供試体で 0.575 と差がみられ, その差は 9% 程度であった. 載荷方向異方性が, ピーク応力以降のひずみの減少量の累積値を正規化した値に及ぼす影響は 16% であったことと比べると, 含水状態が正規化した値に及ぼす影響はやや小さいようである. このことから, ばねモデルにおいて, 含水状態が異なる場合のばねの強度の変動係数の差は, 載荷方向の異方性の場合に比べてやや小さいものと推察される.

4・2 節および本節で述べたように, 載荷方向異方性や含水状態が異なる場合の応力-ひずみ挙動の特徴を, Fig. 6 に示した単純なばねモデルを用いて, ばねの強度の変動係数が異なるとした場合に定性的に説明できることがわかった. 今回のばねモデルでは, ばねの強度の変動係数が小さい場合には, 2 段のばねのうち 1 段に破壊が集中するという傾向がみられた. このため, ばねの強度の変動係数が無限に小さくなる場合の, ピーク応力以降のひずみの減少量の累積値を正規化した値は理論上 0.5 になる. この値は, Table 3 に示した値である 0.756 ~ 0.575 に比べて小さい. よって, 本ばねモデルでは破壊応力以降のひずみの減少量を定量的には説明できていない. 定量的な説明のためには, 本ばねモデルに何らかの改良を行う必要があるが, これについては今後の課題としたい.

4・4 破壊強度以降のひずみの増加について

破壊強度以降において, 応力が低下しながらひずみが減少する現象等は, 前述のばねモデルで説明できることがわかった. しかし, 破壊強度以降においては, Fig. 5 に示したように, ひずみの増加と減少を繰り返しながら応力が低下し, 安定してひずみが増加する残留強度へと達する. ここでは, ひずみの増加について考えてみる. Fig. 5 に示した破壊強度後の時間-ひずみ曲線において, ひずみが増加する際の勾配 (単位時間当たりのひずみの増加量) を求めた結果を Fig. 10 に示す. ばらつきが大きい, 残留強度状態に至るまでの勾配の平均値を求めた結果は, $3.7 \times 10^{-6}/s$ であり, 残留強度状態の勾配である $3.5 \times 10^{-6}/s$ とほぼ等しい値であることがわかった. このことから, 破壊強度以降の破壊が進行している段階においても残留強度状態とほぼ同様に, ひずみの増加が生じているものと推察される.

5 結 言

本研究では, Class II 岩石の一つである稲田花崗岩を用いて, 応力帰還法による一軸圧縮試験を実施した. 本研究で得られた結果をまとめると以下のとおりである.

- (1) 石の目に対する載荷方向および含水状態を変えた試験を実施し, 完全応力-ひずみ曲線を計測した.
- (2) 単純なばねモデルにより破壊強度以降も含めた応

Fig. 9 Stress of peak secant Young's modulus.

Fig. 10 Stress rate of post-failure reegion.

力ーひずみ曲線のシミュレーションを実施し、石の目に対して載荷方向が異なることによる異方性や含水状態が応力ーひずみ挙動に及ぼす影響について考察を行った。その結果、ばねの強度の変動係数が異なるとすることで、載荷方向異方性や含水状態が応力ーひずみ挙動に及ぼす影響を説明できることがわかった。

参 考 文 献

- 1) W. R. Wawersik and C. Fairhurst, "A study of brittle rock fracture in laboratory compression experiments", *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science*, Vol.7, pp.561-575 (1970).
- 2) Y. Hiramatsu, Y. Oka, Y. Mizuta, T. Saito and K. Sugawara, "The deformation behavior of rocks after failure and consideration about the mechanism of burst of pillars", *Nihon-kougyoukai-shi*, Vol.90, No.1036, pp.399-404 (1974).
- 3) S. Okubo, C. He and Y. Nishimatsu, "Time dependent behavior in uniaxial compression -Rheological behavior of rock in post-failure region (1st report)-", *Nihon-kougyoukai-shi*, Vol.103, No.1189, pp.177-181 (1988).
- 4) C. He, S. Okubo and Y. Nishimatsu, "Loading rate dependency of class II rock under confining pressure", *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol.38, No.426, pp.216-220 (1989).
- 5) Y. Inada and Y. Kokudo, "Effect of high and low temperature on failure characteristics of rocks under compression", *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol.41, No.463, pp.410-416 (1992).
- 6) T. Saito, Y. Hasui and O. Nishii, "Post-failure behavior in tri-axial compression test controlled by radial deformation", *Proceedings of the 15th Symposium on Rock Mechanics*, pp.40-44 (1986).
- 7) A. Cho and H. Kawakata, "A high-pressure, high-temperature rock testing apparatus installed at the geological survey of Japan -The axial stress drop process in the post-failure region of Westerly granite-", *Bulletin of the Geological Survey of Japan*, Vol.48 (8), pp.459-468 (1997).
- 8) Y. Kudo, K. Hashimoto, O. Sano and K. Nakagawa, "Relation between physical anisotropy and microstructure of granite", *Journals of the Japan Society of Civil Engineers*, No.370, III-5, pp.189-198 (1986).
- 9) T. Yanagidani, S. Nishiyama and M. Terada, "Anisotropic development of dilatancy in uniaxially compressed granite", *Journals of the Japan Society of Civil Engineers*, No.382, III-7, pp.63-72 (1987).
- 10) O. Sano, Y. Kudo, Y. Mizuta and K. Nakagawa, "Deformation and fracture process of granitic rocks as an anisotropic body", *Journals of the Japan Society of Civil Engineers*, No.400, III-10, pp.179-188 (1988).
- 11) Y. Inada, N. Kinoshita, S. Seki, T. Matsuo, A. Nariyuki and K. Ochi, "A few remarks on thermal behavior of rock mass around openings affected by low temperature", *Journals of the Japan Society of Civil Engineers*, No.547, III-36, pp.211-220 (1996).
- 12) Y. Inada, K. Yokota and T. Tokikawa, "Effect of heated water on strength and deformation characteristic of rocks", *Journals of the Japan Society of Civil Engineers*, No.370, III-5, pp.217-223 (1986).
- 13) O. Sano, Y. Kudo, Y. Mizuta and K. Nakagawa, "Deformation and fracture process of granitic rocks as an anisotropic body", *Journals of the Japan Society of Civil Engineers*, No.400, III-10, pp.179-188 (1988).
- 14) *Nihon-zairyou-gakkai-hen*, "Iwano rikigaku kiso kara ouyou made", pp.100-101 (1993) Maruzen.
- 15) C. He, S. Okubo and Y. Nishimatsu, "A study on the class II behavior of rock", *Shigen-sozai-gakkai-shi*, Vol.105, No.8, pp.591-596 (1989).