

弾性異方性を考慮したコア変形法(DCDA)による岩盤応力評価

船戸明雄¹・細田光一²

¹ 深田地質研究所

² 応用地質株式会社

Diametrical Core Deformation Analysis (DCDA) for Rock Stress Evaluation Considering Anisotropic Elasticity

FUNATO Akio¹ and HOSODA Kohichi²

¹ Fukada Geological Institute

² OYO Corporation

要旨：コア変形法（DCDA）は、応力解放に伴うコアの弾性的な変形から原位置の応力を評価する方法である。しかし、岩石が弾性異方性を有する場合には、応力が等方的であってもコアは扁平になるため、その影響を考慮しなければ原位置応力を正しく評価することはできなくなる。そこで、弾性異方性を有する 300mm 角の大島花崗岩に直交 2 方向からフラットジャッキにより応力を加えた状態でくり抜いたコアの直径分布を測定し、弾性異方性を考慮した応力解析を試みた。また、圧裂試験によって異方的な弾性係数を求める方法を提案し実施した。その結果、弾性異方性を考慮したコア変形応力評価の一連の手順を確立することができた。

キーワード：応力解放，扁平，岩石コア，弾性異方性，圧裂試験

DCDA is a new method for evaluating the in-situ stress of rocks based on the elastic and elliptical deformation of boring cores with differential stress relief. However, rocks are seldom isotropic. The elliptical deformation of cores must be caused by not only differential stress relief but also anisotropic elasticity of rocks. In order to evaluate the in-situ rock stress precisely, we must consider anisotropic elasticity of rocks in DCDA. Laboratory drilling verifications were conducted using 300 mm cube Ohshima granite samples under bi-axial stress condition using two pairs of flat jacks. Cross sectional shapes of a drilled core were measured precisely by the DCDA measuring device and its anisotropic elasticity was determined by Brazilian test. Then we developed DCDA for rock stress evaluation considering anisotropic elasticity.

Keywords: stress relief, elliptical, rock core, anisotropic elasticity, Brazilian test

1. はじめに

前報でコア変形法の基本的考え方、開発の経緯、実用化への検証実験などについて述べた（船戸、

2015）。その中で、岩石の非弾性挙動と弾性異方性の影響を今後の課題として提示した。本報ではそのうちの弾性異方性の影響について検討した結果を報告する。

コア変形法では、図1のようにボーリングにより原位置岩盤から切り離されたコアが弾性変形する際の原位置応力とコア直径の関係を次式で表している(船戸ら, 2014)。

$$S_{H_{max}} - S_{h_{min}} = \frac{d_{max} - d_{min}}{d_{min}} \cdot \frac{E}{1 + \nu} \quad (1)$$

ここに、

$S_{H_{max}}$: 孔井直交面内の最大主応力

$S_{h_{min}}$: 孔井直交面内の最小主応力

d_{max} : コアの最大直径

d_{min} : コアの最小直径

E : コアのヤング率

ν : コアのポアソン比

である。

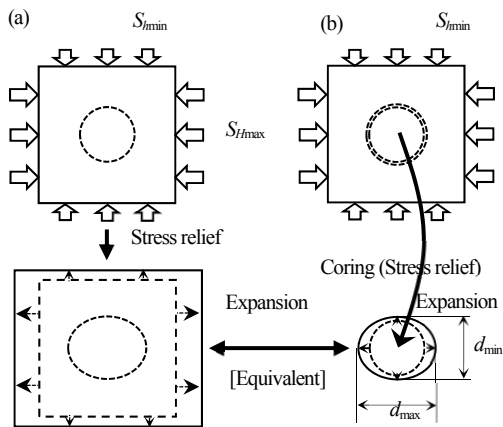


図1 (a) 異方的な応力が解放された場合の円形領域の変形

(b) 異方的な応力場から抜き取られたコアの変形

(1)式は岩石が等方均質で線形弾性であることを仮定しており、応力が等方的な場合($S_{H_{max}} = S_{h_{min}}$)には $d_{max} = d_{min}$ となる。しかし、岩石が弾性異方性を有する場合には、応力が等方的であってもコアは扁平になるため、その影響を考慮しなければ原位置応力を正しく評価することはできなくなる。

2. 検証実験における弾性異方性の影響

弾性異方性が報告されている細目の大島花崗岩(坂口ら, 2013)を用い、前報と基本的に同じ方法で検証実験を行った。ただし、载荷応力は前報の一軸载荷装置のほかに二軸载荷装置(図2)を用いて直交2方向の応力を個別に制御した。また、くり抜いたコアの直径測定には図3のコア直径測定装置(2号機)を用いた。

大島花崗岩の試料は一辺300mmの立方体ブロックとし、石材店から取り寄せた。ブロックの対面間のP波速度は、表1に示すようにいずれも1



図2 二軸载荷装置

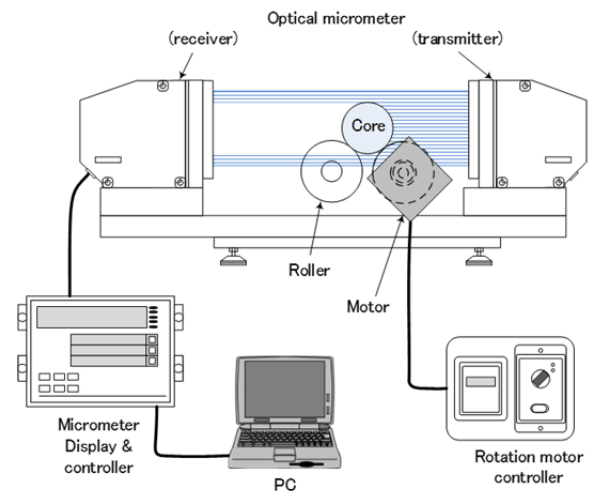


図3 コア直径測定装置(2号機)

方向のみが小さく、他の2方向はほぼ等しい横等方性に近い性状であった。この速度値から、 V_{Pmin} , V_{Pmax} , V_{Pmid} を x , y , z 方向と定め、コア断面内の異方性が最も顕著となる z 方向にくり抜いた。

くり抜いたコアの直径測定結果を図4に示す。

図4a, bは同じ15MPaの一軸応力をそれぞれ x 方向, y 方向に載荷した場合であるが、直径の差 Δd は大きく異なっている。図4c, dはそれぞれ10MPa, 15MPaの等方応力を x 方向と y 方向の2方向から載荷した場合であるが、等方応力にもかかわらず x 方向 (0-180°方向) の直径が載荷応力とともに大きくなっている。図4eは x 方向に15MPa, y 方向に5MPaの二軸応力を、図4fは x 方向と y 方向を入れ替えて同じ二軸応力を載荷した場合であるが、図4a, bと同様に差応力は同じでも直径の差 Δd は大きく異なっている。これらの結果は、応力解放されたコアの形状が応力だけでなく弾性異方性の影響を強く受けていることを示している。

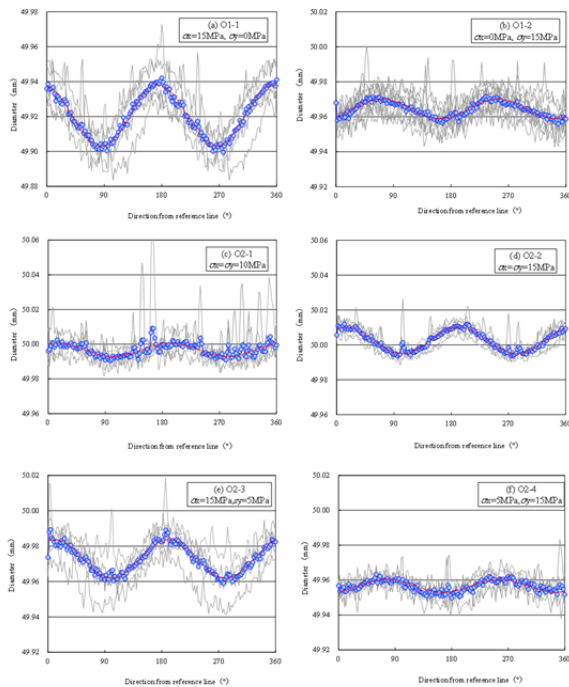


図4 大島花崗岩コアの直径分布

表1 大島花崗岩ブロックのP波速度異方性

Sample No.	V_{Pmax} km/s	V_{Pmid} km/s	V_{Pmin} km/s	V_{Pave} km/s	ΔV_P km/s
O1	4.98	4.92	3.74	4.54	1.24
O2	5.19	5.19	4.11	4.83	1.08
O3	4.93	4.87	3.79	4.53	1.15
direction	y	z	x		

3. 弾性異方性を考慮したコア変形解析

コア軸に直交する面内に弾性異方性がある場合、 x 軸から時計回りに θ 方向の半径ひずみ ε_θ は以下のように表される (図5)。

$$\begin{aligned} \varepsilon_\theta = & \frac{\sigma}{E}(1-\nu) \\ & + \frac{\sigma}{E} \frac{a-1}{2} \{1-\nu+(1+\nu)\cos(2\phi-2\theta)\} \\ & + \frac{\sigma}{E} \frac{b-1}{2} (1+\cos 2\theta) \\ & + \frac{\sigma}{4E} (a-1)(b-1)(1+\cos 2\phi)(1+\cos 2\theta) \end{aligned} \quad (2)$$

ここに、

- σ : 面内最小主応力 ($=\sigma_2$)
 - a : 主応力比 ($=\sigma_1/\sigma_2$, σ_1 : 面内最大主応力)
 - E : y 方向のヤング率 ($=E_y$)
 - b : ヤング率比 ($=E_y/E_x$, E_x : x 方向のヤング率)
 - ν : ポアソン比 ($\nu_{xy}=\nu_{yx}$ とする)
 - ϕ : σ_1 の方向 (x 軸から時計回り)
- である。

(2)式の第一項～第四項は、それぞれ以下のひずみを表している。

- 第一項 σ と E が等方の場合のひずみ
- 第二項 σ の異方性による偏差ひずみ
- 第三項 E の異方性による偏差ひずみ
- 第四項 σ の異方性と E の異方性の相乗効果による偏差ひずみ

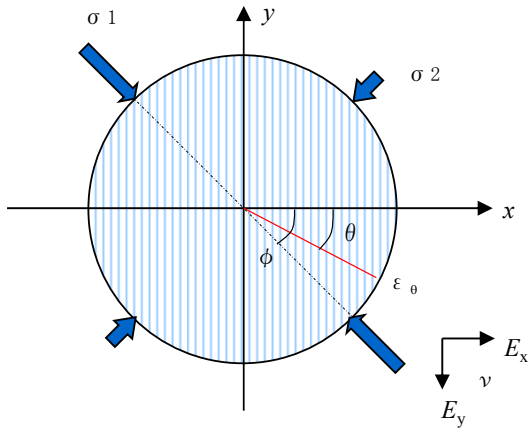


図5 主応力方向と弾性異方性の主軸の関係

上記の第四項は $(a-1)(b-1)$ の積になっておりしかも分母に4があることから、第二項や第三項に比べて相対的に影響は小さいと考えられる。三上ら(2015)はこの第四項がないものとして異方性解析を行っているが、以下、この第四項の影響について検討する。

(2)式からコアの直径分布は以下のように表される。なお、 d_0 は応力解放前の直径、 d_θ は応力解放後の θ 方向の直径である。

$$d_\theta = (1 + \varepsilon_\theta) \cdot d_0 = \left(1 + \frac{\sigma}{E} \cdot \delta\right) \cdot d_0 \quad (3)$$

$$\delta = (1 - \nu) + \frac{a-1}{2} \{1 - \nu + (1 + \nu) \cos(2\phi - 2\theta)\} + \frac{b-1}{2} (1 + \cos 2\theta) + \frac{1}{4} (a-1)(b-1)(1 + \cos 2\phi)(1 + \cos 2\theta) \quad (4)$$

弾性異方性の影響を見るため(4)式において $\phi = 45^\circ$ とし、 a 、 b を変化させて δ の値を計算した結果を図6に示す。破線は(4)式の第四項がない場合である。

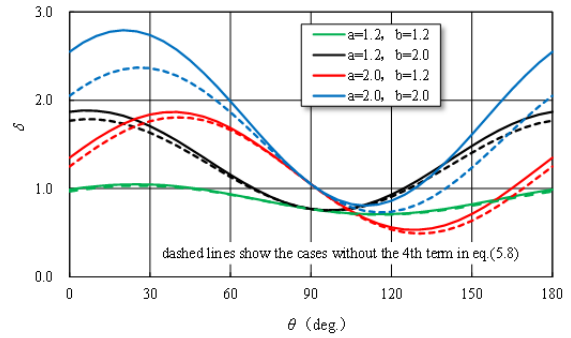


図6 (4)式の第四項が係数 δ に及ぼす影響

図6において $a=1.2$ 、 $b=1.2$ の時には、第四項の影響はほとんどないことがわかる。 $a=1.2$ 、 $b=2.0$ あるいは $a=2.0$ 、 $b=1.2$ の時には、第四項があることで δ の最大、最小(d_{max} 、 d_{min} に相当)が若干大きくなり、ピークの方位(d_{max} の方位)もわずかに変化しているもののその影響は顕著ではない。しかし、 $a=2.0$ 、 $b=2.0$ の時には、第四項の影響により δ の振幅(Δd に相当)においては約20%、ピークの方位では 6° の差を生じている。これは一概に無視できない大きさである。

したがって、弾性異方性が顕著でない(b が1.2程度以下)場合には第四項の影響を無視しても実用上差支えないと考えられるが、 b が2以上で応力比が大きいことが予想される場合には、第四項の影響を考慮する必要がある。

なお、(4)式において $\cos 2\phi = -1$ 、すなわち最大主応力方向と弾性異方性の主軸(E の最小方向)が直交する場合には第四項はゼロとなる。

4. 圧裂試験による大島花崗岩の弾性異方性の評価

4.1 圧裂試験時のひずみと弾性係数の関係

岩石の弾性異方性を評価するためには、異なる方向にくり抜いた供試体を用いた一軸圧縮試験を

行うことが一般的である。しかし、そのためには少なくとも方向別の複数の供試体が必要であり、自然材料のばらつきを考慮すればそれぞれの方向ごとにある程度の数が必要とされる。そこで筆者らは、圧裂試験の際に端面中央部において直交 2 方向のひずみを計測することにより、異方的な弾性係数を評価することができるのではないかと考えた (船戸, 細田, 2016)。それによれば、同一供試体を用いることで供試体ごとのばらつきの影響を排除することができるため、供試体の数を減らすとともに弾性異方性のより正確な評価につながることを期待される。また、直径を測定したコアそのものを用い、両端面をカットするだけで試験に供することができるというメリットもある。

圧裂試験時の供試体中心に発生する载荷軸直交方向の引張応力 σ_t と载荷軸方向の圧縮応力 σ_c は次式で得られる (図 7)。

$$\sigma_t = \frac{2P}{\pi \cdot D \cdot L} \quad \sigma_c = -3\sigma_t \quad (5)$$

ここに、

- P : 载荷荷重
- D : 供試体の直径
- L : 供試体の長さ

である。

ヤング率 E , ポアソン比 ν の等方線形弾性体の場合、 y 方向に载荷した時の y 方向ひずみ ε_y , x 方向ひずみ ε_x (引張を正) は以下ようになる ($\sigma_t = \sigma$ とおく)

$$\begin{aligned} \varepsilon_y &= \frac{\sigma_c}{E} - \nu \cdot \frac{\sigma_t}{E} = -(3+\nu) \frac{\sigma}{E} \\ \varepsilon_x &= -\nu \cdot \frac{\sigma_c}{E} + \frac{\sigma_t}{E} = (1+3\nu) \frac{\sigma}{E} \end{aligned} \quad (6)$$

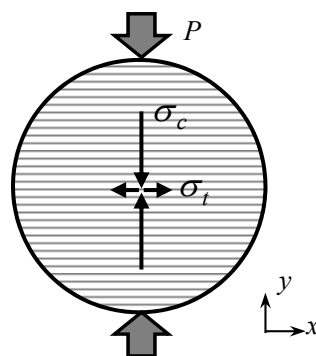


図 7 圧裂試験時の応力状態

次いで弾性係数が異方的 ($E_x, \nu_{xy}, E_y, \nu_{yx}$) な場合、 y 方向に载荷した時のひずみは以下ようになる。ただし、 $\sigma_c = -3\sigma_t$ の関係は変わらないものとする。

$$\varepsilon_y = \frac{\sigma_c}{E_y} - \nu_{xy} \cdot \frac{\sigma_t}{E_x} = -\sigma \left(\frac{3}{E_y} + \frac{\nu_{xy}}{E_x} \right) \quad (7)$$

$$\varepsilon_x = -\nu_{yx} \cdot \frac{\sigma_c}{E_y} + \frac{\sigma_t}{E_x} = \sigma \left(\frac{3\nu_{yx}}{E_y} + \frac{1}{E_x} \right)$$

$$\frac{\varepsilon_y}{\sigma} = -\left(\frac{3}{E_y} + \frac{\nu_{xy}}{E_x} \right) \quad \frac{\varepsilon_x}{\sigma} = \left(\frac{3\nu_{yx}}{E_y} + \frac{1}{E_x} \right) \quad (8)$$

同様に x 方向に载荷した時のひずみは、

$$\frac{\varepsilon_x}{\sigma} = -\left(\frac{3}{E_x} + \frac{\nu_{yx}}{E_y} \right) \quad \frac{\varepsilon_y}{\sigma} = \left(\frac{3\nu_{xy}}{E_x} + \frac{1}{E_y} \right) \quad (9)$$

となる。したがって、 x 方向、 y 方向载荷で得られる 4 つの勾配 ε/σ を(8), (9)式に代入して連立方程式を解くことで 4 つの未知数 $E_x, \nu_{xy}, E_y, \nu_{yx}$ を決定することができる。

4.2 大島花崗岩の異方性試験結果

表 1 の O-3 ブロックから無応力状態で直交 3 方向にくり抜いた $\phi 50\text{mm}$ のコアを用いて一軸圧縮試験 (3 供試体) と圧裂試験 (9 供試体) を行った。 z 方向にくり抜いたコアの断面 (x - y 面) における P 波速度 V_p の最大, 最小方向は図 8 に示すように y 方向, x 方向にほぼ一致していた。

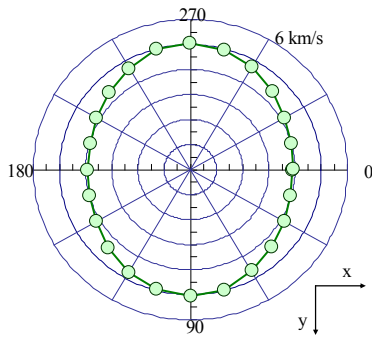


図8 x-y面内における ν_p 異方性

圧裂試験においては、 $L/D=1$ の円柱供試体の両端面中央部にゲージ長5mmの直交ひずみゲージを張り付け、両端面のひずみが均等になるように調整した後、引張応力が最大5MPaに達するまでの3回の繰り返し荷重を直交する2方向について行った。一軸圧縮試験では、 $L/D=2$ の円柱供試体の側面中央部にゲージ長10mmの直交ひずみゲージを90°間隔で4枚張り付け、それらのひずみが均等になるように調整した後、最大20MPaの圧縮応力を3回繰り返し荷重した。

圧裂試験による応力～ひずみ曲線の一例を図9に示す。等方体であれば圧縮側と引張側のそれぞれ2本の曲線は重なるはずであるが、荷重方向によってひずみの大きさに1.3～1.5倍の差があり、明瞭な変形異方性を示している。これらの応力～ひずみ曲線には若干の非線形性とヒステリシスが見られるが、3回繰り返しの全データを直線回帰して得られた勾配を(8)式と(9)式に代入して異方的な弾性係数を求めた。その結果を一軸圧縮試験によるヤング率も含めて方向別に整理し図10に示す。これによれば、 $E_x \ll E_y \approx E_z$ の関係は表1と一致しているが、 E_y/E_x の値は一軸圧縮試験では2.1であるが圧裂試験では平均で1.5となっている。

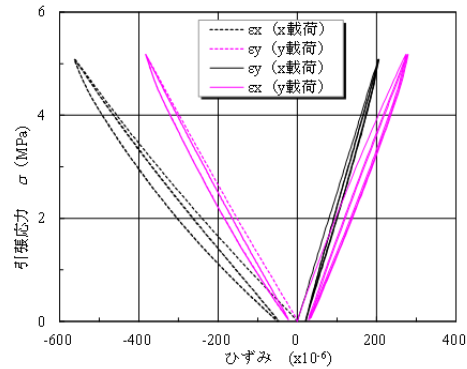


図9 圧裂試験による応力～ひずみ曲線の例

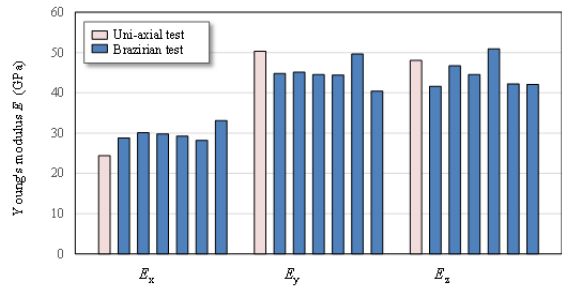


図10 大島花崗岩のヤング率異方性

4.3 弾性異方性の評価

前述の(8)式と(9)式は、異方体でも(5)式と同じ応力状態にあることを仮定しているが、その仮定が成り立つ保証はない。むしろ、異方体であれば応力状態が(5)式と異なると考えるのが自然である。堤(2011)は異方性岩石の圧裂試験時のひずみを理論的に検討し、直交ひずみゲージによる縦ひずみと横ひずみの比からヤング率の異方性比を推定する方法を提案しているが、ヤング率の絶対値を求める手順は示されていない。そこで、異方体の場合、供試体中心に発生する圧縮応力を $\alpha \cdot \sigma_c$ 、引張応力を $\beta \cdot \sigma_t$ (σ_c, σ_t は(5)式による)とし、 $\alpha = \sigma, \nu_{xy} = \nu_{yx} = \nu$ とにおいて(8)、(9)式から E_x, E_y を求めると以下ようになる。

$$E_y = \alpha \left[\frac{3(\nu^2 - 1)\sigma}{\epsilon_y + \nu\epsilon_x} \right] \quad E_x = \beta \left[\frac{(1 - \nu^2)\sigma}{\nu\epsilon_y + \epsilon_x} \right] \quad (10)$$

(10)式における [] 内は等方体の応力分布を仮定した(8), (9)式によるヤング率なので, 異方体の場合の応力係数 α, β をそれに乗ずれば異方体のヤング率を求めることができる. この応力係数 α, β を求めるため, 直交異方体の E_y/E_x と ν とをパラメトリックに変化させた二次元弾性 FEM 解析を行った. その結果を図 11 に示す. 同図によれば, 例えば $E_y/E_x=2, \nu=0.15$ の場合, $\alpha=1.20, \beta=0.81, \sigma_y/\sigma_x=4.41$ となり等方体の応力状態とはかなり異なっていることがうかがえる.

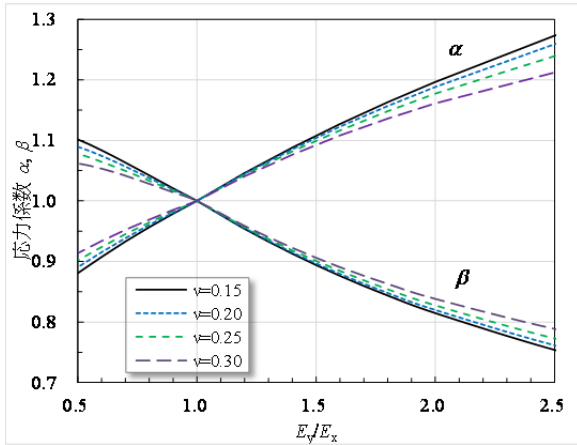


図 11 二次元弾性 FEM 解析による直交異方体のヤング率比 E_y/E_x と応力係数 α, β の関係

圧裂試験を行ったそれぞれの供試体について, 2 方向から载荷した時の縦ひずみと横ひずみの比 $-\varepsilon_1/\varepsilon_2$ からヤング率の比 E_y/E_x とポアソン比 ν を図 12 より求め, それに対応する α, β を図 11 において決定することができる. このようにして求めた α, β より(10)式でヤング率を再計算した結果を図 13 に示す. ヤング率とポアソン比の平均は $E_x=26.1\text{GPa}, E_y=48.0\text{GPa}$ ($E_y/E_x=1.84$), $\nu=0.18$ となり, 一軸圧縮試験による結果に近くなった.

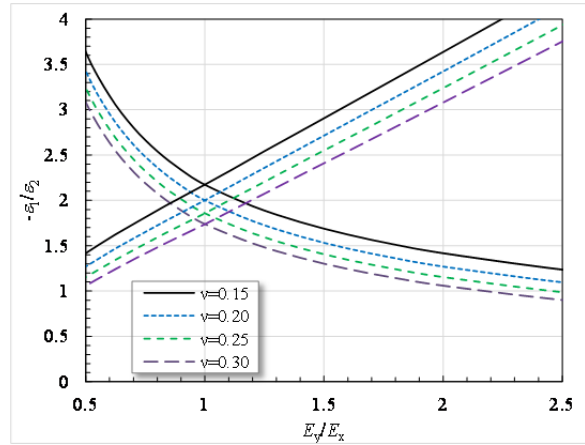


図 12 二次元弾性 FEM 解析による直交異方体のヤング率比 E_y/E_x とひずみの比との関係

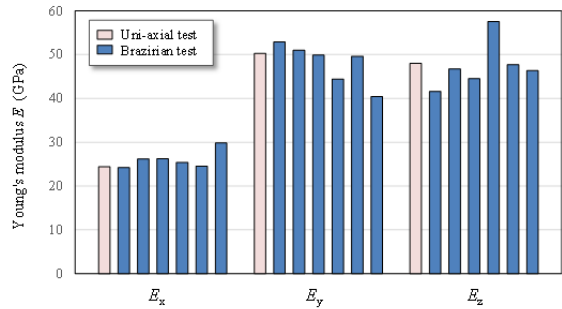


図 13 大島花崗岩のヤング率異方性の再評価

5. 弾性異方性を考慮した検証実験の解析

5.1 弾性異方性を考慮したコアの変形

図 14 のような二次元平面応力状態において, コアの直径の差 Δd は次式のようになる.

$$\begin{aligned} \Delta d &= d_0 \cdot (\varepsilon_x - \varepsilon_y) \\ &= d_0 \cdot \left[(1+\nu) \cdot \frac{\sigma_x}{E_x} - (1+\nu) \cdot \frac{\sigma_y}{E_y} \right] \quad (11) \end{aligned}$$

コアの直径測定による Δd と前式から計算した Δd を比較して図 15 に示す. 同図(a)の等方体($E=37.1\text{GPa}, \nu=0.18$)の場合, 計算で求めた Δd は実測値と一致していないが, 同図(b)の弾性異方

性 ($E_x=26.1\text{GPa}$, $E_y=48.0\text{GPa}$, $\nu=0.18$) を考慮して求めた Δd は実測の Δd とほぼ一致していることがうかがえる. 計算値と実測値が完全に一致していないのは, コアによって異方的弾性係数が異なること, 直径の測定誤差等によるものと考えられる.

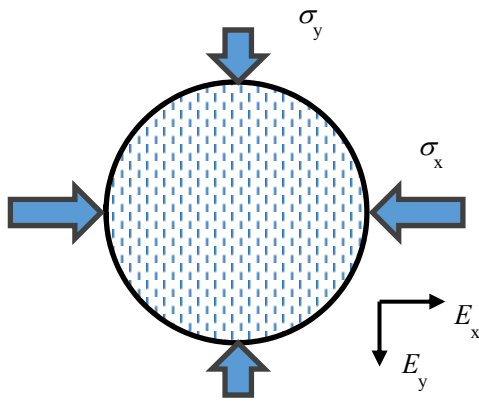


図 14 異方性の主軸と応力の方向

5.2 弾性異方性を考慮した応力解析

図 4 に示した直径測定データと 4.3 節に示した異方的弾性係数を用いて 3 章に示した弾性異方性を考慮した応力解析を行った結果を表 2 に示す.

表 2 弾性異方性を考慮した応力解析結果

Core No.	Applied stress			Analysis conditions			Calculated parameters	
	σ_x (MPa)	σ_y (MPa)	σ (MPa)	E_x (GPa)	b E_y/E_x	ν	σ_1 (MPa)	ϕ (°)
O1-1	15	0	0.0	26.1	1.84	0.18	9.3	-8.8
O1-2	0	15	0.0				6.1	71.0
O2-1	10	10	10.0				7.3	-15.6
O2-2	15	15	15.0				11.2	-25.0
O2-3	15	5	5.0				9.5	25.6
O2-4	5	15	5.0				11.7	83.4

異方性応力解析による最大主応力 σ_1 の大きさは実際に与えた応力に対して 0.4~0.8 倍とかなり小さめに評価されている. また σ_1 の方向 ϕ も $\pm 10^\circ$ 以上の乖離を示す場合が多い. この不一致の原因としては, 異方的弾性係数を求めたコアは O3

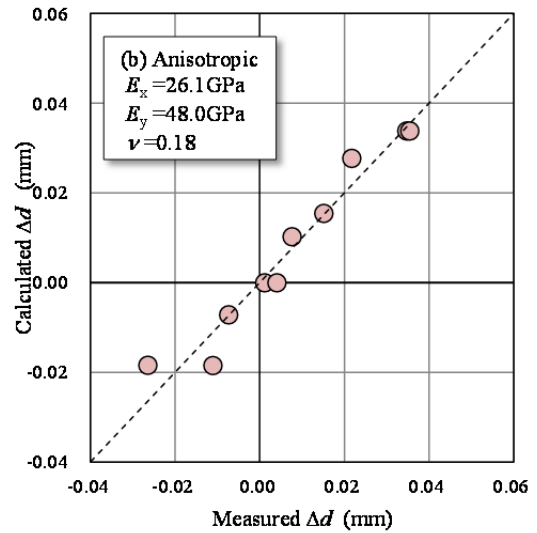
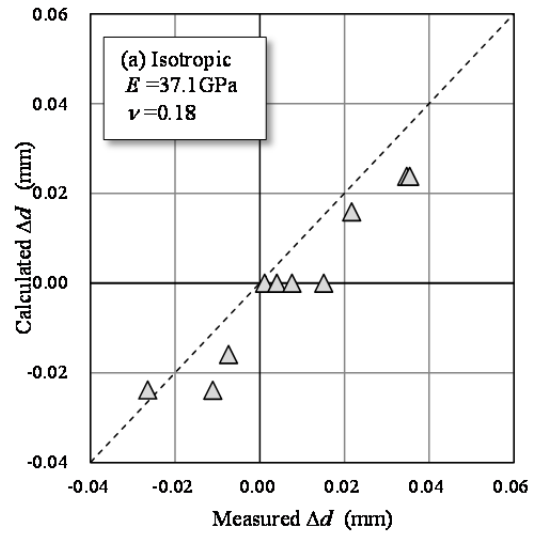


図 15 直径測定による Δd と計算による Δd の比較
(a) 等方体 ($E=37.1\text{GPa}$) の場合
(b) 異方体 ($E_x=26.1\text{GPa}$, $E_y=48.0\text{GPa}$) の場合

ブロックから採取しており, くり抜き実験を行った O1, O2 ブロックとは異なることが挙げられる. また, 図 8 に示すように速度異方性の主軸が x, y 軸から時計回りに $5\sim 10^\circ$ 程度ずれていることも原因の一つとして考えられる. 同じ大島花崗岩を用いた Tekemura et al. (2003) の綿密な研究においても, 弾性波速度とヤング率が最小となる方向は石目から $25\sim 20^\circ$ ずれていることが報告されて

いる。

図 16 には O2-3 コア ($\sigma_x=15\text{MPa}$, $\sigma_y=5\text{MPa}$) の直径分布 (図 4 (e)) を(4)式の 4 項目に分解した結果を示す。同図(a)は弾性異方性主軸が x, y 軸に一致する場合で、緑色で示した差応力によるコアの変形を表す曲線から求めた主応力の方向 ϕ は表 2 に示したように 25.6° となっている。一方、図 16(b)は弾性異方性主軸が x, y 軸と 20° の場合で、異方性による変形を表す青色とピンク色の曲線が右方向へ 20° 移動するため、緑色の曲線が左方向へ移動した結果、 $\phi=-3.1^\circ$ となっている。

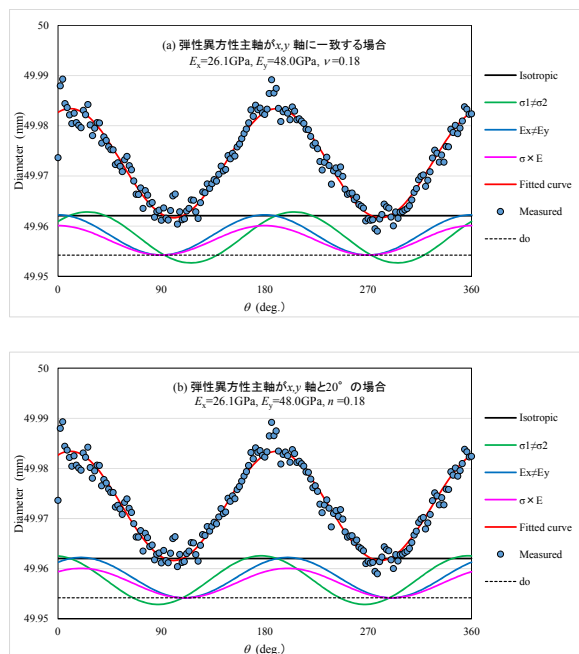


図 16 弾性異方性を考慮した応力解析結果 (O2-3)
 (a) 弾性異方性主軸が x, y 軸に一致する場合
 (b) 弾性異方性主軸が x, y 軸と 20° の場合

このように、弾性異方性を有する岩石にコア変形法を適用する場合には、応力解析結果が弾性係数の異方性の評価精度に依存するため、異方的な弾性係数を精度よく評価することが不可欠である。

6. まとめと今後の課題

岩石の弾性異方性を考慮したコア変形応力解析法の検討を行った。

弾性異方性がある岩盤からコアを取り出したとき、解放された応力とコア軸直交面内のひずみの関係を導き、解放ひずみが、等方ひずみ、応力の異方性による偏差ひずみ、ヤング率の異方性による偏差ひずみ及び応力とヤング率の異方性の相乗効果による偏差ひずみの四つの項の和として表わされることを示した。

次いで、弾性異方性を考慮したコア変形応力評価法の妥当性を検証するため、異方性を有する大島花崗岩を用いて行った室内実験から以下の知見を得た。

- 各種の応力条件下でくり抜いたコアの形状には、載荷応力だけでなく弾性異方性の影響が明瞭に反映されていた。
- 圧裂試験によりコアの弾性異方性を決定する方法を示した。
- 異方的な弾性係数から求めたコアの変形 (直径の差 Δd) は実測値をほぼ説明することができた。
- 弾性異方性を考慮した応力解析結果は、異方的な弾性係数の評価精度に依存することが明らかになった。

弾性異方性を考慮したコア変形応力評価法については、一連の基本的な手順を確立することができたが、応力評価の精度を確保するためにはより精度の高い弾性異方性の決定方法が今後のさらなる課題として残された。

文献

船戸明雄 (2015) : 原位置の岩盤応力を評価するためのコア変形法 (DCDA), 深田地質研究所年報,

16, 169-179.

船戸明雄・細田光一 (2016) : 圧裂試験による変形異方性の評価, 第 51 回地盤工学研究発表会.

船戸明雄・伊藤高敏 (2013) : 岩盤応力評価のためのコア変形法 (DCDA), *Journal of MMIJ*, 129, 577-584.

三上 央・船戸明雄・伊藤高敏 (2015) : 弾性異方性を考慮したコア変形モデルと検証実験, 資源・素材学会春季大会講演集, 1505.

坂口清敏・宇佐美順也・木崎彰久 (2013) : 円錐孔底ひずみ法の直交異方性岩盤への適用, *Journal of MMIJ*, 129, 455-460.

Takemura, T., A. Golshani, M. Oda, and K. Suzuki (2003): Preferred orientations of open microcracks in granite and their relation with anisotropic elasticity, *Int. J. Rock Mech. & Min. Sci.*, 40, 443-454.

堤 隆 (2011) : 圧裂試験を用いた弾性主軸方向が既知の異方性岩石材料に対する異方性比の推定方法, 第 40 回岩盤力学に関するシンポジウム講演集, 62-67.