

2次元 DDA-VOF 法連成解析による土石流中の巨礫の衝撃力に関する検討

Study on The Impact Force of Boulder in A Debris Flow Using Coupled 2D DDA-VOF Analysis

上園浩志 Hiroshi UEZONO (広島大学大学院先進理工系科学研究科)
橋本涼太 Ryota HASHIMOTO (広島大学大学院先進理工系科学研究科)

近年、巨礫の影響を考慮した砂防施設の設計の重要性が高まっているが、土石流中の巨礫は、斜面との間の摩擦や土石流による流体力等と相互作用しながら流下する複雑な力学挙動を示すため、その衝撃力評価手法は確立されていない。本研究では、土石流と巨礫が力学的に相互作用する現象を解析するため、2次元固体-流体連成解析手法を開発した。そして、同手法により傾斜水路での礫の流出解析を行い礫の衝撃力特性を検討し、土石流が砂防堰堤に捕捉されると、巨礫の流下速度を減衰させる緩衝材となり、結果として礫による衝撃力が低減されることが示唆された。

キーワード：DDA, VOF 法, 土石流, 巨礫

(IGC : E-13)

1. はじめに

平成30年7月豪雨では全国的に広い範囲で記録的な雨が降り、特に長時間の降水量は多くの観測地点で観測史上1位を記録した。この豪雨により、西日本を中心に広域的に河川の氾濫、土砂災害が発生したが、広島県内においては土石流やがけ崩れによる被害が特に顕著であった¹⁾。このような土砂災害のなかでも特徴的な事例として広島県熊野町川角地区では、コアストーンと呼ばれる花崗岩の風化過程で残存した巨礫を含む土石流が複数回発生し、住宅等に大きな被害をもたらした(図-1)²⁾。

コアストーンを形成する花崗岩は中国地方に広く分布しており、本災害において広島県内で発生した土石流やがけ崩れのうち59%が花崗岩地質の箇所³⁾であった。そのため広島県には巨礫を含む土石流の発生により被害が生じる可能性がある地域が数多く存在すると考えられる。また、広島県以外についても平成26年7月の長野県南木曾町で発生した災害では、巨礫を伴った土石流の影響により、透過型砂防堰堤が破壊される事例が見られた⁴⁾。巨礫を含む土石流は、住宅等の構造物に大きな被害を与えることから、今後、砂防施設を新設する際には巨礫を確実に捕捉できるよう、その影響を考慮する必要がある。

現在の巨礫対策では、流下しそうな巨礫を破碎・撤去するか、落ちないように地山に固定することで対応している⁵⁾。また、溪流中に留まっているものや、地中に存在する想定外の巨礫への対応として砂防ダムの設置等が行われている。土石流に含まれる巨礫が砂防ダムに与える衝撃力の算定方法を規定した資料としては、『土石流・流木対策設計技術指針(平成28年4月改定)』がある。同指針では、礫の砂防堰堤袖部への衝突を想定し、水通し天端高さまで土砂が堆積した状態で土石流水面に浮いた状態、または土石流の水深が礫径より浅い場合は堆砂

面上を流下して(図-2)、土石流の流体部分(流動化した土砂)の流速と等しい速度で礫が衝突するとしている⁶⁾。しかし、巨礫を含む土石流が流下する際には、斜面との間の摩擦、巨礫同士の衝突、周囲の流動化した土砂の流体力の影響を受ける。そのため、エネルギーロスにより土砂のみが流下する場合に比べ礫の速度が低下する場合、土石流の流速から巨礫の衝撃力を算定する方法は必要以上に保守的な評価になる可能性が考えられる。具体例としては最近、土石流中の流体(流動化した土砂)が礫よりも先に堰堤に到達した際に、堰き止められた土砂が礫の衝撃力を緩衝させる現象が報告されている⁷⁾。そのような巨礫と流体の相互作用下での流下挙動・衝撃力特性を明らかにし、その評価法が確立されれば、より合理的な砂防ダムの設計が可能になると期待される。



図-1 住宅に衝突した巨礫を含む土石流²⁾

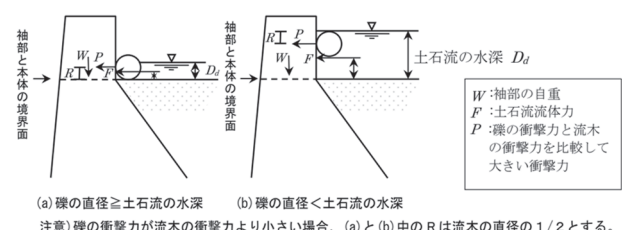


図-2 現行の指針で想定されている礫と砂防堰堤の衝突状況の模式図⁶⁾

土石流の衝撃力や流下挙動に関しては、理論的検討^{8),9)}や実験¹⁰⁾などさまざまなアプローチから多くの検討がされているが、近年では流下過程の挙動も評価できる数値解析の適用が進んでいる。数値解析による土石流の衝撃力の検討は固体解析、流体解析、および両者の連成解析によるものに分類される。中でも巨礫を含む土石流の場合は、巨礫と周囲の土砂とともに粒状要素を採用した個別要素法 (DEM: Distinct Element Method)¹¹⁾で扱う固体ベースの方法¹²⁾や、礫を DEM の剛体粒子、流動化した土砂を格子法や粒子法による流体解析で扱う固体と流体の連成解析手法^{13),14)}を用いて、流動特性や衝撃力特性が検討されている。ただし、これらの解析で土石流中の巨礫の挙動を検討する際には、流下過程で巨礫が土石流の上方や前方への集積現象やその際の衝撃力に着目することが多く^{例えば 12)}、先述のような堰堤に流体が先行して到達した際の巨礫の挙動⁷⁾を詳細に検討したものはない。

本研究では、流体との相互作用下での土石流中の巨礫の衝撃力特性を検討するため、巨礫を落石解析等に用いられる不連続体解析手法である不連続変形法 (DDA: Discontinuous Deformation Analysis)¹⁵⁾で、流動化した土砂を格子ベースの自由表面流れの解析法である Volume Of Fluid (VOF) 法¹⁶⁾でモデル化し、両者の相互作用を考慮した 2 次元固体-流体連成解析手法を開発した。以下、本論文では 2 章で開発した DDA-VOF 法連成解析の理論を述べた後、3 章で基本的な計算例で妥当性を検証する。そして、4 章で開発手法を用いた巨礫を含む土石流の衝撃力特性の基礎的検討を行い、5 章で得られた知見をまとめる。

2. DDA と VOF 法による固体-流体連成解析手法

2.1 DDA による固体解析

固体(巨礫)に用いた不連続変形法 (DDA: Discontinuous Deformation Analysis)¹⁵⁾は、弾性多角形ブロックの相互接触を考慮した動的運動を解く不連続体解析手法であり、落石や岩盤崩落への適用例も多く、巨礫を扱うのに適した手法である。以下、理論の概要を記す。

2 次元問題を対象として n 個の独立した連続体からなる系を考え、各連続体が空間に占める領域を Ω_i ($i = 1, 2, \dots, n$)、 Ω の境界を Γ_i ($= \Gamma_{iu} \cup \Gamma_{i\sigma}$, Γ_{iu} : 変位境界, $\Gamma_{i\sigma}$: 応力境界) とする。系の中の個々の物体 Ω_i の運動・変形は、連続体の運動方程式、

$$\rho_i \ddot{\mathbf{u}}_i - \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma}_i - \rho_i \bar{\mathbf{b}}_i = 0 \quad (1)$$

ひずみの適合条件式、

$$\boldsymbol{\varepsilon}_i = \frac{1}{2} \{ \nabla \mathbf{u}_i + (\nabla \mathbf{u}_i)^T \} \quad (2)$$

増分型の構成関係式、

$$\Delta \boldsymbol{\sigma}_i = \mathbf{D}_i : \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_i \quad (4)$$

といった基礎式で表される。ここで、下付き添字 i は物体 Ω_i の物理量、変数の上のドット (\cdot) とバー ($\bar{\cdot}$) は物

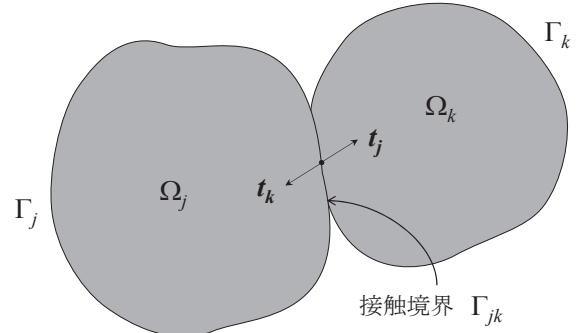


図-3 連続体間の接触

質時間微分と既知量を表す。 ρ は密度、 \mathbf{u} は変位ベクトル、 $\boldsymbol{\sigma}$ は Cauchy 応力テンソル、 \mathbf{b} は物体力ベクトル、 $\boldsymbol{\varepsilon}$ は微小ひずみテンソル、 \mathbf{D} は 4 階の構成則テンソルである。さらに、求めるべき変位場は変位境界条件、および応力境界条件を満足する必要がある、境界値問題の弱形式を重み付き残差法で導くと以下ようになる。

$$G^{\text{ext,int}} = \int_{\Omega_i} \rho_i \ddot{\mathbf{u}}_i \cdot \delta \mathbf{u}_i d\Omega + \int_{\Omega_i} \boldsymbol{\sigma}_i : \delta \boldsymbol{\varepsilon}_i d\Omega - \int_{\Gamma_{i\sigma}} \bar{\mathbf{t}}_i \cdot \delta \mathbf{u}_i d\Gamma - \int_{\Omega_i} \rho_i \bar{\mathbf{b}}_i \cdot \delta \mathbf{u}_i d\Omega = 0 \quad (4)$$

ここに、 $\delta \mathbf{u}$ は変位境界上で $\delta \mathbf{u} = \mathbf{0}$ を満たす任意のベクトル関数であり仮想変位に相当する。 $\delta \boldsymbol{\varepsilon}$ は仮想変位に対する仮想ひずみテンソルであり、式(4)は外力と内力に関する仮想仕事の原理式と一致する。

2 つの連続体 Ω_j と Ω_k が ($j \neq k$) がその界面 Γ_{jk} で接触している場合を考える (図-3)。このとき、 Γ_{jk} では法線ギャップ g_N が 0 で、表面力が釣り合うという以下の条件(5)、(6)が満たされる必要がある。

$$g_N = 0 \text{ on } \Gamma_{jk} \quad (5)$$

$$\mathbf{t}_j + \mathbf{t}_k = \mathbf{0} \text{ on } \Gamma_{jk} \quad (6)$$

式(6)の Γ_{jk} 上での表面力すなわち接触力を接触面の法線方向 t_N と接線方向 t_S に分解し、法線ギャップ g_N とせん断変位 g_S に対応した仮想変位を乗じて Γ_{jk} に関して積分すると、

$$G_{jk}^c = \int_{\Gamma_{jk}} t_N \delta g_N d\Gamma + \int_{\Gamma_{jk}} t_S \delta g_S d\Gamma \quad (7)$$

が得られる。接触が生じている場合、物体はその外力と内力による仮想仕事式(4)に加え、接触力による仮想仕事の和がゼロでなければならないため、系全体で解くべき弱形式は次式となる。

$$G = \sum_{i=1}^n G_i^{\text{ext,int}} + G_{jk}^c = 0 \quad (8)$$

このようにして得られた弱形式の接触に関する項をペナルティ法で正則化し、その線形方程式を空間・時間離散化することで最終的な剛性方程式を得る。なお本研究では、接触力のせん断成分つまり摩擦成分にはクーロン則を適用し、摩擦力の更新にはリターン・マッピング法を、非線形方程式の求解には Newton-Raphson 法を使用し、時刻ごとの系全体の力のつり合いを満足する改良型の DDA¹⁷⁾を用いた。詳細は文献¹⁷⁾を参照されたい。

2.2 VOF 法による流体解析

流動化した土砂を扱う流体部の解析には格子ベースの自由表面流れの解析手法として実績の高い VOF (Volume Of Fluid) 法¹⁶⁾を用いた。2次元条件での非圧縮粘性流体の挙動は連続式、

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} = 0 \quad (9)$$

と Navier-Stokes 方程式、

$$\frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} + (\mathbf{v} \cdot \nabla) \mathbf{v} = \mathbf{g} - \frac{1}{\rho_f} \text{grad} p + \nu \nabla^2 \mathbf{v} \quad (10)$$

で記述される。ここで、 v_x はx方向流速、 v_y はy方向流速 (ただし \mathbf{v} は速度ベクトル)、 \mathbf{g} は重力加速度ベクトル、 ρ_f は流体の密度、 p は圧力、 ν は動粘性係数を表す。VOF 法ではこれらに加え、液相と気相を区別する相定義関数、

$$\chi(x,y) = \begin{cases} 1 & (\text{液相}) \\ 0 & (\text{気相}) \end{cases} \quad (11)$$

と、その値を微小領域内で面積平均した VOF 関数、

$$F = \frac{1}{\Omega} \iint_{\Omega} \chi(x,y) dx dy \quad (12)$$

を定義する。ここで、 F はセルにおける液体の体積占有率を表す VOF 関数値であり、 F の移流方程式、

$$\frac{\partial F}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{v}F) - F \nabla \cdot \mathbf{v} = 0 \quad (13)$$

を式(9)、(10)と合わせて解析することで自由表面流れを表現する。本研究は気体と液体を同時に扱う気液二相流れの VOF 法を使用し、空間離散化はスタッガード格子を用いた有限差分法 (FDM: Finite Difference Method) を用い、式(10)の粘性項には2次精度中心差分、移流項には1次精度風上差分を用いた。時間離散化は前進差分で陽的に解き、圧力計算にはフラクショナル・ステップ法、VOF 関数値の移流にはドナー・アクセプタ法を用いた。また、VOF 関数値の移流に伴い生じる数値拡散を抑えるための界面再構築法として WLIC 法¹⁸⁾を採用した。WLIC 法では等間隔の直交格子内のあるセル (i,j) 内の点 (x,y) における相定義係数 $\chi_{i,j}(x,y)$ を次式のように仮定する。

$$\chi_{i,j}(x,y) = \omega_{x,i,j}(\mathbf{n}_{i,j})\chi_{x,i,j}(x,y) + \omega_{y,i,j}(\mathbf{n}_{i,j})\chi_{y,i,j}(x,y) \quad (14)$$

ここで、 $\omega_{x,i,j}$ 、 $\omega_{y,i,j}$ は重み関数、 $\chi_{x,i,j}$ はセル内の界面がy軸と平行であると仮定した場合の相定義関数、 $\chi_{y,i,j}$ はセル内の界面がx軸と平行であると仮定した場合の相定義関数である (図-4)。ここで周囲のセルの VOF 関数値の勾配から求める巨視的な界面の法線ベクトルの向きを用いて、セル内の界面がx軸あるいはy軸と平行であると仮定したときの相定義関数を重み付き平均することで相定義関数を再定義している。

2.3 DDA と VOF 法の連成処理

DDA と VOF 法の相互作用解析を実現するため、固定格子上で計算される流れ場と、格子とは独立に運動する固体間の連成のため、本研究では水谷らのスタッガード

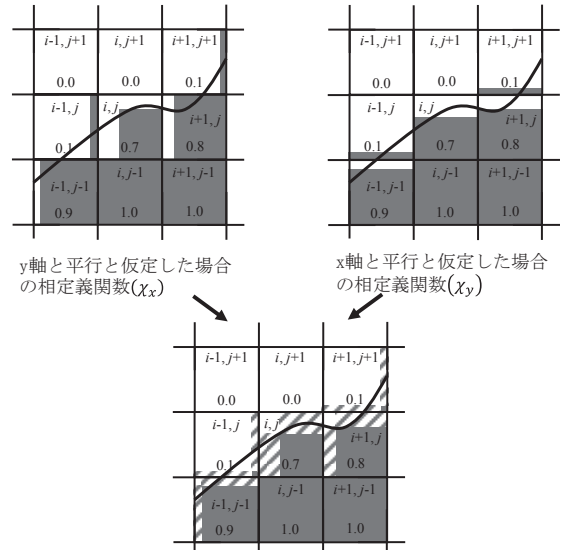


図-4 WLIC 法による界面の再構築

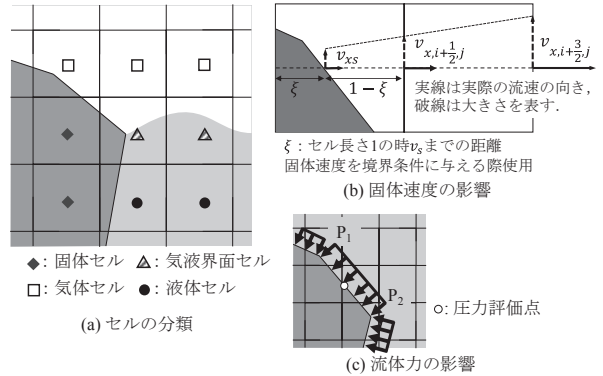


図-5 埋め込み境界法の概要

格子を対象にした埋め込み境界法¹⁹⁾を用いた。図-5(a)のように各セルを固気液相の存在状態に応じ分類する。そして、固体による流れ場への影響は、固体の表面と、流速評価点同士を結ぶ線分の交点における固体速度 (v_{xs}) と、二隣の流速評価点の流速 ($v_{x,i+3/2,j}$) を線形補間して固体-流体境界における流速評価点の流速 ($v_{x,i+1/2,j}$) を決定し、境界条件として与える (図-5(b))。

一方、流体力による固体の運動は、DDA でモデル化した固体表面における流体の圧力を外力として作用させる。多角形で表される DDA ブロックの各辺に対して内向き法線ベクトルが分布荷重として働くものと仮定し、各辺には辺の中点が位置するセルの圧力を均一に与える (図-5(c))。以上の処理を時間増分ごとに VOF 法と DDA を交互に計算しながら行い、相互作用解析を可能にした。

3. 開発手法の妥当性検証

開発した DDA-VOF 法連成解析を巨礫を含む土石流へと適用するには、固体と流体の相互作用が適切に表現されることを検証しておく必要がある。ここでは液体の2次元円柱周りの流れおよびダムブレイクの流れの解析を通じて開発手法の妥当性を検討する。

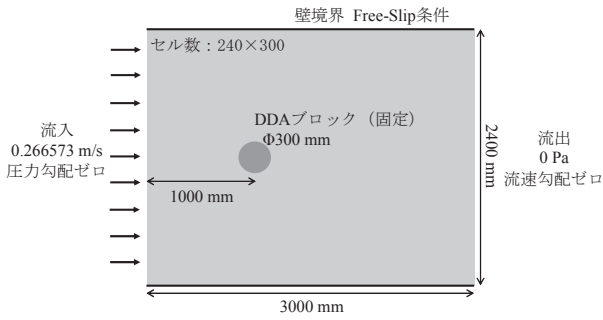


図-6 円柱周りの流れの解析モデル

表-1 円柱回りの流れ解析材料パラメータ

パラメータ	設定値
水の密度 [g/cm ³]	1.0
流体	1.0 × 10 ⁻² (8.0), 1.0 × 10 ⁻³ (80), 1.0 × 10 ⁻⁴ (8.0 × 10 ²), 1.0 × 10 ⁻⁵ (8.0 × 10 ³), 1.0 × 10 ⁻⁶ (8.0 × 10 ⁴), 1.0 × 10 ⁻⁷ (8.0 × 10 ⁵)
水の動粘性係数 [m ² /s]	
固体の密度 [g/cm ³]	2.7
円柱 (DDA) 固体のヤング率 [kPa]	1.0 × 10 ⁷
固体のポアソン比	0.2

()内はReynolds数

3.1 2次元円柱周りの流れ

3.1.1 解析条件

解析モデルと境界条件を図-6に、物性値を表-1に示す。幅 2400 mm、長さ 3000 mm の水路中に、直径 300 mm の円柱を設置し、上流側から一定の速度で液体を流入させ、下流側では圧力 0 kPa、流速勾配 0 の条件で流出させる。水路の側壁は摩擦のない Free-Slip 条件とした。流体部は自由表面を考慮しない有限差分法で解析し、縦 240 × 横 300 セルの等間隔直交格子を使用した。円柱は DDA でモデル化し、解析全体を通じて固定した。

固体と流体の相互作用処理の妥当性を確認するため、円柱の直径や液相の密度と流入速度は一定のまま、動粘性係数を変えて Reynolds 数を変化させた 6 ケースについて実施し、抗力係数の変化を観測した。1 ステップあたりの時間増分は 0.0005 s として、各ケース流れ場が安定する 100 s まで解析を行った。

3.1.2 解析結果と考察

図-7に流体の圧力分布を示す。Re=80の場合、円柱前面に正、後方に負の圧力が加わり 5 s 以降の圧力分布はほとんど変化が見られない。Re=800, Re=8000の場合、20 s 付近までは Re=80 と同様に円柱前面に正、後方に負の圧力が加わった。このとき、Re=8000の場合、圧力の低い白い部分がくっきりと見え、圧力差がより明確に現れた。75 s 時点では Re=800 の場合、円柱後方の低圧部が非対称になる様子が見られ、Re=8000 の場合は低圧部が交互に現れている。100 s 時点では、Re=800, 8000 の場合ともに円柱後方で圧力の低い部分が交互に生じるカルマン渦が確認され、Reynolds 数の大きい Re=8000 の場合にはより速い段階でカルマン渦が生じた。

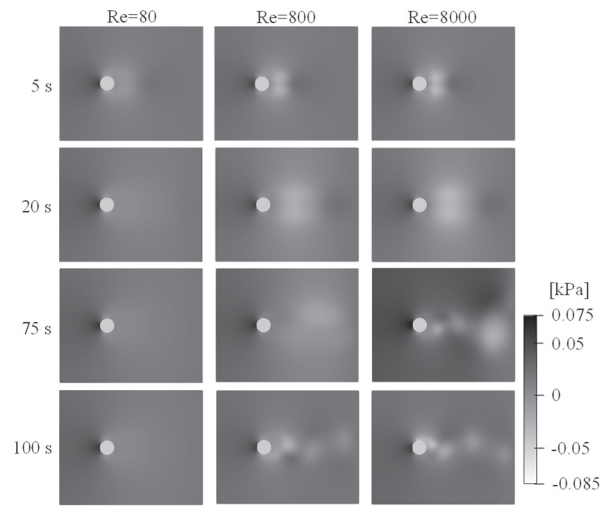


図-7 円柱周りの圧力分布の時間変化

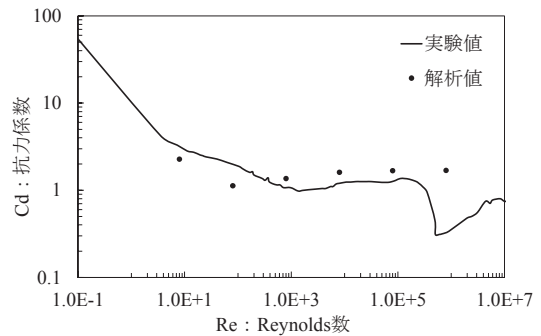


図-8 円柱周りの流れにおける Reynolds 数と抗力係数の関係 (文献 20)に追記)

図-8に Reynolds 数と円柱回りの流体圧力から計算した抗力係数 C_D の計算結果を既往研究の実験結果²⁰⁾とともに示す。Re < 10³ の範囲では解析結果と実験結果ともに Reynolds 数の増加に伴い、抗力係数が低下しているが、解析結果の方が実験値より低くなった。実験結果では Re < 10³ の範囲では円柱の周囲に働く摩擦抗力の影響が大きく、Reynolds 数が高くなるにつれ圧力抗力が優位になり、10³ < Re < 10⁵ では層流境界からはく離する位置が落ち着き、主流の流れが安定し円柱表面の圧力分布が圧力分布によらないため、抗力係数はほぼ一定値となる²¹⁾。対して、解析結果から算出した抗力係数は摩擦抗力を考慮しておらず、実験値より小さくなったと推察される。前述のように Reynolds 数が高い領域における抗力係数は圧力抗力が支配的であるが、解析結果から得られた抗力係数は実験値より大きくなった。これは、本解析が 2次元解析であることに起因すると考えられ、既往研究²²⁾でも 2次元解析の場合、抗力係数が大きくなること示されている。一般に Reynolds 数が大きくなると円柱後方ではカルマン渦が発生するが、本解析でも Re=800 より大きい場合はカルマン渦が発生した。本来、カルマン渦は 3次元的に広がるのに対して、本解析は 2次元解析であるため円柱の軸方向にカルマン渦による流れの乱れは広がらない。そのため、流体力が増え、高 Reynolds 数域で抗力係数が大きくなったと考えられる。

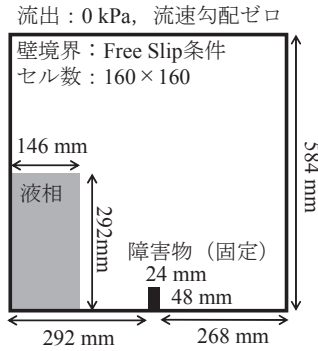


図-9 ダムブレイクの流れ解析モデル

表-2 ダムブレイクの流れ材料パラメータ

材料	パラメータ	設定値
液相	密度 [g/cm ³]	1.0
	動粘性係数 [m ² /s]	1.0 × 10 ⁻⁶
気相	密度 [g/cm ³]	1.205 × 10 ⁻³
	動粘性係数 [m ² /s]	1.512 × 10 ⁻⁵
障害物	密度 [g/cm ³]	2.7
	ヤング率 [kPa]	1.0 × 10 ⁷
	ポアソン比	0.2

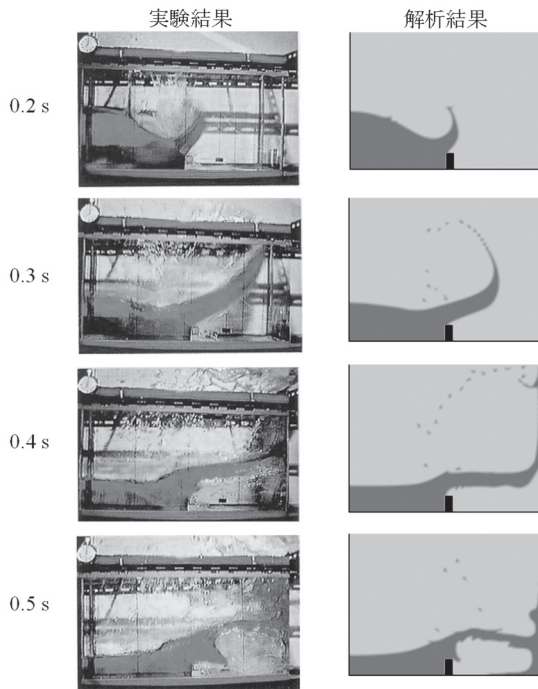


図-10 ダムブレイクの流れ解析結果と実験結果²³⁾との比較

3.2 ダムブレイクの流れ

3.2.1 解析条件

次に自由表面流れ解析の妥当性を検証するため、ダムブレイクの流れの解析を実施し、実験結果²³⁾と波形の比較を行った。解析モデルと境界条件を図-9、表-2に材料パラメータを示す。水槽の中央部に DDA でモデル化した障害物を固定して、解析開始と同時に液相は自重によって崩壊して障害物方向に進行する。1 ステップ当たりの時間増分は 0.00005 s とした。

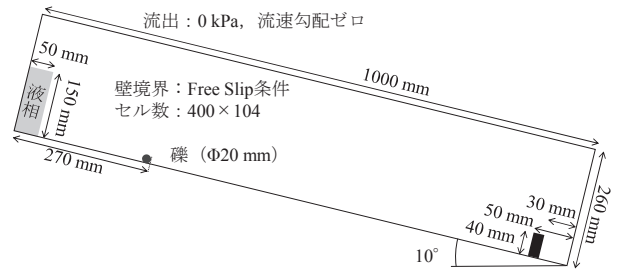


図-11 礫の流出解析モデル

表-3 礫の流出解析材料パラメータ

材料	パラメータ	設定値	
		水	土石流
液相	密度 [g/cm ³]	1.0	1.96
	動粘性係数 [m ² /s]	1.0 × 10 ⁻⁶	1.0 × 10 ⁻⁴
気相	密度 [g/cm ³]	1.205 × 10 ⁻³	
	動粘性係数 [m ² /s]	1.512 × 10 ⁻⁵	
礫	密度 [g/cm ³]	2.7	
	ヤング率 [kPa]	1.0 × 10 ⁷	
	ポアソン比	0.2	
	法線ペナルティ [kN/m]	1.0 × 10 ⁵	
	せん断ペナルティ [kN/m]	1.0 × 10 ⁴	
	摩擦角 [°]	16.7	

3.2.2 解析結果と考察

図-10に解析結果を示す。0.2 s、0.3 s 時点では、解析結果と実験結果ともに、障害物の影響で段波が大きく形を変え、液相が斜め上方向に細長く伸びながら進む様子が確認された。0.4 s 時点では、解析結果、実験結果ともに障害物で跳ね上がった段波が右側の壁面に衝突している。0.5 s 時点では解析結果は液体が壁に衝突した後、障害物右側では壁に衝突した液体が右側の壁に沿って進み、底面の気体を囲うような挙動を見せている。このとき、実験結果からも同様の結果が確認された。

自由水面解析の結果は、実験画像と概ね同様の結果を得られたが、実験に比べ解析結果は、0.3 s では波の動きが遅く、0.4 s では右壁に伸びた波が低くなった。これは、移流項の離散化に一次精度風上差分を用いたことにより、数値分散が生じた影響であると考えられるため、今後、より高次のスキームの導入を検討する必要がある。

4. 流体による斜面上の礫の流出解析

前章での検証結果を踏まえ、開発手法を用いて巨礫を含む土石流の挙動に関する基礎的検討を行う。斜面上に存在する礫が上流から流れてきた土石流に巻き込まれて流出する状況を想定し、傾斜水路内での段波による円形の礫の流出および衝撃力特性を解析する。

4.1 解析条件

図-11に解析モデルを示す。水路の底面と左右壁面は

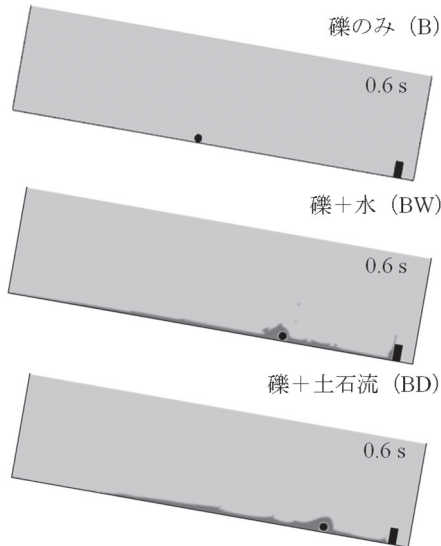


図-12 礫の流出過程 (0.6 s)

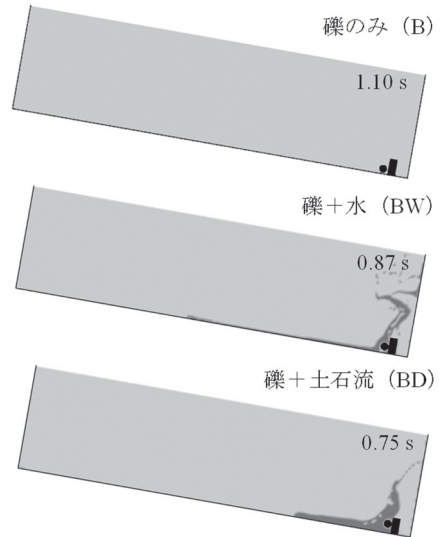


図-13 礫の流出過程 (礫と障害物の接触時)

Free-Slip 条件の壁境界, 上面は圧力 0 kPa, 流速勾配 0 の流出境界とした. 水路の左端から 250 mm の位置に, DDA でモデル化した直径 20 mm の円形の礫 (360 角柱で近似) を設置した. また, 水路の右端から 30 mm の位置に DDA でモデル化した幅 20 mm, 高さ 40 mm の障害物を設置した. 水路の傾斜は 10° として, 解析開始と同時に液相は自重で崩壊して段波を生じ, 礫も流下を始める. 1 ステップあたりの時間増分は 0.00005 s とし, 礫が障害物に与える衝撃力や, 流下過程における礫と液相の相互作用について検討した.

表-3 に解析で使用した材料パラメータを示す. 土石流の挙動は液相の密度および粘性が大きく影響する. 本解析では液相に水を想定したものと, 土石流を想定したものを用意し, 礫のみを流下させた場合 (B), 礫と液相 (水: BW, 土石流: BD) を流下させた場合, 液相のみ (水: W, 土石流: D) を流下させた場合の計 5 ケースについて解析を行った. 土石流を想定する際には, 一般に土石流シミュレーションで用いられる値^{24), 25)}を与えた. なお, 土石流は一般的にせん断応力がある閾値を超えたあと流動化するビンガム流体のような挙動をするとされているが, 本解析では十分に流動化した後の状態を想定しニュートン流体として扱った. その他, 気相には空気の物性値を与え, 礫の密度には花崗岩の一般的な値を与え, ヤング率はほぼ剛体としてみなせるように十分に大きな値を与えた.

4.2 礫の流出速度

図-12, 図-13 にケース B, BW, BD における礫の流出過程を示す. B の場合, 解析開始と同時に礫が転がりをはじめ, 0.6 s 時点では水路の中心より少し上流側に位置している. その後も礫は流下を続けて, 1.10 s あたりで水路下流側に設置した障害物と接触が生じた.

BW の場合, 0.6 s 時点では礫が液相の段波内に取り込まれて流下する様子が見られた. このとき, 礫は液相のエ

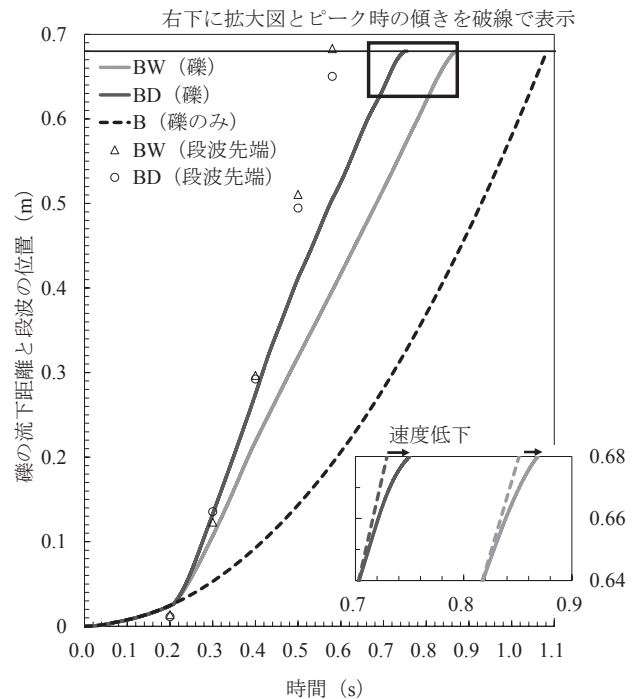


図-14 礫と段波の流下過程

ネルギーを受け, 液相を含まない B の場合よりも下流側に流下している. また, 段波の先端はこの時点で障害物に衝突した. 礫はその後, 0.87 s で障害物に接触した.

BD の場合, 水を想定したときと同様に礫が液相に取り込まれて流下することが確認された. ただし, 0.6 s の時点では, 礫は液相が水の場合よりも下流側に位置していること, また, 液相は障害物に達していないことが分かった. そして, 水を想定した場合より速い状態を維持して, 0.75 s で障害物と接触した.

表-3 に示したように, 液相に土石流を想定した場合, 水を想定した場合よりも液相の密度を大きく設定しており, 液相のもつエネルギーが増え, 段波が礫に与える流体力は大きくなると考えられる. これによって, BD では礫の流下が速くなった. 一方, 段波先端の速度は 0.6 s

時点での障害物への到達の様子からわかるように、水を想定した BW の場合の方が速い。これは、土石流を想定した場合、粘性が高いことから礫を乗り越える段階で時間を要したためである。

図-14 に礫の水路床平行方向の流下位置と時間の関係を段波先端位置とともに示す。まず、段波先端の位置についてみると、礫の右端（左壁面から 270 mm の地点）を原点に置いているため、0.1 s は段波先端の位置はプロットされていない。0.2 s 時点では BW, BD の段波先端はともに礫より上流側にあり、0.2 s から 0.3 s にかけて段波先端は礫を追い越している。前述のとおり、液相のもつエネルギーは BD の方が大きいため、段波先端ははじめ DW より先行するが、礫を乗り越えた 0.3 s 以降は、粘性の影響で DW の段波が先に流下し障害物に衝突する。

次に礫の位置の推移を比較すると、B は二次関数的に傾きが上昇するが、BW と BD の傾きは 0.2 s までは B と同様以降、急激に大きくなる。グラフ上での礫に関するプロットの勾配は礫の速度を意味しており、B の場合、等加速度運動するため傾きは二次関数のようになる。それに対して、液相が存在する BW や BD の場合は、0.2 s 以降、礫は液相の衝突によってエネルギーが受けるため、移動速度が上昇している。このとき液相から受けるエネルギーは BD の場合のほうが大きいため、礫は BD, BW の順に障害物に到達したと考えられる。ただし、礫が障害物に衝突する直前には、図-14 中の拡大図に見られるように BW, BD の場合ともにグラフの傾きが鈍る、つまり速度が低下した。

表-4 に具体的な速度を示す。段波が礫を乗り越えて以降の礫のピーク速度は、BW では 1.18 m/s, BD では 1.53 m/s であった。一方、礫が障害物に接触する直前の速度は、BW で 0.43 m/s, BD で 0.34 m/s となった。すなわち、液相が存在する BW と BD の場合、障害物と接触する直前で礫の速度は、BW ではピーク時の速度の 36.0%, BD では 22.2% にまで減少した。

4.3 礫の衝撃力

図-15 にケース B, BW, BD における障害物に加わる衝撃力の時間変化を示す。衝撃力がピークを迎える順番は BD, BW, B となり、それぞれ、約 0.75 s, 0.87 s, 1.10 s となった。これは図-10 で見られた礫と障害物の接触時刻と一致しており、障害物に加わる衝撃力のピーク値は礫との接触に起因していると考えられる。このとき、礫の衝撃力は大きい順に B, BW, BD となり、礫単体で流下する場合は、液相を含む場合に比べ、礫が障害物に与える衝撃力が大きくなった。

考察にあたり、流体力の影響を把握するため、液相のみを流下させた W, D における障害物への衝撃力の時間変化を図-16 に示す。液相のみが流下する場合は、液相自身もつエネルギーによって障害物に加わる衝撃力が決定される。そのため、土石流を想定し液相の密度が大きい D で衝撃力のピークが大きくなった。ここで、障害

表-4 液相の影響による礫速度の変化

	ピーク時の 礫速度 (a) [m/s]	障害物衝突直前の 礫速度 (b) [m/s]	(b)/(a) [%]
礫+水 (BW)	1.18	0.43	36.0
礫+土石流 (BD)	1.53	0.34	22.2

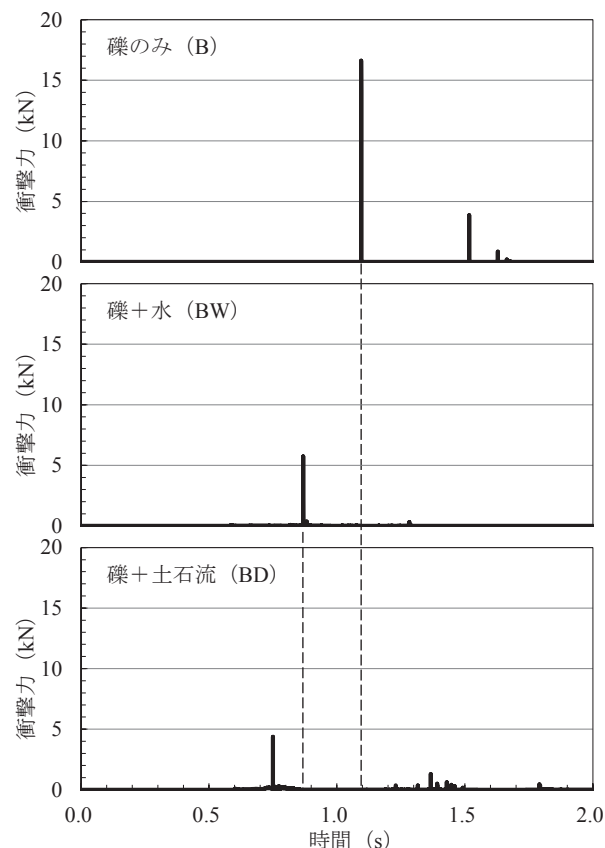


図-15 礫が障害物に与える衝撃力の時間変化

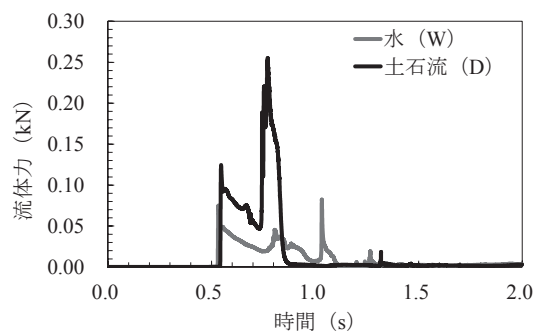


図-16 液相が障害物に与える衝撃力

物が受けたエネルギーの総量を考慮するため、図-16 に示した結果を用いて 1 ステップごとの衝撃力から力積を求めると、W は 0.0174 N・s, D は 0.0333 N・s となった。これは、液相が衝突する前後の障害物の運動量変化の値と等しいため、土石流を想定した場合の方が、液相が障害物に与えるエネルギーが大きくなることが確認できた。流体力と液相の密度の関係は、礫と相互作用しながら流下する場合も同様であることから、図-14 に示すように、流体力を受けた礫の移動速度は BW より BD の方がより大きくなったと考えられる。

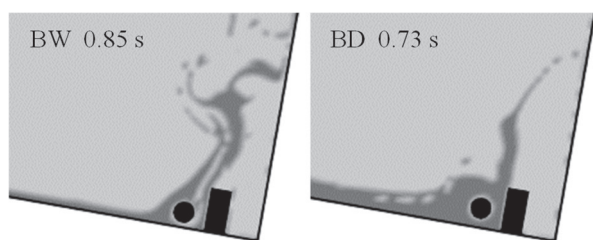


図-17 礫衝突直前の障害物周辺の様子

図-17に礫が障害物に衝突する0.02 sほど前の拡大図を示す。水を想定したBWの場合、粘性が低いため、礫に先行して障害物に衝突した段波が、上方向に飛び散るような様子が見られる。このとき、礫と障害物の間は液相の存在しない隙間が存在している様子が確認された。本解析は2次元であることから、側面からの液相の流入もなく、礫と障害物の間の液相が存在しなかった可能性が考えられ、今後、実験等での検証が必要である。一方、土石流を想定したBDの場合、段波は障害物衝突後に上方に進む点はBWと同様であるが、BWに比べ液相が水しぶきのように散らばる様子は見られず、礫の周辺は液相で満たされていることが分かる。

ここで、図-15の礫の衝撃力に注目すると、障害物に与える衝撃力はB、BW、BDの順に小さくなっている。障害物と礫の間に何も無いBの場合は、礫のもつエネルギーが障害物にダイレクトに伝わる。一方、液相が存在する場合、礫による衝撃力はBW、BDのケースともにBに比べて減少しており、これは、礫が障害物との間にある液相と相互作用したことで、液相が緩衝材のような役割を果たして障害物に加わる衝撃力が減少したと考えられる。また、このとき障害物に捕捉された液相で満たされていたBDのケースでは、BWと比較して、液相との相互作用の影響を強く受け、礫衝撃力が小さくなったと推察される。

以上のように、既往の研究でも報告された流体による礫の緩衝⁷⁾が本解析でも確認された。

4.4 礫と液相の相互作用

最後に、4.2節と4.3節で示した結果を総合し、礫と液相の相互作用と衝撃力の関係を整理する。

まず、礫の障害物との衝突直前の速度と、障害物周辺の液相の存在状況を照らし合わせる。表-4に示した通り、礫を液相が取り込んで流下する場合には障害物との衝突直前に礫の速度が低下し、その低下後の速度はBDの方がBWより低かった。一方、図-18では、BWとBDともに礫と障害物の間に液相が存在し、特にBDでは礫と障害物間が液相で満たされていた。粘性が高いことも影響したと考えられるが、BDの方がBWに比べ衝突直前の速度の低下が顕著に表れたことと合致しており、障害物と礫の間の液相が、礫の衝撃力を弱める効果を発揮したことが裏付けられる。

つづいて、礫の速度と衝撃力の関係を比較すると、障

害物への礫による衝撃力はBDよりもBWの方が大きく(図-15)、速度の大小関係と整合している。したがって、礫の衝突時の液相の圧力による緩衝が最終的な衝撃力にも影響したと結論付けられる。

現在の技術指針では、巨礫の速度は土石流の流速と等しいと仮定していることは1章で述べた。しかし、以上の結果によれば液相による礫の緩衝を考慮しない場合、巨礫の衝撃力を過剰に見積もった保守的な評価となる可能性がある。上述のような障害物(砂防施設)で捕捉した土石流による礫の衝撃力の緩和は、今回の解析のように流れの途中で礫が液相に取り込まれる場合だけでなく、最初から礫と土砂を混合した状態で流下させた場合にも生じることがNgら⁷⁾による実験的、理論的研究からも明らかになっている。したがって、今後模型実験等との比較も行いながら液相の圧力による緩衝の影響の評価方法を検討することで、より合理的な砂防施設の設計が可能になると示唆される。

5. 結論

本研究では、土石流中の巨礫の流下・衝撃力特性について検討するため、固体-流体連成解析手法の開発し、開発手法を用いた傾斜水路モデルでの礫の流下解析を実施した。以下に礫の流下解析から得られた知見を示す。

- (1) 礫と障害物の接触は、礫と土石流が流下する場合(BD)、礫と水が流下する場合(BW)、礫のみが流下する場合(B)の順に生じた。
- (2) 液相とともに流れる礫の流下速度には、液相の持つエネルギーが関係しており、液相の密度が大きいBDでピーク速度が速くなった。
- (3) 障害物との衝突直前には障害物周辺の液相が緩衝材となって礫の速度が減衰し、低下後の速度はBDの方がBWより小さくなった。
- (4) 礫が砂防堰堤に与える衝撃力は、大きい順に礫のみが流下する場合(B)、礫と水が流下する場合(BW)、礫と土石流が流下する場合(BD)となり、衝突直前の礫の速度の大小関係と合致した。

以上から土石流が砂防堰堤に捕捉されると、巨礫の流下速度を減衰させる緩衝材となり、その結果、礫による衝撃力が低減されることが示唆された。今後この液相の圧力による緩衝の影響を詳細に検討することでより合理的な砂防施設の設計に役立てられる可能性がある。

ただし、本解析手法は2次元であるため、液相が礫の上から礫を乗り越える様子は確認できたが、実際には液相が礫側方から礫を巻き込む場合も考えられ、そのような挙動の評価には3次元化が必至である。

今回、DDAとVOF法の連成に使用したIB法は、座標軸方向を加えることで容易に3次元化可能であり今後実装を目指したい。ただし、3次元解析により、計算時間が増加することが予想される。4章の礫の流出解析には、

CPU に Intel Core™ i5-9400F, メモリは 16GB のマシンを使用した。また, ポアソン方程式の求解に Intel 社の Math Kernel Library 内の直接法の線形ソルバー-PARDISO を用いた。この環境下で3時間35分の計算時間を要しており, 3次元化に伴い計算時間が大幅に伸びる場合, 反復法のソルバーの導入などの改良が必要である。

謝辞

本研究の計画立案にあたり, 岩田直樹氏(中電技術コンサルティング株式会社)に多大なる協力をいただきました。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 1) 広島県:平成30年7月豪雨による土砂災害の発生状況, https://www.pref.hiroshima.lg.jp/uploaded/life/547187_1636191_misc.pdf, (参照 2021.6.3).
- 2) Hashimoto, R., Tsuchida, T., Moriwaki, T. and Kano, S.: Hiroshima Prefecture geo-disasters due to Western Japan Torrential rainfall in July 2018, *Soils and Foundations*, Vol.60, No. 1, pp283-299, 2020.
- 3) 広島大学:平成30年7月豪雨による広島県の斜面崩壊分布図(第四報), https://www.hiroshima-u.ac.jp/torrentialrain_research, (参照 2021.6.3).
- 4) 平松晋也, 福山泰治郎, 山田孝, 逢坂興広, 中山加奈, 松本直樹, 藤村直樹, 加藤誠章, 島田徹, 久保毅, 松尾新二郎, 西尾陽介, 吉野弘祐:平成26年7月9日長野県南木曾町で発生した土石流災害, 砂防学会誌, No.4, Vol.67, pp.38-48, 2014.
- 5) 村上幸利, 箭内寛治:転落型落石の危険度評価について, 土質工学会論文報告集, Vol.28, No.3, pp197-203,1988.
- 6) 国土技術政策総合研究所:「土石流・流木対策技術指針解説」, <http://www.nilim.go.jp/lab/bcg/siryoutnn/tmn0905pdf/ks090506.pdf>, (参照 2021.6.3).
- 7) Ng, C. W. W., Liu, H., Choi, C. E., Kwan, J. S. H. and Pun, W. K.: Impact dynamics of boulder-enriched Debris flow on a rigid barrier, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol. 147, No. 3, pp. 04021004-1-04021004-12, 2021.
- 8) 大同淳之, 吉栖雅人, 中嶋健太:土石流による衝撃力, 水工学論文集, Vol. 38, pp557-562, 1994.
- 9) 水山高久:砂防ダムに対する土石流衝撃力算定とその問題点, 新砂防, Vol. 112, pp40-43, 1979.
- 10) 諏訪浩:土石流先端への大岩塊の集中機構, 京都大学防災研究所年報, No.31, pp.139-151, 1988.
- 11) Cundall, P. A. and Strack, O. D. L.: A discrete numerical model for granular assemblies, *Géotechnique*, Vol. 29, No. 1, pp. 47-65, 1979.
- 12) Zhou, G. G. D. and Ng, C. W. W.: Numerical investigation of reverse segregation in debris flows by DEM, *Granular Matter*, Vol. 12, pp. 507-516, 2010.
- 13) Trujillo-Vela, M. G., Galindo-Torres, S. A., Zhang, X., Ramos-Cañón, A. M. and Escobar-Vargas, J. A.: Smooth particle hydrodynamics and discrete element method coupling scheme for the simulation of debris flows, *Computers and Geotechnics*, Vol. 125, pp. 103-669, 2020.
- 14) He, X., Xu H., Li, W. and Sheng, D.: An improved VOF-DEM model for soil-water interaction with particle size scaling, *Computers and Geotechnics*, Vol. 128, pp. 1-12, 2020.
- 15) Shi, G. H. and Goodman, R. E.: Generalization of two-dimensional discontinuous deformation analysis for forward modelling, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol. 13, pp. 359-380, 1989.
- 16) Hirt, C. W. and Nichols, B. D.: Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries, *Journal of Computational Physics*, Vol. 39, No. 3, pp. 201-225, 1981.
- 17) 橋本涼太, 菊本純, 小山倫史:摩擦構成則の陰的アルゴリズムを導入した不連続変形法(DDA)の開発, 土木学会論文集C(地圏工学), Vol. 75, No. 3, pp. 336-348, 2019.
- 18) Yokoi, K.: Efficient implementation of THINC scheme: A simple and practical smoothed VOF algorithm, *Journal of Computational Physics*, Vol. 226, pp. 1985-2002, 2007.
- 19) 水谷恒一郎, 山本悟:簡単なIB法による三次元任意形状周り流れの数値計算, 日本機械学会論文集(B編), Vol. 74, No. 742, pp. 1347-1353, 2008.
- 20) Panton, R. L.: *Incompressible flow (Second edition)*, John Wiley & sons Inc.,1995.
- 21) 豊倉富太郎, 亀本喬司:流体力学, 実教出版株式会社, p. 233, 1976.
- 22) 丸岡晃, 太田真二, 平野廣和, 川原睦人:広範囲な Reynolds 数域での円柱周りの2次元及び3次元数値流体解析, 土木学会論文集, No.591, pp.139-150, 1998.
- 23) Koshizuka, S., Tamako, H. and Oka, Y.: A particle method for incompressible viscous flow with fluid fragmentation, *Computational Fluid Dynamics Journal*, Vol. 4, No. 1, pp.29-46, 1995.
- 24) 岩田直樹, 荒木義則, 佐々木猛, 萩原育夫, 大西有三, 小山倫史:不連続変形法(DDA)を用いた巨礫を含む土石流の解析的検討, 第44回岩盤力学に関するシンポジウム講演集, pp.381-386, 2016.
- 25) 藤浪武史, 船木淳吾, 矢部浩規, 柿沼孝治, 前田俊一, 岡部博一, 阿部孝章, 川村里実, 田中忠彦:粒子法による土石流汎濫域解析モデルの開発, 2016.

(2021年6月17日 受付)