



Title	異方性を考慮した岩石の3次元動的破壊プロセス解析法に関する基礎的検討
Author(s)	二瓶, 恵理菜; 福田, 大祐; Oh, Se-Wook; 奈良, 禎太; Cho, Sang-Ho; 児玉, 淳一; 藤井, 義明
Citation	資源・素材講演集2017 (札幌), 4(2), PY2-80
Issue Date	2017-09-26
Doc URL	<a href="http://hdl.handle.net/2115/67669">http://hdl.handle.net/2115/67669</a>
Type	proceedings
Note	資源・素材2017 (札幌) : 平成29年度資源・素材関係学協会合同秋季大会, 2017年9月26日 ~ 28日, 北海道大学, 札幌市
File Information	PY2-80.pdf



[Instructions for use](#)

---

若手ポスター発表 (Poster : MMIJ Students and Young Researchers)

## 岩盤工学 (Rock Engineering)

### Rock Engineering

2017年9月26日(火) 15:30 ~ 17:30 ポスター会場2 N301 (N棟3階/FI.3.,Build. N)

---

#### [PY2-80] 異方性を考慮した岩石の3次元動的破壊プロセス解析法に関する基礎的検討

#### Fundamental Study on Dynamic Fracture Process Analysis Considering Anisotropy of Rock

○二瓶 恵理菜<sup>1</sup>、福田 大祐<sup>1</sup>、Oh Se-Wook<sup>2</sup>、奈良 禎太<sup>3</sup>、Cho Sang-Ho<sup>2</sup>、児玉 淳一<sup>1</sup>、藤井 義明<sup>1</sup> (1. 北海道大学、2. 全北国立大学、3. 京都大学)

○Erina Nihei<sup>1</sup>, Daisuke Fukuda<sup>1</sup>, Se-Wook Oh<sup>2</sup>, Yoshitaka Nara<sup>3</sup>, Sang-Ho Cho<sup>2</sup>, Jun-ichi Kodama<sup>1</sup>, Yoshiaki Fujii<sup>1</sup> (1. Hokkaido University, 2. Chonbuk National University, 3. Kyoto University)

キーワード：3次元動的破壊プロセス解析 (3D DFPA)、動的引張試験、ホプキンソン圧力棒、花崗岩、異方性  
3-D Dynamic Fracture Process Analysis (DFPA), Dynamic tensile testing, Hopkinson pressure bar, Granite, Anisotropy

発破による岩石の高度制御破砕の実現のためには、岩石の動的破壊機構の理解が必要である。例えば、Smooth BlastingやPre-Splitting等の制御発破では、装薬孔周辺で引張破壊が卓越するため、岩石の高速載荷に伴う動的引張強度の評価が極めて重要である。これを目的として、Hopkinson効果による剥離現象を用いた動的引張試験 (Spalling試験) や動的圧裂引張試験が度々行われ、岩石の動的引張強度が顕著な載荷速度依存性を示すことが明らかにされてきている。著者らは、最近開発した岩石の3次元動的破壊プロセス解析 (DFPA) 法により、花崗岩のSpalling試験を対象とした破壊プロセス解析を行ってきており、例えば、Spalling試験の動的引張強度算出において重要な自由端変位速度や破断面位置、さらには、動的引張強度の載荷速度依存性等を良好に表現可能であることを示してきている。しかし、これらの研究では花崗岩を等方弾性体と仮定していたため、花崗岩において重要な性質である直交異方性の影響を考慮していなかった。

本稿では、DFPA法において直交異方性が考慮できるように拡張し、花崗岩の直交異方性を考慮した一連の動的引張試験の破壊プロセス解析を行った結果について報告する。

## 1. はじめに

発破等の高速破砕法を用いた岩石の高度制御破砕の実現のためには、岩石の動的破壊機構の理解が必要である。例えば、Smooth Blasting や Pre-Splitting 等の制御発破では、装薬孔周辺で引張破壊が卓越することが知られており、高速載荷に伴う岩石の動的引張強度の評価は重要である。これを目的として、動的圧裂引張試験や Hopkinson 効果による剥離現象を用いた動的引張試験(以下 Spalling 試験)が度々行われ、岩石の動的引張強度が顕著な載荷速度依存性を示すことが明らかにされてきている<sup>2)3)</sup>。著者らは、最近開発した岩石の3次元動的破壊プロセス解析(Dynamic Fracture Process Analysis、以下 DFPA)法により、岩石の動的圧裂引張試験や Spalling 試験を模擬した3次元破壊プロセス解析を実施し、DFPA の適用可能性を示してきた<sup>4)5)</sup>。ここで、代表的な岩石の一つである花崗岩には互いに直交する割れやすい面が存在すると知られており<sup>6)</sup>、1番割れやすい面は Rift 面、次に割れやすく Rift 面と直交する面は Grain 面、そしてこれらと直交する面は Hardway 面と呼ばれている。しかし、上記の既往の研究<sup>4)5)</sup>では、花崗岩を対象とする場合に重要な性質である直交異方性の影響を考慮できていなかった。

本稿では、Barre 花崗岩と Hwangdeung 花崗岩の2種の花崗岩を対象として、直交異方性を考慮できるように拡張した3次元 DFPA 法を用いて、動的圧裂引張試験、Spalling 試験および円柱装薬孔発破を模擬した動的破壊プロセス解析を実施し、異方性を考慮した場合としない場合に得られる結果の違いに注目して検証を行う。

## 2. DFPA 法の概要

DFPA 法は、3次元有限要素法に基づいている。まず、高速載荷に伴って岩石内で生じるインタクたな応力波伝播プロセスを表現するための構成方程式は、4節点の四面体要素(以下 TET4)の弾性挙動として、次式で表現している。

$$S_{IJ} = C^*_{UKL} E_{IJ} (I, J, K, L=1\sim3) \quad (1)$$

ただし、 $S_{IJ}$ 、 $C^*_{UKL}$ および $E_{IJ}$ はそれぞれ、第2Piola-Kirchhoff応力テンソル、弾性体の有効ステフィネステンソル、Green-Lagrangeひずみテンソルであり、(1)式を用いることで、大変位・大回転についても考慮可能である。なお、(1)式中の大文字の指標は、初期配置座標を参照しており、総和規約を適用する。DFPA法では、 $S_{IJ}$ をコーシー応力テンソル $\sigma_{ij}$ に変換し、これに等価な節点力を求めている。

また、DFPA 法では、亀裂進展過程を、Extrinsic Cohesive Zone Model に基づいた Smeared Crack モデル<sup>7)</sup>および Adaptive Remeshing<sup>8)</sup>を用いて表現している。本手法では、各 TET4 間の境界面に作用する応力がその境界に与えた引張強度またはせん断強度に達した時に、当該個所に6節点の結合要素(以下、CE6)を挿入する。そして、CE6 を構成する、相対した二面間の相対的な開口・滑り量を関数とした引張軟化・滑り軟化則を用いて結合力を作用させ、これに等価な節点力を求めている。また、各 CE6 で限界開口量又は限界滑り量が達成された場合は、新たに巨視亀裂が形成されたと見なし、これらの接触・衝突過程をペナルティ法<sup>9)</sup>によりモデル化し、接触力に相当する節点力を求めている。これに加えて、外圧などの外力に等価な節点力を求めている。DFPA では以上の節点力を用いた有限要素式、すなわち運動方程式を陽的に解くことで、各節点の加速度、速度および座標を更新している<sup>4)</sup>。

## 3. DFPA における直交異方性の考慮

既報<sup>4)5)</sup>では、TET4 に対して等方弾性体の構成則を用いていたが、本稿では、花崗岩を対象とするため、DFPA 法で直交異方性を考慮した弾性体の構成則を用いる必要がある。そのためには、(1)式における  $C^*_{UKL}$  を適切に求める必要がある。このために、奈良らによって提案された New Self Consistent Scheme<sup>10)</sup>を採用した。本手法では、岩石の直交異方性が先在亀裂の形状および配向性に起因すると仮定している。ここでは、文献<sup>10)</sup>を参考に、互いに直交する2方向の亀裂群と、方位分布が異なる亀裂群が混在する場合を仮定し、 $C^*_{UKL}$  を求めた。具体的には、次式に示すような反復計算を行なって、対象とする弾性体に円盤形状でモデル化した亀裂の1つが加わることで生じる有効ステフィネスの変化量を積算していくことで、 $C^*_{UKL}$  を求めた。

$$\left. \begin{aligned} C^*_{UKL} &= C^{n-1}_{UKL} - \Delta C^n_{UKL} \\ \Delta C^n_{UKL} &= \frac{1}{V} \frac{\partial^2 \Delta W_s^n(C^*_{UKL})}{\partial E_{IJ} \partial E_{KL}} \end{aligned} \right\} (n=1, 2, \dots, N) \quad (2)$$

ここで、 $C^{n-1}_{UKL}$  および  $\Delta C^n_{UKL}$ 、 $V$  はそれぞれ、すでに亀裂を  $n-1$  個含む弾性体中の有効ステフィネステンソル、 $n$  番目の亀裂1つのみに起因したステフィネス増分、弾性体の体積である。また、 $\Delta W_s^n$  は、弾性的性質が  $C^{n-1}_{UKL}$  で与えられる均質弾性体中に  $n$  番目の亀裂のみが存在するときのエネルギー増分である。以上の反復計算を  $N$  回実施し、その段階で得られた  $C^n_{UKL}$  から求められる弾性波速度と実験により得られた弾性波速度の誤差が十分に小さい時、 $C^*_{UKL} = C^N_{UKL}$  を解とする。ここで、文献<sup>11)</sup>によると、多くの花崗岩は、100MPa 以上の静水圧下では先在亀裂が閉塞することで、異方性が消失することが知られている。そこで、(2)式において  $n=0$  の時、すなわち亀裂の無い花崗岩のヤング率およびポアソン比を、本稿ではそれぞれ 80GPa、0.25 とした。なお、本手法の詳細については、Nara and Kaneko<sup>10)</sup>を参照されたい。

表1に、本稿で対象にしている Barre 花崗岩および Hwangdeung 花崗岩のP波速度の計測結果を示す。なお、以下では、Hardway、Grain、

表1 本稿で対象とした花崗岩のP波速度の計測値

	Barre 花崗岩:P波速度(km/s) <sup>12)</sup>	Hwangdeung 花崗岩:P波速度(km/s)
1軸(Hardway面に垂直な方向)	4.63	4.15
2軸(Grain面に垂直な方向)	3.94	4.07
3軸(Rift面に垂直な方向)	3.67	3.52

表2 本稿で対象とした花崗岩の $C^*_{UKL}$ (GPa)

$C^*_{UKL}$						Barre 花崗岩						Hwangdeung 花崗岩					
$C^*_{1111}$	$C^*_{1112}$	$C^*_{1113}$	$C^*_{1122}$	$C^*_{1123}$	$C^*_{1133}$	54.7	8.08	7.13	0	0	0	48.3	7.19	5.83	0	0	0
$C^*_{1112}$	$C^*_{1212}$	$C^*_{1213}$	$C^*_{1222}$	$C^*_{1223}$	$C^*_{1233}$	8.08	40.7	5.54	0	0	0	7.19	40.3	4.99	0	0	0
$C^*_{1113}$	$C^*_{1213}$	$C^*_{1313}$	$C^*_{1322}$	$C^*_{1323}$	$C^*_{1333}$	7.13	5.54	35.2	0	0	0	5.83	4.99	31.8	0	0	0
$C^*_{1122}$	$C^*_{1222}$	$C^*_{1322}$	$C^*_{2222}$	$C^*_{2223}$	$C^*_{2233}$	0	0	0	19.2	0	0	0	0	0	18.3	0	0
$C^*_{1123}$	$C^*_{1223}$	$C^*_{1323}$	$C^*_{2223}$	$C^*_{2233}$	$C^*_{2333}$	0	0	0	0	15.5	0	0	0	0	0	14.9	0
$C^*_{1133}$	$C^*_{1233}$	$C^*_{1333}$	$C^*_{2233}$	$C^*_{2333}$	$C^*_{3333}$	0	0	0	0	0	17.9	0	0	0	0	0	16.3

Rift面に垂直する方向を、それぞれ1軸、2軸、3軸と呼ぶ。表1の結果に基づいて、上述の方法により求めた $C^*_{UKL}$ を表2に示す。これらの $C^*_{UKL}$ を(1)式に用いることでDFPAを行った。ただし、表1におけるP波速度は、対象とした花崗岩のブロックを用いて計測された値であり、その花崗岩ブロックからコアリングして作成した供試体のP波速度は、当然のことながらブロックのそれとはわずかではあるが異なる。

なお、以上は弾性定数の異方性の議論であるが、DFPA法では各TET4間の境界面に適切に強度を与える必要があり、この強度の異方性についても検討することは重要である。しかし、花崗岩の準静的な圧裂引張強度には異方性がある<sup>13)</sup>と知られている一方で、文献<sup>14)</sup>によると、本稿で対象とするような高载荷速度域においては、花崗岩であっても、その破壊靱性には異方性がほとんど見られないという報告がされている。そこで、本稿検討が基礎的段階であることも考慮し、TET4間の境界面に与える引張強度およびせん断強度については、既報<sup>1)2)4)5)</sup>と同様にWeibull分布に基づいて与えることにした。

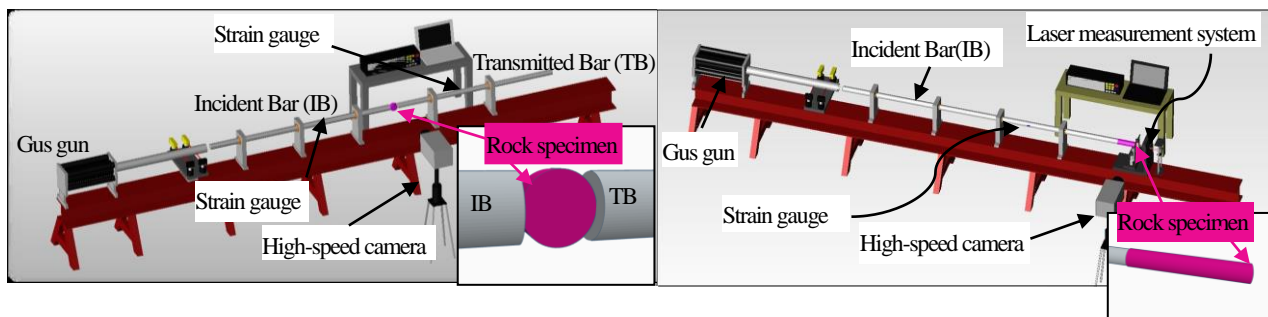
#### 4. 花崗岩の動的圧裂引張試験およびSpalling試験の概要

図1(a)(b)に、本稿でDFPAを適用するSplit Hopkinson Pressure Bar(以下、SHPB)を用いたBarre花崗岩の動的圧裂引張試験装置、およびHopkinson Pressure Barを用いたHwangdeung花崗岩のSpalling試験装置の概要をそれぞれ示す。どちらの手法でも、Gas gunにより加速したStriker barをIncident Bar(以下IB)に衝突させることでIBに圧縮応力波 $\sigma_{nci}$ が生じ、これがほぼ1次元的にIB中を伝播していく。そして、IBの他端に取り付けられている岩石供試体との境界面で $\sigma_{nci}$ の一部が引張応力波 $\sigma_{refl}$ として反射し、残りが圧縮応力波 $\sigma_{trans}$ として岩石内部に透過する。さらに、図1(a)の場合は、この $\sigma_{trans}$ が岩石中を伝播していき、岩石とTransmitted Bar(以下TB)との境界でさらに反射・透過することで、岩石供試体に圧裂引張応力が動的に作用し、供試体を2分する。他方、図1(b)の場合は、 $\sigma_{trans}$ が供試体の自由端で引張応力波として反射する所謂Hopkinson効果によって、自由端からいくらか離れた箇所にて、円柱供試体の軸方向にほぼ垂直に剥離(Spalling)による破壊面が複数生じる<sup>3)</sup>。なお、これらの試験の詳細はCho et al.<sup>2)</sup>、Kubota et al.<sup>3)</sup>およびMahabadi et al.<sup>15)</sup>を参照されたい。

#### 5. 花崗岩の動的圧裂引張試験およびSpalling試験を模擬した解析

##### 5.1 Barre花崗岩の動的圧裂引張試験を模擬したDFPA

図2(a)にBarre花崗岩の動的圧裂引張試験のDFPAに用いたモデルを示す。既報<sup>5)15)</sup>と同様に、SHPBを構成する2つの金属棒(IB、TB)を薄い剛体円盤として近似的にモデル化した。また、Barre花崗岩の粒径の中央値1.64mm<sup>16)</sup>および計算に要する時間を考慮し、解析モデル



(a)SHPBを用いた動的圧裂引張試験装置の模擬図

(b)Spalling試験装置の模擬図

図1 本稿でDFPA法を適用した2種の動的試験法の概要

ルにおける岩石供試体の平均メッシュ長は 1.81mm と設定した。IB・TB における荷重は図 2(b)に示すように、実験条件と合わせるために 3 軸方向から行った(BD-Ani)。比較のために、「等方性を仮定して、ポアソン比を $\nu=0.16$ <sup>15)</sup>の条件で、BD-Ani の 3 軸方向と同じ P 波速度となるようにヤング率を設定した場合(BD-Iso)」の 2 ケースの DFPA を実施した。また、図 2(c)は、実験から計測された IB および TB の変位速度の経時変化<sup>15)</sup>を示しており、IB および TB を模擬した剛体円盤に、図中 V1 および V2 をそれぞれ図 2(a)(b)に示すような方向に与えることで、SHPB による動的圧裂引張試験を近似的に模擬した。なお、事前の検討から、微視亀裂の限界開口量 $\delta_c$ を 100 $\mu\text{m}$ <sup>17)</sup>、微視亀裂の限界滑り量 $s_c$ を 100 $\mu\text{m}$ <sup>17)</sup>と設定し、その他のパラメーターは、既報<sup>5)</sup>と同じ値に設定した。以上を踏まえて DFPA を実施し、実験から得られる動的圧裂引張応力の経時変化および破断面形状を DFPA から得られた結果と比較した。

図 3 および図 4 に、2 ケース(BD-Ani・BD-Iso)の DFPA および実験<sup>15)</sup>から得られた動的圧裂引張応力の経時変化および破断面形状(圧裂引張応力が最大値となってから 58 $\mu\text{s}$  後)をそれぞれ示す。なお、BD-Ani では、岩石はそれぞれ 3 軸および 1 軸方向の荷重に対して最も低剛性および高剛性を示す。他方、BD-Iso では、BD-Ani の 3 軸方向と同じ P 波速度を示すように等方性を仮定して $C_{UKL}^*$ を設定しており、3 軸方向の荷重に対しては BD-Ani とほぼ同じ剛性を示すが、1 軸および 2 軸方向の荷重に関しては見かけ上 BD-Ani よりも低剛性を示す。

まず、図 3 より、DFPA 法から得られた結果は、BD-Iso において、動的圧裂引張応力の最大値、すなわち動的圧裂引張強度がわずかに高い値を示すが、2 ケースともに実験結果と定性的には良い対応を示している。また、図 4 の亀裂パターンに関して BD-Ani および BD-Iso の両ケースを比較すると、供試体中央部に見られる引張亀裂のパターンおよび金属棒近傍で多少の圧砕が生じるという傾向にはわずかな差異が認められる程度だが、BD-Iso では荷重部からいくらか離れた外側境界において、BD-Ani では見られなかった巨視亀裂がわずかに見られた。ただし、供試体外側から伸びているこの亀裂は、動的圧裂引張試験で観察されることがあり<sup>18)</sup>、BD-Iso の破断面形状も非現実的な結

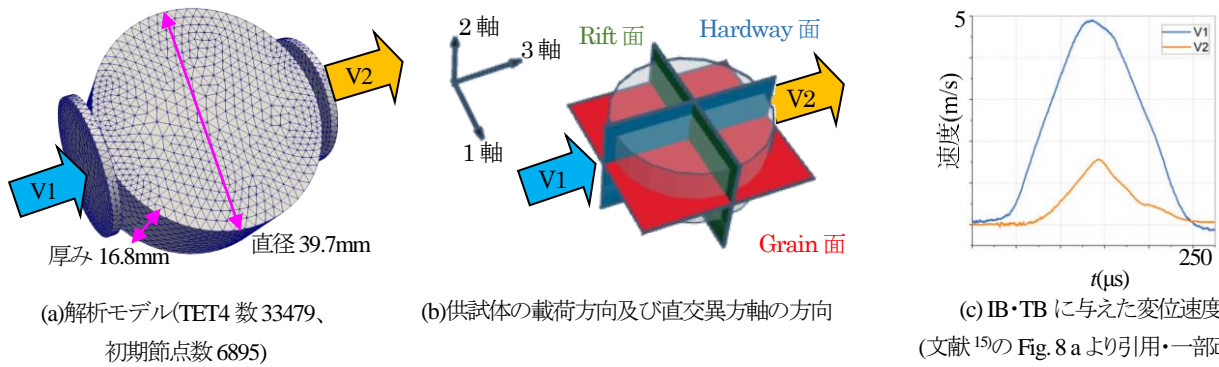


図 2 Bare 花崗岩の動的圧裂引張試験を模擬した解析の概要

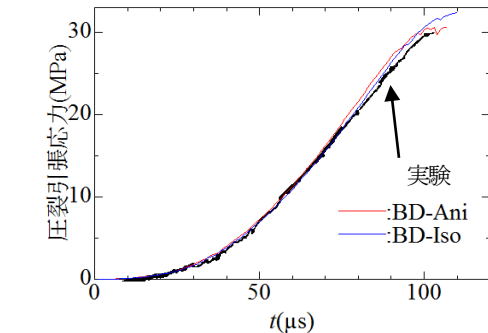


図 3 実験<sup>15)</sup>と DFPA から得られた動的圧裂引張応力の経時変化(実験(文献 15)データについては Fig. 9 から抜粋・一部改変)

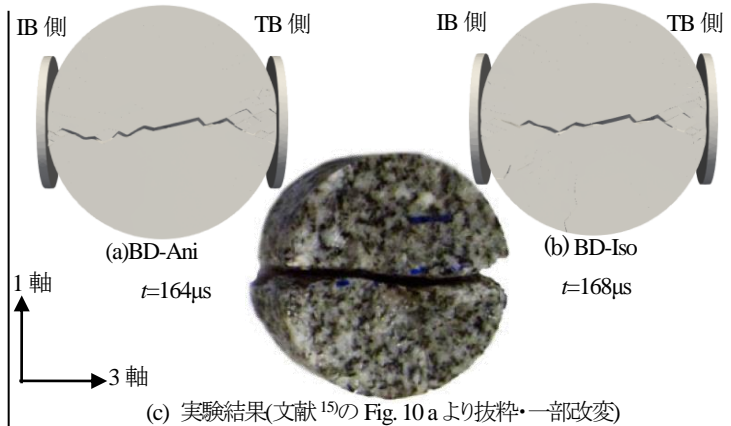


図 4 実験及び DFPA から得られる亀裂パターンと比較

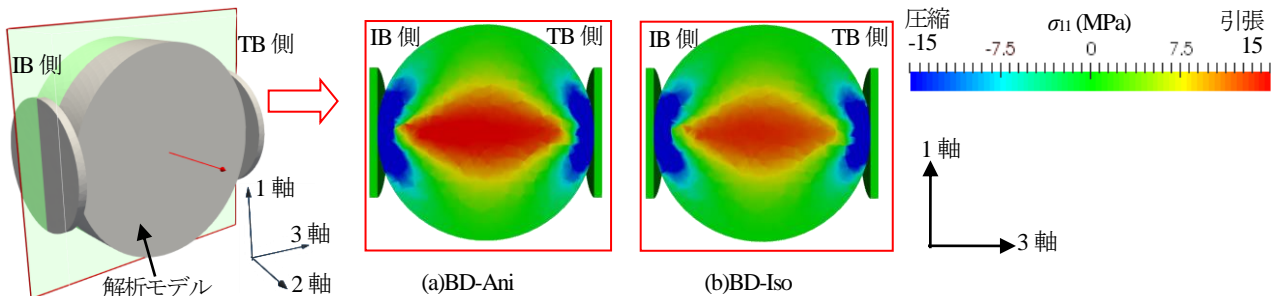


図 5 最初に CE6 が挿入される直前(解析開始後  $t=68\mu\text{s}$ )におけるの応力 $\sigma_{11}$ の空間分布



果とは言いきれない。次に、2 ケースの動的引張強度の差異を生んだ原因について考察するため、図 5 に 2 軸に垂直かつ供試体の中心を通る面の応力  $\sigma_{11}$  の空間分布を示す。ただし、図は応力レベルの上昇に伴って CE6 が挿入される直前の段階に相当する解析開始後  $t=68\mu\text{s}$  の様子である。図より、2 ケース共に  $\sigma_{11}$  については定性的にはほぼ同様の傾向を示す一方で、わずかではあるが応力レベルに差異が認められる。当然のことながら、この差異によって初期の亀裂生成パターンにわずかな差異が生じ、亀裂先端で応力擾乱が起こることによって生じる亀裂進展プロセスにも差異が生じ、動的圧裂引張強度に違いが生じたと考えられる。ただし、異方性の考慮の有無に関わらず、圧裂引張応力の経時変化および亀裂パターンに大きな差異は無く、 $C_{IKL}$  のキャリブレーションを適切に行えば、良好な結果を得られるとも言える。

### 5・2 Hwangdeung 花崗岩の Spalling 試験を模擬した DFPA

図 6(a)に Hwangdeung 花崗岩の Spalling 試験の DFPA に用いたモデルを示す。本検証では、既報<sup>2)</sup>に倣って岩石供試体のみをモデル化した。また、Hwangdeung 花崗岩の粒径の中央値  $4\text{mm}$ <sup>19)</sup>および計算に要する時間を考慮し、解析モデルにおける岩石供試体の平均メッシュ長は  $2.93\text{mm}$  と設定した。また、図 6(b)に示すように、実験条件と合わせるために、载荷は 3 軸方向に与えた (SP-Ani)。比較のために、「等方性を仮定して、ポアソン比  $\nu=0.21$  を用いて、SP-Ani の 3 軸方向と同じ P 波速度となるようにヤング率を設定した場合 (SP-Iso)」の 2 ケースの DFPA を実施した。また、図 6(c)は、実験から計測された IB の入射応力波形を用いて弾性接触理論から岩石供試体への透過応力の経時変化を求めたものである<sup>4)</sup>。これを図 6(a)に示すように岩石供試体に対して与えることで、Spalling 試験を近似的に模擬した。なお、岩石の密度および平均引張強度  $T_{s,r}$  は、実験的に求めた値を用いて、それぞれ  $2641\text{kg/m}^3$ 、 $5.7\text{MPa}$  とした。また、事前の検討から、 $\delta_c$  を  $100\mu\text{m}$ <sup>17)</sup>、 $s_c$  を  $100\mu\text{m}$ <sup>17)</sup>、平均粘着力を  $22\text{MPa}$ <sup>20)</sup>、内部摩擦角を  $60^\circ$ <sup>20)</sup>、接触計算に用いたペナルティ係数を  $31.4\text{GPa}^{0.5}$ <sup>4)</sup>、減衰定数を  $10^3\text{Pa}\cdot\text{s}$ 、均一性係数を  $5^{4)、岩石表面同士の接触における動摩擦係数を  $0.6$ <sup>21)</sup> とした。 $\Delta t$  は  $10\text{ns}$  とした。以上を踏まえて DFPA を実施した。その際、Spalling 試験では、動的引張強度算定のために、自由端変位速度の経時変化や最初に形成された破断面 (以下主破断面) の位置がしばしば測定されるため<sup>3)</sup>、実験から得られる自由端変位速度の経時変化および破断面形状・位置を DFPA から得られた結果と比較することにした。$

図 7 および図 8 に、2 ケースの DFPA および実験から得られた自由端変位速度の経時変化および破断面形状 (十分に破壊が進んだ载荷開始後  $t=496\mu\text{s}$ ) をそれぞれ示す。図 8 中の赤い楕円で囲んだ部分は、主破断面を示しており、実験では高速度カメラの映像によって判断

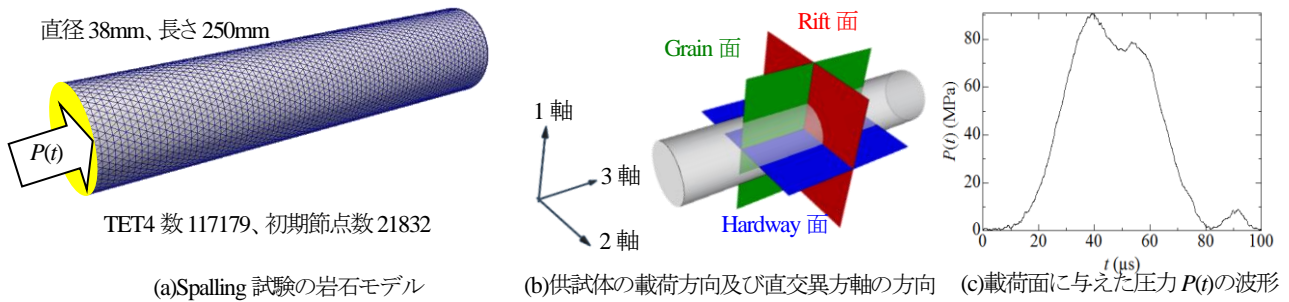


図 6 Spalling 試験の解析モデルの概要

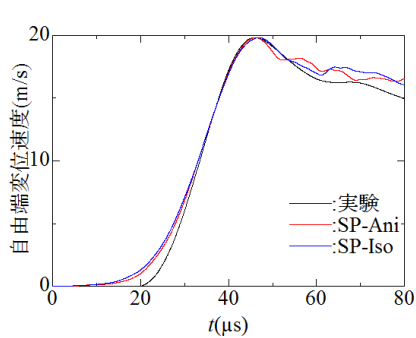


図 7 自由端変位速度の経時変化

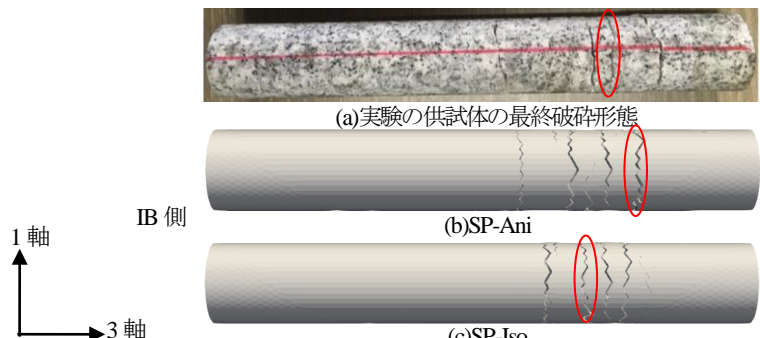


図 8 実験及び DFPA から得られた破断面の比較

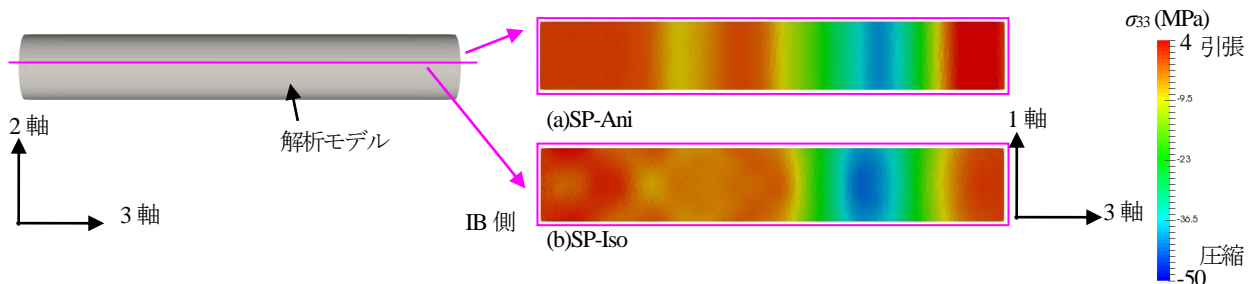


図 9 解析開始後  $t=112\mu\text{s}$  における応力  $\sigma_{33}$  の空間分布

した。なお、SP-Ani では、岩石は 3 軸方向の荷重に対して最も低い剛性を示し、1 軸方向の荷重に対して最も高い剛性を示す。他方、SP-Iso では、SP-Ani の 3 軸方向と同じ P 波速度を示すように等方性を仮定して剛性を設定しているため、3 軸方向の荷重に対しては SP-Ani とほぼ同じ剛性を示すが、1 軸および 2 軸方向の荷重に対しては見かけ上 SP-Ani よりも低剛性を示すことに注意されたい。

まず、図 7 より、DFPA 法から得られた結果は、両ケース共に実験と良い対応を示した。また、図 8 の亀裂パターンに関して SP-Ani および SP-Iso の両ケースを比較すると、SP-Ani の方が巨視亀裂の見られる範囲が広く、主破断面の位置が自由端に近いことがわかる。この原因について考察するために、図 9 に 2 軸に垂直かつ供試体の中心を通る面の応力  $\sigma_{33}$  の空間分布を示す。ただし、図は引張によって CE6 が挿入される直前(解析開始後  $t=112\mu\text{s}$ )の様子である。図より、異方性の有無に起因した応力レベルの差異が生じ、この帰結として亀裂生成プロセスに差異が生じることで、主破断面位置も含めて亀裂パターンに差異が発生したと考えられる。なお、既往の研究より、Weibull 分布に基づいた強度の空間分布を変化させるだけでも主破断面位置に変化が生じる<sup>2)</sup>ことを考慮すると、本稿で観察された両ケースの違いは比較的顕著とまでは言えず、両者とも定性的に Spalling 試験で観察される結果と良い対応を示すと言え、動的圧裂引張試験の場合と同様に、 $C^*_{UKL}$  のキャリブレーションを適切に行えば、良好な結果が得られると言える。

### 6. 単一の円柱装薬孔発破を模擬した解析

5. の解析では、荷重方向が 1 方向であり、また、対象とした岩石の寸法が比較的小さいものに限定していたことから、異方性の考慮の有無によって結果に大きな違いは見られなかった。そこで本節では、比較的大きな岩盤を対象として、直交異方性を考慮した岩盤の単一円柱装薬孔による発破を模擬した解析を行うことで生じる破壊パターンの違いについて基礎的な検証を行う。図 9(a)に解析に用いた岩盤モデルを示す。理想的には直交異方性を持つ 3 方向の影響を検証するために十分に厚みのあるモデルを用いるべきだが、その場合は、計算規模が莫大となることを考慮して、図 9(b)に示すように弾性波速度の差が大きな 1 軸および 3 軸で張る面を薄板円盤の面と一致させた場合(BL-Ani)を解析した。また、5・1 と同様に、等方性を仮定した場合(BL-Iso)の解析を行った。さらに、比較対象として、非破壊条件で BL-Ani および BL-Iso の場合の解析も併せて行った。荷重条件としては、Smooth Blasting やデカップリング装薬などの荷重速度が比較的遅い準静的な場合を想定し、図 9(c)に示す圧力波形(最大圧=100MPa、Rise time=1ms、減衰の度合いを表す定数  $\alpha/\beta=1.5$ )<sup>22)</sup>を装薬孔壁の内側に対して垂直

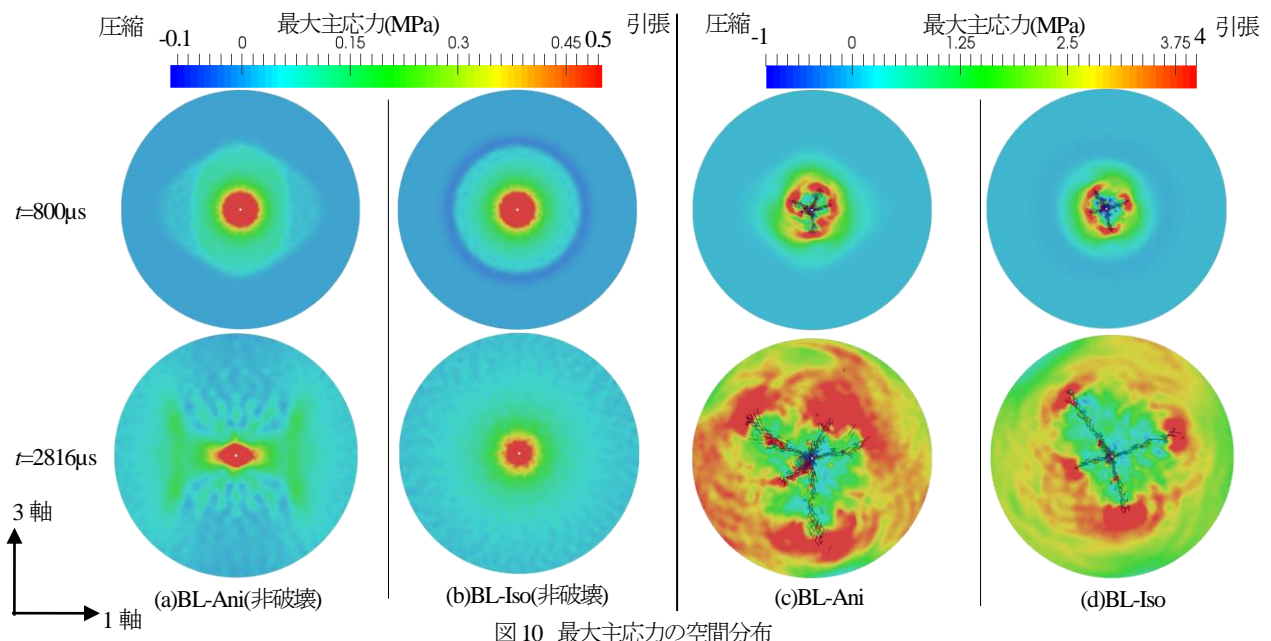
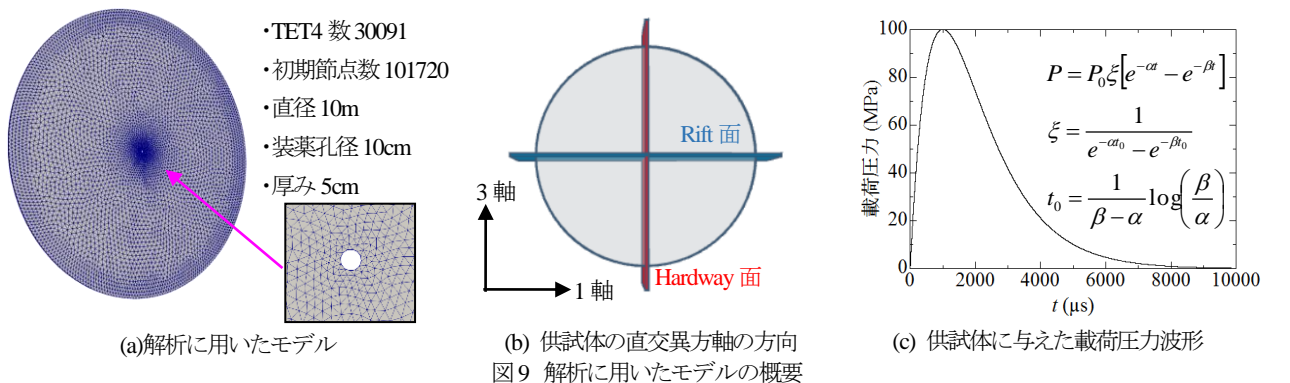


図 10 最大主応力の空間分布

に作用させた。供試体の外側境界は、全て自由境界とした。岩盤の物性値は1軸方向および2軸方向の弾性定数の違いが顕著である Barre 花崗岩を想定し、5・1 で述べた値を用いた。ただし、 $c$ 、 $T_{2f}$ 、 $\eta$ については、岩盤の寸法効果を考慮して、5・1 で用いた値よりも小さな値として、それぞれ 13.6MPa<sup>20</sup>、5MPa<sup>20</sup>、10<sup>3</sup>Pa・s とし、 $\Delta t$ は 10ns とした。

図9に、載荷開始後  $t=800\mu\text{s}$  および  $t=2816\mu\text{s}$  における最大主応力の空間分布を示す。なお、 $t=800\mu\text{s}$  および  $t=2816\mu\text{s}$  はそれぞれ、応力波フロントが外側自由境界に到達する前後の時間に対応する。まず、非破壊条件で行った解析結果を比較する。図9(a)(b)の  $t=800\mu\text{s}$  において、等方性を仮定している図9(b)では円筒状に応力が伝播している一方で、異方性を考慮している図9(a)では1軸方向と3軸方向では応力の伝播速度が最大および最小となっていることが分かる。また、 $t=2816\mu\text{s}$  では、図9(b)と比較して、図9(a)の方が幾何学的に複雑な応力分布を呈することがわかる。次に、破壊を考慮している図9(c)(d)を比較する。 $t=800\mu\text{s}$  において、すでに装薬孔近傍の亀裂パターンに差異が見られる。これは、異方性の考慮の有無により、5.で明らかにした応力分布に差異が生じることで、初期亀裂生成位置に違いが生じたことにより説明できる。また、 $t=2816\mu\text{s}$  では、 $t=800\mu\text{s}$  で見られた亀裂がさらに伸長し、図9(c)(d)における亀裂パターンの違いは、より顕著になっていることがわかる。以上より、岩盤の異方性を考慮すると、装薬孔近傍から生じる亀裂パターンに僅かな差異が生じ、最終的な亀裂進展パターンにおいてはより顕著な差異が生まれ得ることがわかる。そのため、異方性が顕著な岩盤を対象とする場合、岩盤を等方弾性体と仮定して破壊プロセス解析を行うことはあまり現実的とは言えず、異方性を考慮した解析の重要性が示唆される。

## 7. おわりに

本稿では、直交異方性を扱えるように拡張した DFPA 法を用いて、直交異方性を有する岩石の動的引張試験及び直交異方性を有する岩盤を対象とした単一の円柱装薬孔による発破を模擬した動的破壊プロセス解析を行った。その結果、供試体寸法が比較的小さい場合には、異方性の考慮の有無に関わらず、差異はわずかであった。一方で、対象とする岩盤の寸法が比較的大きい場合には、異方性を考慮することで、亀裂生成初期段階ではわずかな差異を示した一方で、最終的にはそれらの差異が累積し、最終亀裂パターンに大きな差異が見られた。なお、本項では Weibull 分布を用いて各 TET4 境界における強度を与えていたため、強度の異方性を考慮していないが、強度の異方性を考慮することにより、より現実的な解析が可能になると考えられる。このためには、花崗岩の直交異方軸それぞれに関して 5・1 および 5・2 で実施したような動的引張試験を多数実施し、動的引張強度の異方性に関するデータを得ることが今後の課題となる。ただし、強度の異方性が考慮されていない本稿の解析ですら、対象とする岩盤のスケールがある程度大きくなる場合、顕著な直交異方性の影響が確認できたことは注目しに値すると考えられる。

## 参考文献

- 1)金子ら: 火薬学会、**58**(1997)、91-99.
- 2)Cho et al.: Int. J. Rock Mech. Min. Sci., **40**(2003)、763-777.
- 3)Kubota et al.: Int. J. Rock Mech. Min. Sci., **45**(2008)、397-406.
- 4)二瓶ら: 第 14 回岩の力学国内シンポジウム(2017)、32.
- 5)二瓶ら: 資源・素材学会北海道支部大会(2016)、C-5.
- 6)工藤・佐野: 地質ニュース、**470**(1993)、36-45.
- 7)Zhang et al.: Int. J. Numer. Meth. Eng., **72**(2007)、893-923.
- 8)Pandolfi and Ortiz: Eng. Comput., **18**(2002)、148-159.
- 9)Munjiza: *The combined Finite-Discrete Element Method*, (WILEY, 2004).
- 10)Nara and Kaneko: Int. J. Rock Mech. Min. Sci., **43**(2006)、437-453.
- 11)Birch: J. Geophys. Res., **65**(1960)、1083-1102.
- 12)Iqbal and Mohanty: Rock Mech. Rock Eng., **40**(2007)、453-475.
- 13)Dai and Xia: the 3rd CANUS Rock Mechanics Symposium (2009)、4012.
- 14)Oh et al.: YSRM 2017 & NDRMGE 2017 (2017)、YSRM-17-A848.
- 15)Mahabadi et al.: Rock Mech. Rock Eng., **43**(2010)、707-716.
- 16)Nasseri and Mohanty: Int. J. Rock Mech. Min. Sci., **45**(2008)、167-193.
- 17)Sato and Hashida: Pure Appl. Geophys., **163** (2006)、1073-1089.
- 18)Li et al.: J. Cent. South Univ. Technol., **15** (2008)、218-223.
- 19)Cho et al.: Rock Mech. Rock Eng., **49** (2016)、3841-3853.
- 20)Jung et al.: TUNNEL & UNDERGROUND SPACE, **24**(2014)、67-80.
- 21)Byerlee: Pure Appl. Geophys., **116**(1978)、615-626.
- 22)Cho et al.: Int. J. Rock Mech. Min. Sci., **41**(2004)、771-784.