HOKKAIDO UNIVERSITY

Title	Extrinsic Cohesive Zone Modelに基づくハイブリッドFEM-DEMを用いた岩石の3次元動的破壊過程解析法の開発に関する基礎的検討
Author(s)	福田, 大祐; 二瓶, 恵理菜; 趙, 祥鎬; 呉, 世旭; 奈良, 禎太; 児玉, 淳一; 藤井, 義明
Citation	材料, 69(3), 228-235 https://doi.org/10.2472/jsms.69.228
Issue Date	2020-03-20
Doc URL	http://hdl.handle.net/2115/77095
Rights	©公益社団法人日本材料学会; ©The Society of Materials Science, Japan
Type	article (author version)
File Information	JSMS_69(3)_228-235-AM.pdf

Instructions for use

Hokkaido University Collection of Scholarly and Academic Papers : HUSCAP

Extrinsic Cohesive Zone Model に基づくハイブリッド FEM-DEM を用いた岩石の 3 次元動的破壊過程解析法の開発に関する基礎的検討†

福田　大祐*　二瓶　恵理菜**　趙　祥鎬***　呉　世旭***
奈良　禎太****　児玉　淳一*****　藤井　義明*****

Development of a Numerical Simulator for 3-D Dynamic Fracture Process Analysis of Rocks Based on Hybrid FEM-DEM Using Extrinsic Cohesive Zone Model

by

Daisuke FUKUDA*, Erina NIHEI**, Sang-Ho CHO***, Sewook OH***,
Yoshitaka NARA****, Jun-ichi KODAMA***** and Yoshiaki FUJII*****

The combined finite-discrete element method (FDEM) has attracted significant attention for numerical simulations of complex fracture process of rock-like materials as one of the promising hybrid methods. The mainstream of FDEM simulators developed to date is based on the intrinsic cohesive zone model (ICZM) in which cohesive elements are inserted into all the boundaries of continuum solid elements at the onset of simulations and an artificial elastic behavior must be incorporated to model the intact deformation of rock-like materials. However, the effect of introduction of the artificial elastic behavior on the precision of intact stress wave propagation has not been discussed in previous literatures and this paper discusses this issue. As an alternative for the ICZM-based FDEM, we apply the FDEM based on the extrinsic cohesive zone model (ECZM). An advantage of the ECZM-based FDEM is presented through the 3-dimentional (3-D) numerical modelling of dynamic tension test. In addition, the effect of considering the anisotropy of wave propagation in granite, which has been neglected in all the previous works using FDEM, is investigated through the ECZM-based 3-D FDEM simulation of dynamic Brazilian test with a split Hopkinson pressure bar apparatus. Through the presented numerical simulations, it can be concluded that the ECZM-based FDEM may be an alternative for numerical simulations of complex dynamic fracture process of rock-like materials instead of the ICZM-based FDEM.

Key words:
Rock, Anisotropy, 3-D dynamic fracture process, Numerical simulation, Combined finite-discrete element method (FDEM), Extrinsic cohesive zone model

1　緒　　言

高速載荷に伴う岩質材料の動的破壊過程を合理的にシミュレートする目的から，多くの数値破壊プロセス解析法が提案されている[1]．しかしながら，依然として完全な解析法は存在せず，各解析法はそれぞれ固有の利点・欠点を有しており，最近では，複数の解析法を組み合わせたハイブリッド解析法の適用が注目されている[1]．Munjiza によって提案された Combined Finite-Discrete Element Method (FDEM)[2] は，有力なハイブリッド解析法の一つとして注目されており[1], FDEM を岩質材料の動的破壊解析に適用する試みが報告されている[3-6]．FDEM は，陽解法有限要素法(Finite Element Method，以下 FEM)の枠組みにおいて，岩質材料が呈する『(i)連続的な変形過程』,『(ii)連続体から不連続体への遷移過程（き裂の形成・進展過程）』および『(iii)新たに形成される巨視き裂を含む材料表面の複雑な接触過程』を，それぞれ『ソリッド有限要素の連続変形』,『ソリッド有限要素間に挿入した Cohesive 要素の開口・滑り』および『接触ポテンシャルに基づいた接触力モデル[2]』によりモデル化する．例えば，既往の研究[3-6]では，岩石の動的強度を評価するためにしばしば適用される Split Hopkinson Pressure Bar (SHPB)を用いた岩石の動的圧裂引張試験を対象とした 2 次元 FDEM や 3 次元 FDEM による解析事例が報告されている．その結果，岩石の破砕パターンや動的圧裂引張強度の載荷速度依存性といった実験的

†　原稿受理　令和元年　8月　6日　Received　Aug.6, 2019
©2020 The Society of Materials Science, Japan
*　正 会 員　北海道大学　工学研究院　〒060-8628 札幌市北区北13条西
Faculty of Eng., Hokkaido Univ., Kita-ku, Sapporo, 060-8628.
**　日鉄鉱業㈱ 尻屋鉱業所 〒035-0111　青森県下北郡東通村
Nittetsu Mining Co., Ltd., Shimokita-gun, Aomori 035-0111.
***　全北国立大学 資源・エネルギー学科 〒54896 全州市百濟大路567(韓国).
Dept. Mineral Resources & Energy Eng., Chonbuk National Univ., 567 Backjae daero, Jeonju-City, Chonbuk, 54896, South Korea
****正 会 員 京都大学 大学院工学研究科 〒615-8540 京都市西京区京都大学桂
Graduate School of Eng., Kyoto Univ., Nishikyo-ku, Kyoto 615-8540.
*****北海道大学　工学研究院　〒060-8628 札幌市北区北13条西
Faculty of Eng., Hokkaido Univ., Kita-ku, Sapporo, 060-8628.

に観察される挙動を FDEM により合理的に表現できる可能性が示されている．しかし，上述の報告例 [3)-6)]を含め，現在主流の FDEM は次章で詳述する Intrinsic Cohesive Zone Model[7)] (ICZM)をベースに開発されている．後述のように，ICZM では，Cohesive 要素に疑似的な弾性挙動の導入が不可欠となる．その結果，次章で詳細に説明するように，上記(i)に相当するインタクト時の岩質材料の応力波動伝ぱ過程の解析精度が劣化し得ることが懸念されるが，この点に関して既往研究では全く議論されていない．さらに，上記(i)に相当するインタクト時の岩質材料の応力波動伝ぱ過程に関して，代表的な岩石の一つである花崗岩には，一番割れやすい Rift 面，次に割れやすく Rift 面と直交する Grain 面，そしてこれらと直交する Hardway 面のように互いに直交する弱面が存在すると知られており [8)]，この結果，花崗岩は弾性波速度等において顕著な異方性を示す．しかし，既往の FDEM による岩石の動的試験を模擬した数値解析 [3)-6)]では，花崗岩が解析対象であったにも関わらず，花崗岩が示す弾性波速度等の異方性については何ら考慮されていなかった．

以上の背景から，本論文では ICZM の代替手法として，後述の Extrinsic Cohesive Zone Model[7)] (ECZM) に基づいた FDEM 開発に関する基礎的な検討結果を報告する．まず，2 章では，ECZM に基づいた 3 次元 FDEM について紹介する．3 章では，同一の動的引張試験問題に対して ICZM および ECZM に基づいた 3 次元 FDEM 解析を実施し，ICZM の問題点と ECZM の利点を示す．4 章では，SHPB を用いた花崗岩の動的圧裂引張試験に対して，花崗岩の弾性波速度の異方性を考慮した ECZM ベースの 3 次元 FDEM 解析を実施し，異方性の考慮の有無が，得られる結果に与える影響について論じる．5 章では，3 章および 4 章の結果に基づいて，ICZM および ECZM ベースの FDEM について比較・考察する．6 章は本論文の結論である．

2　ECZMに基づいた3次元FDEMの概要

著者らが開発している ICZM ベースの FDEM シミュレータについては，既報 [9),10)]で詳細に述べられており，また，ICZM および ECZM ベースの FDEM は極めて類似しているため，以下では本論文の論点上重要な項目のみ説明する．なお，以下の説明において，特に断らない限りは，ICZM と ECZM における FDEM の取り扱いは同様である．

3 次元 FDEM では，Fig.1 に示す 4 節点四面体要素（TET4）の動弾性変形により，高速載荷に伴って岩石内に生じる連続的な応力波伝ぱ過程を表現する [9),10)]．各 TET4 の入力パラメータは，弾性定数テンソルと密度である．

次に，FDEM におけるき裂の生成・進展過程については，初期厚み零の 6 節点 Cohesive 要素（CE6）を TET4 間に後述する方法で挿入し，各 CE6 を構成する 2 面の相対的な開併合・滑りにより表現する（Fig.1）．その際，Combined single and smeared crack[11)]の概念に基づいた Cohesive zone model(CZM)に従い，CE6 の開併合量・滑り量に応じて，CE6 面に対してそれぞれ垂直方向および平行方向の結合力 σ^{coh} と τ^{coh} を算定する．σ^{coh} および τ^{coh} は，それぞれ引張軟化則およびモール・クーロンのせん断強度モデルに基づいた滑り軟化則によりモデル化している [9), 10)]．なお，CE6 の開口および滑りが同時に生じる所謂 Mode I-II の混合モードが生じる場合，既報の手順 [9),10)]に従いモデル化している．また，CE6 内では (σ^{coh}，τ^{coh})が空間的に急激に変化するため，7 点のガウス積分を用いて，各ガウス点における(σ^{coh}，τ^{coh})を求め，これらに等価な節点力に換算する．ここで，CE6 の挿入のタイミングとしては，ICZM および ECZM の 2 通りの考え方が挙げられる [7)]．以下では，一つの CE6 の引張軟化則モデルを例として，ICZM および ECZM の違いを Fig.2 を用いて説明する．Fig.2 において，横軸 o は CE6 を構成する 2 面間の開口量，即ち微視き裂の開口量(開口：正)であり，縦軸は CE6 の開口を妨げるように CE6 面に対して垂直に作用する粘着力 σ^{coh} (引張：正)である．ICZM では，解析開始前にすべての TET4 間に CE6 を挿入する．よって，CE6 に対して Fig.2(a)に示すような疑似的な弾性挙動($0 \leqq o \leqq o_p$ の部分)を与えなければ，インタクト時の岩質材料の弾性波動伝ぱを全く表現できない．ここで，o_p は CE6 を構成する辺の最小値 h，ペナルティ係数 P_{coh} および微視的引張強度 T_s を用いて，$o_p = 2hT_s/P_{coh}$ で与えられる [9)-11)]．本来 CZM に基づいた CE6 は，Fig.2(b)のようにポストピークの軟化挙動をモデル化するために導入されるため，$P_{coh} \to \infty$（$o_p \to 0$）が求められる [11)]．しかし，陽解法を用いる FDEM では，$P_{coh} \to \infty$ の条件では安定的な解が得られる時間刻み幅 Δt が無限小となることを意味し，解析不能となる．そのため，有限な P_{coh} を用いる必要があり，ICZM 解析からシミュレートされる弾性波速度は，TET4 に与えた密度・弾性率に相当する弾性波速度に対して過小評価される．よって，既

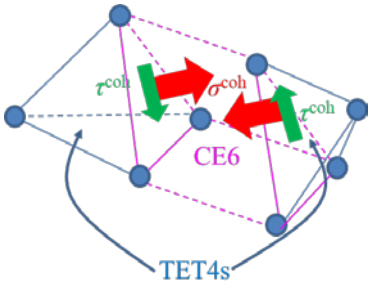


Fig. 1　Schematic illustration of a CE6 connecting two TET4s by normal and shear cohesive tractions (σ^{coh}, τ^{coh}).

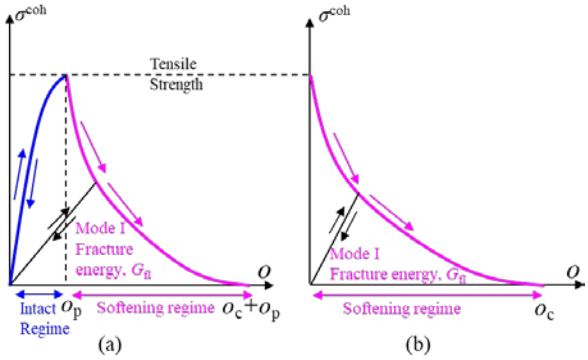


Fig. 2　The difference between (a)ICZM and (b)ECZM in the case of opening mode in a CE6.

往の FDEM(ICZM)を用いた多くの研究では，現実的な解析時間で解析を行うための妥協策として，通常，ソリッド有限要素（2 次元:3 角形要素，3 次元:TET4）に与えたヤング率 E の 1～10 倍程度の値が使用されているようである[3),12)]．しかし，こうした P_{coh} の設定法は，準静的載荷問題に基づいて提案されたものであり，応力波動伝ぱが重要となる動的載荷問題において，P_{coh} の設定値がインタクトな応力波伝ぱに与える影響は既往の研究では全く議論されておらず，次章ではこの点を論じる．

一方，ECZM の場合，解析開始前の段階では CE6 は挿入しない．具体的には，各時間ステップにおいて各 TET4 境界面に作用する垂直応力およびせん断応力を算定し，これらの応力成分が，その境界に与えた引張強度或いはモール・クーロンモデルに基づいたせん断強度に達した場合に限って，該当する TET4 間に CE6 を挿入する．この場合，要素-節点コネクティビティを修正する煩雑な処理が必要となる．本研究では，10 節点四面体要素間に 12 節点 Cohesive 要素を挿入するために提案されたアダプティブ Remeshing アルゴリズム[13)]を，TET4 間に CE6 を挿入できるように修正・実装した．具体的には，Fig.3 に示すように，節点分離に基づき CE6 の挿入箇所に応じてアダプティブに Remeshing を行う．Fig.3 (a)～(c)はそれぞれ，分離節点がモデル内部，モデルの外表面上，モデル外縁上に存在する場合に相当する．Fig.3 (d)は，Fig.3 (c)の特別な場合であり，3 つのモデル外縁上で節点が分離する場合に相当する．本 Remeshing アルゴリズムを採用することで，ICZM で必要であった疑似的な弾性挙動（Fig. 2(a)）を考慮する必要が無くなり，CZM 本来の目的であるポストピークの軟化過程のみを表現できる（Fig. 2(b)）．この場合，CE6 挿入前の段階では，連続体要素のみを用いた大変位・大回転を考慮可能な動弾性 FEM 解析[9),10)]と等価であり，インタクト時の岩質材料の応力伝ぱ過程を ICZM と比較して高精度に解析可能となる．FDEM(ECZM および ICZM)における各 CE6 の入力パラメータは，微視的引張強度，微視的粘着力，微視的内部摩擦角，Mode I および Mode II の破壊エネルギーとなる．これらマイクロパラメータは実験的に直接評価することは通常困難であり，Tatone et al.[12)]等の手順に従って岩石力学実験等から巨視的に観察される挙動を基にしてキャリブレーションにより決定する．FDEM(ICZM)の場合，これらに加えて P_{coh} を与える必要がある．なお，インタクト時の岩石内の応力波動伝ぱにおいては，$P_{coh}\to\infty$の場合における ICZM の結果は，ECZM の結果，即ち，通常の動弾性 FEM 解析から得られる結果に収束する必要がある．ゆえに，ECZM を用いた場合のインタクト時の岩石内の応力波動伝ぱ解析の精度は，ICZM の精度よりも一般的に高精度となる．

最後に，固体材料表面間や結合力を失った CE6 表面（巨視き裂表面）間に作用する接触力・摩擦力を考慮するために，FDEM では，Munjiza によって提案されたコンタクトポテンシャルに基づくペナルティ法[2)]を用いる．本手法では，複数の TET4 から成る接触状態にある離散体のうちの

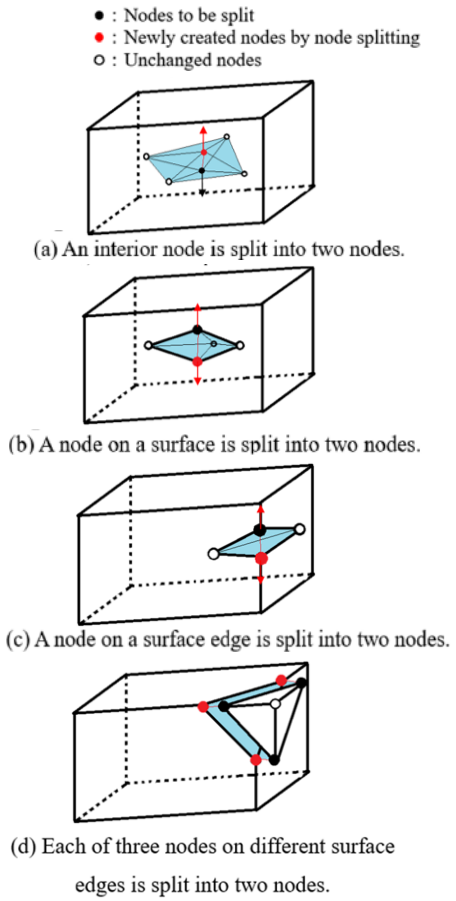


Fig. 3　Adaptive remeshing scheme by node splitting technique implemented for 3D FDEM(ECZM).

一方を Contactor，もう一方を Target と見なし，Contactor と Target の間に作用する接触反力を，オーバーラップしている Contactor 内の TET4 と Target 内の TET4 との間に作用する接触反力の総和として求める．この際，オーバーラップしている TET4 カップルごとにオーバーラップ形状を厳密に評価し[2)]，接触反力をオーバーラップ面積に比例した力として計算する（比例定数 P_{DEM}）．そして，この接触力を接触面に対して垂直方向に作用させる．さらに，クーロンの摩擦則を用いて，Contactor TET4 と Target TET4 との間の接触に伴う摩擦力も考慮している[9),10)]．接触候補となる TET4 カップルの検出については，計算量オーダー $O(N)$ (注 : N は接触判定に供する TET4 の総数)で効率的な接触判定を実現可能な Non-Binary-Search (NBS)法[2)]を用いた．接触計算の入力パラメータは P_{DEM} と摩擦係数である．

以上の過程から得られる各種の力に等価な節点力を求め，陽解法（中央差分法）により各節点加速度・速度・位置を更新する[9),10)]．当然，時間刻み Δt はクーラン条件を満たすように十分小さな値を用いる必要がある．本研究では，以上の 3 次元 FDEM(ICZM)および FDEM (ECZM) を Fortran により実装して用いた．

3　ICZM・ECZM に基づいた 3 次元 FDEM の比較

本章では，3 次元の FDEM(ICZM および ECZM)を用いて同一の岩石の動的引張破壊試験問題を対象とした数値破壊過程解析を実施し，解析結果の違いを考察する．

3・1　動的破壊試験および数値モデルの概要

ここでは，試験片長さが動的圧裂引張試験[14]や動的圧縮試験[14]よりも長く，インタクト時の岩石の応力波動伝ぱが重要な役割を担う Hopkinson 効果[15]によるはく離現象を用いた動的引張試験（以下，Spalling 試験）を対象とする．対象とした岩石は韓国産の Geochang 花崗岩である．今回実施した Spalling 試験（Fig. 4）では，ガス銃により加速した Striker bar を Incident Bar(IB)に衝突させて，IB の軸方向に対してほぼ 1 次元的に伝ぱする平面圧縮応力波 σ_{inci} を生じさせる．この σ_{inci} が IB の他端に接している直径 38mm・長さ 180mm の円柱状岩石供試体との境界面で一部が引張応力波 σ_{refl} として反射し，残りが圧縮応力波 σ_{tans} として岩石内へ透過する．この σ_{tans} が供試体の自由端で引張応力波として反射する結果として，自由端から一定程度離れた地点において，はく離による破断面が供試体軸方向に対して垂直に生じる．この様子を高速度カメラで撮影した様子も Fig.4 中に示した．なお，Fig.4 に示した本試験後の岩石供試体の写真からは 2 つの巨視破断面の形成が確認できるが，高速度カメラ観察によると，試験中最初に形成された巨視破断面（以下，初期破断面）はこれら 2 つの巨視破断面のうち左側の破断面であり，右側の破断面は少なくとも観察域・観察時間内では確認できず，初期破断面より遅れて形成されたものである．また，本 Spalling 試験では，レーザー変位計による供試体自由端(x=180mm)の変位速度の経時変化（後出の Fig.7(a)）も併せて計測した．そこで，これら実験・観察結果も考慮して FDEM（ICZM および ECZM）の結果を比較する．

3 次元 FDEM 解析に用いた数値岩石モデルを Fig. 5 に示す．FDEM では詳細な接触過程を表現することが原理的に可能[2]である一方で，莫大な計算量[9),10]が必要となり，かつ，本論文では ICZM と ECZM の結果の比較に焦点を当てるため，ここでは Striker bar や IB を直接モデル化しない方法を採用した．具体的には，本 Spalling 試験中において，IB と岩石供試体は密に接触するため，近似的に異種媒質境界間の応力波伝ぱ理論を用いて表現できると考えた．この場合，IB を伝ぱする入射応力 σ_{inci} と岩石供試体を伝ぱする透過応力 σ_{tans} の比は，次式で与えられる[15]．

$$\frac{\sigma_{trans}}{\sigma_{inci}} = \frac{2\rho_1 C_1 A_1}{\rho_0 C_0 A_0 + \rho_1 C_1 A_1} \tag{1}$$

ここで，A_0，ρ_0，C_0 はそれぞれ，IB の断面積，密度，縦波速度であり，A_1，ρ_1，C_1 は，それぞれ岩石供試体の断面積，密度，縦波速度である．本実験条件では，(1)式の右辺値は 0.40 であった．そこで，IB に設置したひずみゲージ（Fig. 4）によって計測された軸ひずみ波形に IB のヤング率を掛けて得られる軸応力波形 σ_{inci} を求め，これを(1)式に代入することで σ_{tans} の時間に関する波形を算出した．そして，σ_{tans} の波形に等価な圧力波形 $P(t)$を Fig.5 のように数値岩石モデルの IB 側端面(x=0)に作用させることで IB が岩石と接触する過程を簡易的にモデル化した．本節では，ICZM と ECZM との比較に焦点を当てるため，花崗岩が有する異方性は考慮せず，インタクト時の岩石を均質な等方の弾性体と見なした．この際，室内試験を参考に，岩石のヤング率 E を 40.6GPa，密度を 2641.0kg/m^3，ポアソン比を 0.2 とした．また，実験的に観察される準静的載荷時の Geochang 花崗岩の力学特性および Tatone et al.[12]の手順を参考に，微視的引張強度を 15MPa，微視的粘着力を 36.7MPa，微視的内部摩擦角を 50°，Mode I および II の破壊エネルギーを共に 400J/m^2 とした．さらに，ICZM では，上述した P_{coh} が必要となることから，既往の研究[3)-6),9)-12]も参考にして，P_{coh} を上記岩石のヤング率 E の 1，5，10 および 50 倍の場合ケースを考えた．なお，本章で実施するすべての解析では，時間刻み幅 Δt=10ns を用いた．この Δt 値は，ECZM による解析が安定的に実施できるおよその最大値に相当し，また，ICZM による解析の場合，$P_{coh} \leqq 50E$ の条件に限って安定的な解析結果が得られる条件に相当する．即ち，例えば，P_{coh}=100E や 200E の条件で ICZM による解析を実施する場合は，安定的な解析結果を得るためには Δt を 10ns よりも小さな値にする必要がある．

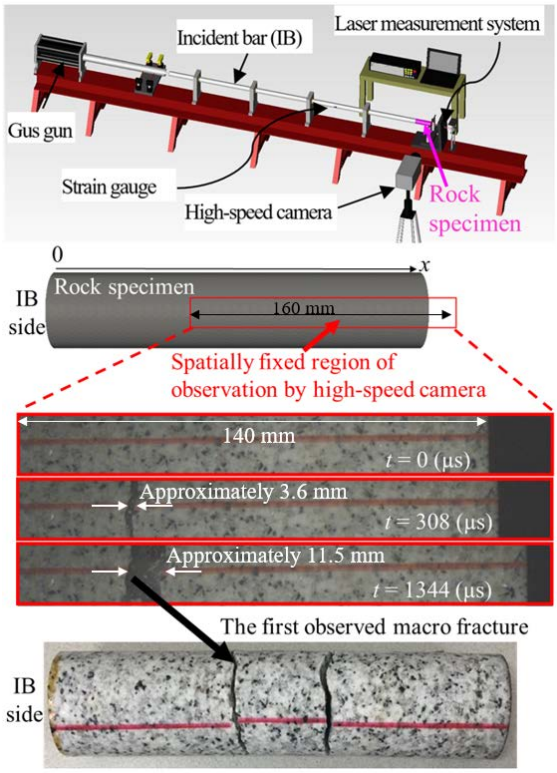


Fig. 4　Overview of spalling test including high-speed camera images and a photo of fractured specimen.

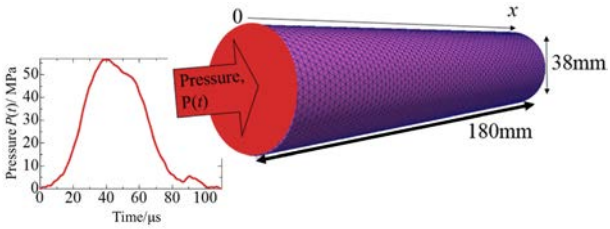


Fig. 5　Numerical model and boundary condition for 3-D FDEM simulation of dynamic spalling test.

3・2　解析結果および考察

まず，FDEM(ICZM および ECZM)を用いた場合において，インタクトな岩石の応力波動伝ぱの違いを示すために，圧力載荷開始後 t=20μs における応力 σ_{xx} の x 軸方向伝ぱの様子を Fig.6 に示す．なお Fig.6 と後出の Fig.11 では，圧縮および引張応力はそれぞれ寒色系と暖色系で示している．Fig.6 では，岩石供試体の載荷面(x=0)近傍のみを示しているが，どのケースでも載荷面から一定程度の距離だけ圧縮応力波が伝ぱしていることがわかる．ECZM の場合，この段階では CE6 は全く挿入されておらず，本結果は E=40.6GPa，ポアソン比が 0.2 の動弾性 FEM 解析と等価であり，今回考慮したケースの中では最も精度が高い．これに対して，ICZM(P_{coh}=E)の結果では，ECZM の場合と比較して，波動伝ぱ距離が大略 50%ほど短くなっており，入力した弾性定数に対して，弾性波速度が過小評価されている．これは，P_{coh} が十分大きくないために，CE6 の疑似弾性挙動(Fig.2(a)の $0 \leqq o \leqq o_p$ の部分)の影響が顕著となり，岩石全体の見かけのコンプライアンスが増加したことに起因する．さらに，応力波フロントに着目すると，ECZM の場合と比較して，極めて大きな乱れを呈していることもわかる．なお，ICZM において P_{coh} を増大させると，応力波伝ぱ速度および応力波フロントの形状は ECZM の場合に近づいていくこともわかる．他方で，ICZM を用いたインタクト時の岩石内の弾性応力波動伝ぱ解析において ECZM と同じ Δt=10ns を用いる場合，安定的な解析結果が得られる P_{coh} のおよその最大値である 50E に設定したとしても，応力波フロントは通常の動弾性 FEM 解析に相当する ECZM とは一致していない．よって，ICZM の結果を ECZM に近づけるためには，P_{coh} 値をさらに大きくし，かつ，より小さな Δt 値を用いる必要があるが，そのためには ECZM と比べて解析時間が長大化する．3 次元 FDEM 解析では多大な計算量が必要になるため [10]，ICZM よりも計算時間を短縮した上で通常の動弾性 FEM 解析の精度でインタクト時の応力波動伝ぱ解析を実施できる点は FDEM（ECZM）の優位性であると言える．

レーザー変位計および 3 次元 FDEM から得られた岩石供試体の自由端変位速度の経時変化を Fig.7(a)に示す．さらに，実験および 3 次元 FDEM から得られた破断面形状を Fig.7(b)に示す．なお，Fig. 7 (b)中の赤丸で囲った巨視破断面は，高速度カメラおよび FDEM 解析から判断された上述の初期破断面に相当する．この結果から，ECZM については，自由端変位速度，破壊パターンおよび初期破断面位置について，実験結果を良好にシミュレートできていると考えられる．他方，ICZM(P_{coh} =E)の場合，圧力載荷開始後，応力波が自由端に到達するまでの時間（Fig.6(a)における波の立ち上がり開始時刻）が無視できないほど遅れるだけでなく，自由端変位速度のピーク値や初期破断面形成位置が実験結果と大きく乖離している．同様に P_{coh} =5E～10E の場合についても，Fig.6～7 の結果を考慮すると，応力波動がフロントも含めて乱れており，また，自由端変位速度や初期破断面形成位置の観点からも実験結果，さらには ECZM の結果とも無視できない差を呈している．他方で，P_{coh} =50E の場合は，応力波動の乱れも低減し，自由端速度や初期破断面形成位置は，FDEM(ECZM)および実験の結果と近くなる傾向が見て取れる．

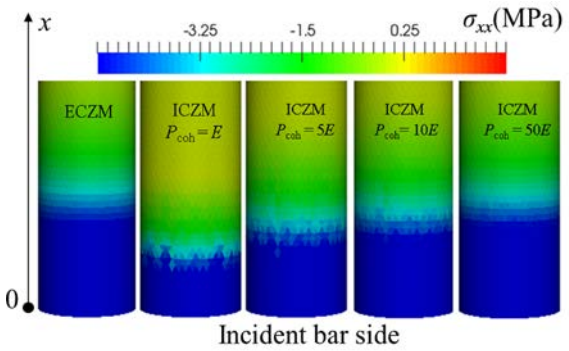
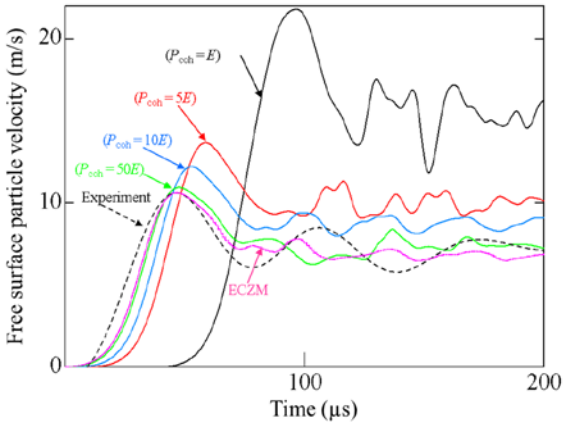
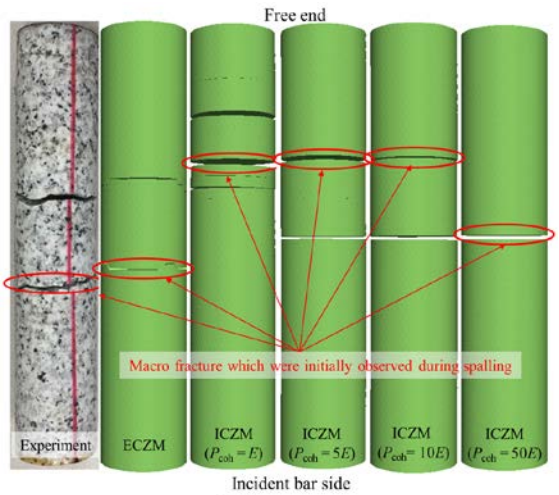


Fig. 6　Comparison of intact stress wave propagation obtained by 3-D FDEM based on ICZM and ECZM at t = 20 μs.



(a) Time-history of free surface particle velocity



(b) Fracture pattern

Fig. 7　Comparison between the experimental results and those obtained from 3-D FDEM based on ICZM and ECZM.

4　花崗岩の異方性を考慮した3次元FDEM(ECZM)

本章では，既往のFDEMを用いた研究[3)-6)]では考慮されていない花崗岩が示す異方性がFDEM解析結果に与える影響を論じる．以下では3次元FDEM(ECZM)のみを用い，花崗岩を直交異方弾性体としてモデル化する．このため，TET4の弾性体構成則における弾性定数テンソルの適切

な設定が必要である．本研究では，New Self Consistent Scheme(NSCS)[16]を採用した．NSCSでは，岩石の弾性異方性（直交異方性）が先在き裂[17]の形状と配向性に起因すると仮定する．具体的には，互いに直交する 2 方向のき裂群と，方位分布が一様なき裂群が混在する場合を仮定し，対象とする弾性体に円盤形状でモデル化したき裂の1つが加わることで生じるスティフネスの変化量を積算し，有効弾性定数テンソルを反復計算により求める[16]．なお，以上は弾性異方性の議論であるが，FDEM(ECZM)では各TET4間の境界面に与える微視的強度特性についても異方性を考慮することは可能である．ただし，本稿で対象とするような高載荷速度域においては，花崗岩であっても，その破壊じん性には異方性がほとんど見られなくなるという報告[18]もある．微視的強度特性の異方性のモデル化・検証を行うには，今後より多くの実験的検討を積み重ねる必要があるといえる．よって本章では，弾性異方性（直交異方性）のみを考慮したFDEM(ECZM)を実施する．

4・1　動的破壊試験および数値モデルの概要

ここでは，既往の FDEM 解析が適用された研究との比較目的も含めて，既報[3]で報告された SHPB を用いた Barre 花崗岩の動的圧裂引張試験を解析対象とする．本試験においても，前節における Spalling 試験の場合において用いたガス銃，Striker bar および IB の使用法は同様であり，これに加えて SHPB では Transmission bar(TB)を用い，IB と TB の間に圧裂引張試験用の円柱状岩石供試体を設置して，IB と TB を用いて動的圧裂試験を実施する[3),14]．

3 次元 FDEM(ECZM)解析に用いた SHPB を用いた Barre 花崗岩の動的圧裂引張試験を想定した数値モデルを Fig. 8 に示す．一般に花崗岩では，高い静水圧下では先在微視き裂が閉塞することで，その異方性が小さくなり，先在微視き裂が完全に閉塞すると異方性はほとんど認められなくなることが知られている[16]．そこで，Barre 花崗岩の有効弾性定数テンソルは，き裂を含まない均質かつ等方的な弾性体（ヤング率 80GPa，ポアソン比 0.25）に対して微視き裂を分布させることを仮定する NSCS を用いて計算した．以下では，花崗岩の異方性を決定づける 3 つの面である Hardway 面，Grain 面，Rift 面に垂直な方向をそれぞれ 1 軸，2 軸，3 軸と呼ぶ．Barre 花崗岩の 1～3 軸方向の P 波速度はそれぞれ 4.63km/s，3.94km/s，3.67km/s である[19]．この場合，Table 1 に示す有効弾性定数テンソルが NSCS により求まる．

以下の検証では，既報[3]と同様に IB と TB の端部近傍のみを剛体円盤としてモデル化し，IB および TB のそれぞれに実験的に評価された変位速度波形 V1(t)および V2(t)（既報[3]中 Fig. 8 a）を与えて解析を行った．IB・TB の載荷方向は，実験条件と合わせるために Fig. 8 中に示すように 3 軸方向から行った．以下，本ケースを BD-Ani と呼ぶ．比較のために，等方弾性を仮定して，ポアソン比を ν=0.16 の条件[3]で，BD-Ani の 3 軸方向と同じ縦波速度となるようにヤング率を設定した場合（以下，本ケースを

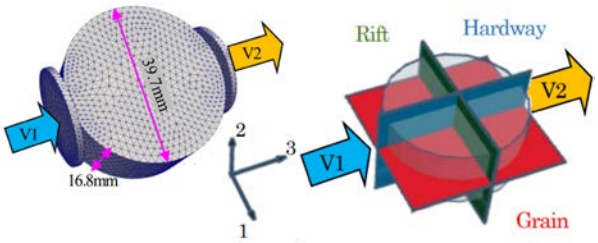


Fig. 8　Numerical model for SHPB-based dynamic Brazilian test.

BD-Iso と呼ぶ）の解析も実施した．解析に用いたパラメータについては，弾性定数テンソルを除き，BD-Ani および BD-Iso の場合に対して，既往の研究[3]で用いられたものと同一の条件を用いた．

Table 1　Effective elasticity tensor estimated for Barre granite.

Effective elastic tensor C^*_{ijkl}						Barre granite					
C^*_{1111}	C^*_{1112}	C^*_{1113}	C^*_{1122}	C^*_{1123}	C^*_{1133}	54.7	8.08	7.13	0	0	0
C^*_{1112}	C^*_{1212}	C^*_{1213}	C^*_{1222}	C^*_{1223}	C^*_{1233}	8.08	40.7	5.54	0	0	0
C^*_{1113}	C^*_{1213}	C^*_{1313}	C^*_{1322}	C^*_{1323}	C^*_{1333}	7.13	5.54	35.2	0	0	0
C^*_{1122}	C^*_{1222}	C^*_{1322}	C^*_{2222}	C^*_{2223}	C^*_{2233}	0	0	0	19.2	0	0
C^*_{1123}	C^*_{1223}	C^*_{1323}	C^*_{2223}	C^*_{2233}	C^*_{2333}	0	0	0	0	15.5	0
C^*_{1133}	C^*_{1233}	C^*_{1333}	C^*_{2233}	C^*_{2333}	C^*_{3333}	0	0	0	0	0	17.9

4・2　解析結果および考察

BD-Ani および BD-Iso の 2 ケースについて，FDEM と実験[3]から得られた動的圧裂引張応力の経時変化および圧裂引張応力が最大値となってから 58μs 後の破断面形状をそれぞれ Fig.9・10 に示す．BD-Ani の場合，岩石は Table 1 より，それぞれ 3 軸および 1 軸方向の載荷に対して最も低い剛性および高い剛性を示す．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弾性を仮定して弾性定数テンソルを設定しており，3 軸方向の載荷に対しては BD-Ani とほぼ同じ剛性を示すが，1 軸と 2 軸方向の載荷に対しては見かけ上 BD-Ani よりも低い剛性を示す．

まず，Fig.9 より，動的圧裂引張応力の最大値（動的圧裂引張強度)については，BD-Ani の場合よりも，BD-Iso の方がわずかに高い値を示すが，2 ケースともに実験結果と良い対応を示している．また，Fig. 10 のき裂パターンについて BD-Ani と BD-Iso の結果を比較すると，供試体中央部に見られる引張き裂のパターンおよび IB・TB 近傍で多少の圧砕が生じる傾向の違いは僅かであると言える．ただし，BD-Iso では，載荷部からいくらか離れた図中破線で囲った外側境界部において，BD-Ani では見られなかった巨視き裂がわずかに見られる．ただし，この巨視き裂は，動的圧裂引張試験でしばしば観察されることがあり[3]，BD-Iso の破断面形状も非合理な結果とは言い切れない．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，2 軸に垂直かつ岩石供試体の中心を通る面の Cauchy 応力 σ_{11} の空間分布を Fig.11 に示す．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=68μs の様子である．Fig.11 より，2 ケース共に σ_{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 BD-Ani の場合の方

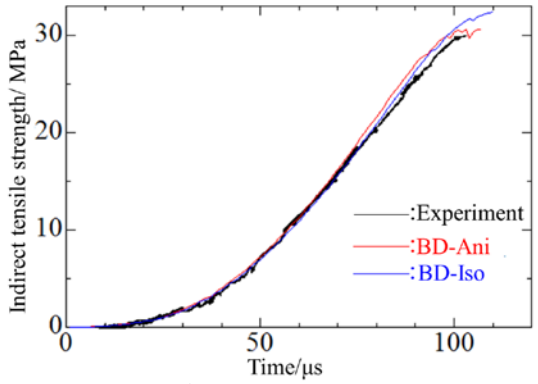


Fig. 9　Time-history of dynamic indirect tensile stress. Note that the experimental data is taken from Fig. 9 in the reference[3].

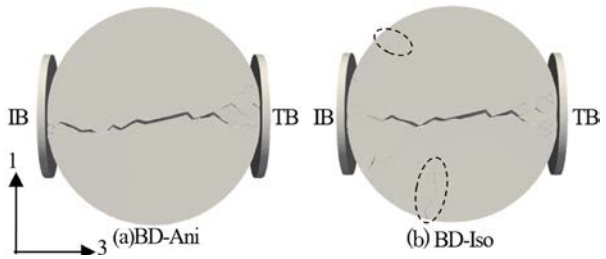


Fig. 10　Resultant fracture patterns on the surface.

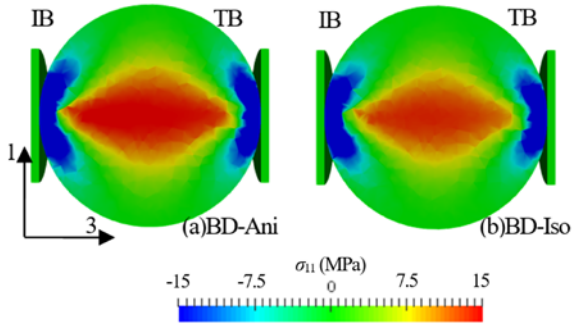


Fig. 11　Spacial distributions of σ_{11} on the clipped plane.

が BD-Iso の場合と比較して供試体中央において高い引張応力レベルを示す．この差異によって，BD-Ani の場合の方がき裂が生成・進展し易くなり，その結果として BD-Ani の方が僅かに低い動的圧裂引張強度を示したと考えられる．ただし，弾性異方性（直交異方性）の考慮の有無に依らず，ここで対象とした岩石のスケールの場合，引張応力の経時変化とき裂パターンには顕著な差異は無く，弾性定数テンソル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ことも示唆される．

5　考　　察

以上の結果を基に，本章では，FDEM (ICZM)と FDEM (ECZM)の利点・欠点について考察する．上述したように，既往の FDEM の開発・適用に関する研究 [2)-6), 9)-12)]では FDEM (ICZM)が主流となっており，また，これは 2 次元・3 次元問題に依らない．しかし，ICZM の場合，3 章でも示されたように，CE6 のペナルティ係数 P_{coh} を大きくとらなければインタクト時の岩質材料の応力波動伝ぱ解析の精度劣化が問題となる．P_{coh} を大きく設定することで，本問題は解決し得ることも 3 章で示されたが，ICZM では全 TET4 間に CE6 が挿入されており，P_{coh} の増大により解析を不安定化させるような高周波ノイズが生成されやすくなり，実際に解析が不安定化し易くなる [10)]．故に，FDEM(ICZM)の場合，通常の陽解法ベースの動弾性 FEM が従うべきクーラン条件と比較して，問題に依存して試行錯誤的に時間刻み幅 Δt を小さくする必要が生じるとともに，高周波ノイズの生成を抑えるために，人工的な粘性を導入しなければならない場合も生じ得る．なお，ここで述べている FDEM(ICZM)の性質は，例えば，Coupled Finite-Discrete Element Method (Coupled FEM-DEM) [1)]のように，解析開始時において連続体間に弾性バネを導入して，1 章で述べた(i)~(iii)の過程を表現する手法全般にも当てはまると考えられる．即ち，FDEM(ICZM)や Coupled FEM-DEM では，解析時間を短くする目的で CE6 の P_{coh} や連続体間を繋ぐバネの剛性を小さな値に設定すると，入力した弾性定数に相当するインタクト時の岩質材料の応力波動伝ぱとは著しく乖離した挙動を呈し得る．この観点から，FDEM(ICZM)や Coupled FEM-DEM 等の手法を用いて岩質材料の動的破壊シミュレーションを行う場合，インタクト時の岩質材料の応力波動伝ぱの慎重なキャリブレーションが必要になるが，既往の研究 [3),6)]では，岩石内の応力伝ぱに関する解析が示されていない．

他方，FDEM(ECZM)では，軟化挙動のみを担う CE6（Fig.2(b)）の導入によって，FDEM(ICZM)で問題となった CE6 の擬似弾性挙動を導入する必要は無く，CE6 挿入前段階の解析精度は動弾性 FEM 解析そのものとなる．これは本論文において最も重要な論点である．動的破壊過程解析において，インタクトな材料での応力波動伝ぱは，その後の微視き裂の生成・進展に繋がる最も重要な過程である．CE6 は本来 CZM の観点からポストピーク後の挙動をモデル化するための要素であり，ICZM における擬似的な弾性挙動が解析に与える影響は最小化されなければならない [10)]．この点で CE6 は，節理等の物理的な不連続面をモデル化するためのジョイント要素とは明確に区別されるべきものである．例えば，P_{coh} が適切に設定されていない CE6 とジョイント要素とを混在させてしまうと，CE6 部が解析精度を劣化させることに起因して，ジョイント要素の挙動にも悪影響を与えてしまい得るが，ECZM ではこうした問題は生じない．

ただし，ECZM には大きな欠点も存在する．それは Remeshing 計算が極めて煩雑であるために，特に大規模並列化を行うことは煩雑・非効率的になるという点であり，これが今後 FDEM(ECZM)の大規模岩盤の動的破壊解析への適用を考える上での最も重要な課題と言える．他方で，ICZM には，並列計算の導入およびその実装が比較的容易であるという利点がある [9),10)]．この観点からは，P_{coh} を適切に十分大きく設定し，解析の不安定化を注意深くモニターする場合に限り，FDEM(ICZM)についても，依然として有用であると考えられる．

6　結　　言

3 次元 FDEM(ECZM)の開発に関する基礎的な検討結果について報告した．その結果，現在主流となっている FDEM(ICZM）と比較して，FDEM(ECZM）を用いることで，インタクトな岩質材料の応力波動伝ぱをより高精度に解析可能であることを示すとともに，FDEM(ICZM)の欠点および注意点について定性的かつ定量的に明らかにした. 特に, 同等の時間刻み幅で解析を行う場合, Cohesive 要素(CE6)の疑似的な弾性挙動をコントロールするためのペナルティ係数 P_{coh} の考慮が必要な ICZM 解析では，ECZM によるインタクト時の岩石の応力波動伝搬解析に比べて精度が劣化することや ICZM 解析の精度向上のためには，ECZM に比べて時間刻み幅を減少させなければならないことを示した. 以上より, FDEM(ECZM)により，FDEM の特徴である岩質材料の『連続変形』,『き裂形成・進展過程』および『材料表面の接触過程』および各過程に伴う大変位・大回転も考慮した破壊プロセス解析がより高精度に実現可能となり得ることを示した.

さらに，FDEM(ECZM）の利点を活かし，花崗岩の弾性波速度の異方性を考慮した 3 次元 FDEM 解析を実施したところ, 解析結果は既報 [3)]で報告されている実験結果と極めて良い対応を示した．また，弾性波速度の異方性を考慮する場合としない場合の結果を比較することで，解析結果およびき裂パターンに違いが生じることを示した．ただし，本論文では FDEM の入力パラメータである微視的強度の異方性を考慮できなかったため，こうした異方性を考慮することから，より合理的な解析を実現していく必要がある. そのためには, 花崗岩の異方性の主軸それぞれに関して動的引張試験やさらには動的破壊じん性試験を多数実施し, 動的強度・破壊じん性の異方性に関するデータを蓄積・分析することが今後の課題となる.

参　考　文　献

1) M. Mohammadnejad, H. Liu, A. Chan, S. Dehkhoda and D. Fukuda, “An overview on advances in computational fracture mechanics of rock”, Geosys. Eng, pp.1-24 (2018).
2) A. Munjiza, “The combined finite-discrete element method”, (2004) John Wiley & Sons.
3) O. K. Mahabadi, B. E. Cottrell and G. Grasselli, "An example of realistic modelling of rock dynamics problems: FEM/DEM simulation of dynamic Brazilian test on Barre granite”, Rock Mech. Rock Eng., Vol. 43, pp.707-716 (2010).
4) D. Osthus, H.C. Godinez, E. Rougier and G. Srinivasan, ”Calibrating the stress-time curve of a combined finite-discrete element method to a Split Hopkinson Pressure Bar experiment”, Int. J. Rock. Mech. Min. Sci., Vol. 106, pp.278-288 (2018).
5) H.C. Godinez Vazquez, E. Rougier, D.A. Osthus, Z. Lei, E.E. Knight and G. Srinivasan, ”Fourier amplitude sensitivity test applied to dynamic combined finite-discrete element methods–based simulations”, Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech., Vol. 43 (2019)
6) E. Rougier, E.E. Knight, S.T. Broome, A.J. Sussman and A. Munjiza, “Validation of a three-dimensional finite-discrete element method using experimental results of the split Hopkinson pressure bar test”, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 70, pp.101-108 (2014).
7) Z. Zhang, G. Paulino and W. Celes, “Extrinsic cohesive modelling of dynamic fracture and microbranching instability in brittle materials”, Int. J. Numer. Methods. Eng., Vol. 72, pp.893-923 (2007).
8) Y. Nara, H. Kato, T. Yoneda and K. Kaneko, "Determination of three-dimensional microcrack distribution and principal axes for granite using a polyhedral specimen", Int. J. Rock. Mech. Min. Sci., Vol. 48, pp.316-335 (2011).
9) D. Fukuda, M. Mohammadnejad, H.Y. Liu, S. Dehkhoda, A. Chan, S.H. Cho, G.J. Min, H. Han, J. Kodama and Y. Fujii, “Development of a GPGPU-parallelized hybrid finite-discrete element method for modelling rock fracture”, Int. J. Numer. Anal. Methods. Geomech, Vol. 43, pp.1797-1824 (2019).
10) D. Fukuda, M. Mohammadnejad, H.Y. Liu, Q.B. Zhang, J. Zhao, S. Dehkhoda, A. Chan, J. Kodama and Y. Fujii, “Development of a 3D hybrid finite-discrete element simulator based on GPGPU-parallelized computation for modelling rock fracturing under quasi-static and dynamic loading conditions”, Rock. Mech. Rock. Eng, DOI:10.1007/s00603-019-01960-z, pp. 1–34 (2019).
11) A. Munjiza, K.R.F Andrews and J.K. White, “Combined single and smeared crack model in combined finite-discrete element analysis“. Int. J. Numer. Methods. Eng. Vol.44, pp.41-57 (1999).
12) B.S.A. Tatone and G. Grasselli, “A calibration procedure for two-dimensional laboratory scale hybrid finite–discrete element simulations”, Int. J. Rock. Mech. Min. Sci., Vol. 75, pp.56-72 (2015).
13) A. Pandolfi and M. Ortiz, “An efficient adaptive procedure for three-dimensional fragmentation simulations”, Eng. Compt., Vol. 18, pp.148-159 (2002).
14) Q.B. Zhang and J. Zhao, “Determination of mechanical properties and full-field strain measurements of rock material under dynamic loads”, Int. J. Rock. Mech. Min. Sci., Vol. 60, pp. 423-439 (2013).
15) Zong-Xian Zhang, "Rock fracture and blasting theory and applications", (2016) Butterworth-Heinemann.
16) Y. Nara and K. Kaneko, “Sub-critical crack growth in anisotropic rock”, Int. J. Rock. Mech. Min. Sci., Vol.43, pp.437-453 (2006).
17) O. Sano, “Theoretical study of anisotropy of stress corrosion cracking in rocks by the double-torsion method”, Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.37, No.413, pp.159-165 (1988).
18) F. Dai and K.W. Xia, “Laboratory measurements of the rate dependence of the fracture toughness anisotropy of Barre granite”, Int. J. Rock. Mech. Min. Sci., Vol. 60, pp.57-65 (2013).
19) M.J. Iqbal and B. Mohanty, "Experimental calibration of ISRM suggested fracture toughness measurement techniques in selected brittle rocks", Rock Mech. Rock Eng., Vol.40, pp.453-475 (2007).