

特性速度を考慮した土石流 1 次元解析モデルの構築

九州工業大学大学院 学生会員 ○十河 佑宇・九州工業大学大学院 正会員 重枝 未玲

1. はじめに

平成 29 年 7 月九州北部豪雨¹⁾や令和 6 年 9 月能登半島豪雨²⁾では大規模土砂災害により甚大な被害が生じた。激甚化・頻発化する土砂災害の被害軽減あるいは防止するためには、豪雨による斜面崩壊から土石流、河道への流入土砂、河道での掃流土砂など流域全体での土砂動態を予測するツールが重要になる。

著者らは、上記のようなモデルの開発を最終的な目的として、降雨外力から流域での地表面と地中での雨水の挙動、斜面崩壊の危険度を予測する解析モデルの構築³⁾を行い、ピーク流量時には崩壊土砂が河道を埋塞させたことなどを推察した。一方で、同解析モデルでは土石流を考慮しておらず、詳細なプロセスの把握には課題が残った。

流域全体での土砂動態の把握を目的に、多くの土石流解析モデルが提案されている(例えば 4),5)。これらのモデルの多くは、国内では抵抗則に高橋^{6),7)}や江頭^{8),9)}のものが主に用いられている。また、解析手法にはリープフロッグ法⁴⁾や風上差分⁵⁾などの古典的な手法が用いられている。海外では土砂流や土石流を対象に、ビンガム流体の抵抗則と特性速度を考慮した解析モデル^{10),11)}も構築されている。上記のような、高橋^{6),7)}や江頭^{8),9)}の抵抗則に、特性速度を考慮した解析手法を組み合わせることで、より再現性の高い土石流モデルを構築できるようになると考えられる。

本研究は、以上のような背景を踏まえて、特性速度を考慮した流束差分法と高橋や江頭の抵抗則を用いて新たな 1 次元土石流解析モデルを構築するとともに、複数の抵抗則を用いた解析を実施し、既往の実験結果に基づき、その再現性を検討したものである。

2. 解析モデルの概要

本モデルの基礎方程式は、式(1)の土石流の質量保存則、体積保存則、運動方程式及び河床材料の質量保存則である。底面せん断応力 τ_{bx} には、高橋らの抵抗則をより一般化した鈴木ら(ST)⁷⁾式(2)、江頭(EG)⁸⁾式(3)や宮本(MI)⁹⁾式(4)、ビンガム流体(FB)¹¹⁾式(5)の抵抗則を用いた。各抵抗則のパラメータは、STでは粗度係数 $n(\text{m}^{-1/3}\cdot\text{s})$ 、EGとMIでは内部摩擦角 $\phi_s(^{\circ})$ 、SBでは降伏応力 $\tau_y(\text{Pa})$ と粘度 $\mu(\text{Pa}\cdot\text{s})$ である。式中の記号の詳細については参考文献^{7),8),9),11)}を参照されたい。

基礎方程式の離散化には流束差分法³⁾を用いた。式(6)に離散化式を示す。同手法では、式(1)が双曲型の偏微分方程式であることを踏まえ、行列 U と行列 E からなるヤコビアン行列 $J(=\partial E/\partial U)$ を対角化することで特性速度 λ を求め、 λ の符号により離散化方向を風上化している。 λ は $u \pm c$ 、 u である。ここに、 c は波速である。なお、本モデルでは土石流の流動深が 0 となる場合には、計算が発散しないように、水路床と摩擦勾配ベクトル S_b, S_r を

■基礎方程式

$$\partial U/\partial t + \partial E/\partial x = S_b + S_r \dots (1)$$

$$U = (rh, rhu, C_m h, z_b)^T, E = (rhu, rhu^2 + g_\phi r h^2/2, C_m h u, 0)^T$$

$$S_b = (0, -g_\phi r h \cdot \partial z_b/\partial x, 0, 0)^T, S_r = (0, -\tau_{bx}/\rho_f, 0, 0)^T$$

$$r = \rho_m/\rho_f = 1 + C_{ms}, g_\phi = g \cos^2 \psi, C_{ms} = C_m (\rho_s - \rho_f)/\rho_f$$

h : 流動深, u : 速度の x 方向成分, C_m : 土石流における砂礫粒子の体積濃度, g : 重力加速度, ρ_m : 土石流の密度, ρ_f : 周囲流体の密度, ρ_s : 砂礫の密度, z_b : 基準水平面からの河床高, τ_{bx} : 河床せん断応力

■抵抗則

$$\text{ST: } \tau_{bx} = \rho_f K (C_s) r_m (\psi_{si} + \psi_{sa})^{-2} (h/d_m)^{-2} u^2 \dots (2)$$

$$\text{EG: } \tau_{bx} = \tau_f + \rho_f f_b u^2 \dots (3)$$

$$f_b = \begin{cases} 25/4 (f_d + f_f) (h/d_m)^{-2} & \text{if: } \frac{25}{4} (f_d + f_f) \left(\frac{h}{d_m}\right)^{-2} < \left(A_r - \frac{1}{\kappa} + \frac{1}{\kappa} \ln \frac{h}{\kappa_s}\right)^{-2} \\ (A_r - 1/\kappa + 1/\kappa \ln(h/\kappa_s))^{-2} & \text{if: } \frac{25}{4} (f_d + f_f) \left(\frac{h}{d_m}\right)^{-2} \geq \left(A_r - \frac{1}{\kappa} + \frac{1}{\kappa} \ln \frac{h}{\kappa_s}\right)^{-2} \end{cases}$$

$$\tau_f = (C_m/C_b)^{1/5} (\rho_s - \rho_f) C_m g h \cos \theta \tan \phi_s$$

$$\text{MI: } \tau_{bx} = \tau_f + \rho_f f_b u^2 \dots (4)$$

$$f_b = \begin{cases} 25/4 (f_d + f_f) (h/d_m)^{-2} & \text{if: } C_m \geq C_c \\ \left\{ 1 - \left(\frac{C_s}{C_b}\right)^{1/5} \right\} \left\{ \left(\frac{\rho_s}{\rho_f} - 1\right) C_m + 1 \right\} (K_s + K_i + K_w)^{-2} \left(\frac{h}{d_m}\right)^{-2} & \text{if: } C_m < C_c \end{cases}$$

$$\text{FB: } 2|\tau_{bx}|^3 - 3(\tau_y + 2\tau_\mu)|\tau_{bx}|^2 + \tau_y^3 = 0 \dots (5)$$

C_s : 静止堆積層の砂礫の体積濃度, ϕ_s : 砂粒子の内部摩擦角, δ_f : 有効摩擦角, d_m : 砂粒子の代表粒径, n : マニングの粗度係数, θ : その地点における河床面と水平面のなす角度, τ_y : 降伏応力, τ_f : クーラン型の降伏応力, μ : 粘度($\text{Pa}\cdot\text{s}$), μ_B : 塑性粘度($\text{Pa}\cdot\text{s}^m$)

■離散化式

$$U_i^{t+\Delta t} = U_i^t - \frac{\Delta t}{\Delta x} (\delta E_{i+1/2}^- + \delta E_{i-1/2}^+) \dots (6)$$

i : 空間に対する添字, Δt : 時間の刻み幅, Δx : 空間の刻み幅, δE^\pm : 数値流束

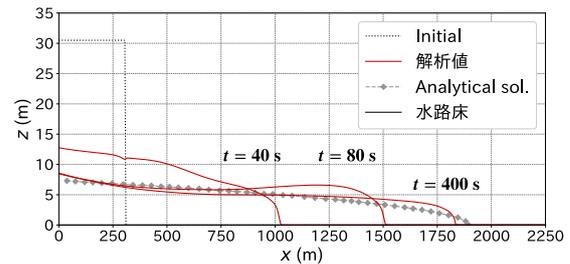


図-1 ゲート解放後の流動層厚高の解析結果

補正する処理が施されている。また、移動限界流動深を h_v とし、流動深が h_v 以下の場合に流速を 0 とした

3. モデルの検証

本モデルを、Hung¹²⁾のビンガム流体のダム破壊流れの解析解と USGS の固定床での土石流実験¹³⁾に適用しその再現性について検証した。

Hung¹²⁾は、高さ 30.5m、長さ 305m の貯水槽から密度 $\rho_m=1835\text{kg/m}^3$ のビンガム流体を流出させるダム破壊流れについて解析解を求め、フロント到達位置は $x=1896\text{m}$ となることを示している。Naef et al.¹⁴⁾は、数値解析より Hung¹²⁾の解析解の再現を試み、降伏応力 $\tau_y=1500\text{Pa}$ 、粘度 $\mu_B=100\text{Pa}\cdot\text{s}$ として式(5)の FB の抵抗則でフロント到達位置 $x=1850\text{m}$ になることを示している。ここでは、Hung¹²⁾の解析解をベンチマークとして、本解析モデルの抵抗の取り扱いについて検証した。抵抗則には Naef et al.¹⁴⁾と同様に FB を、 τ_y, μ_B も Naef et al.¹⁴⁾と同様な値を、計算格子間隔 $\Delta x=5.00\text{m}$ 、クーラン数 $C_r=0.5$ を用いた。

図-1 に、ゲート開放後、 $t=40, 80, 400$ 秒後の流動層厚高の解析結果を示す。図中には、 $t=400$ 秒の Hung¹²⁾

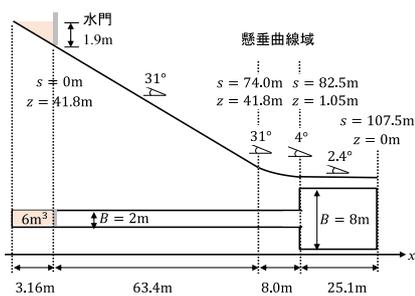


図-2 USGSの実験装置図

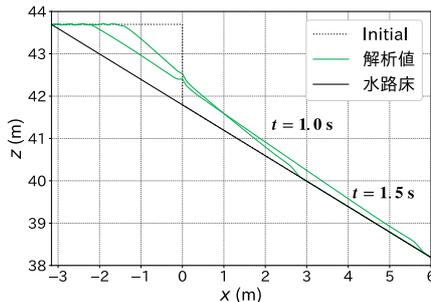


図-3 流動層厚高の経時変化図

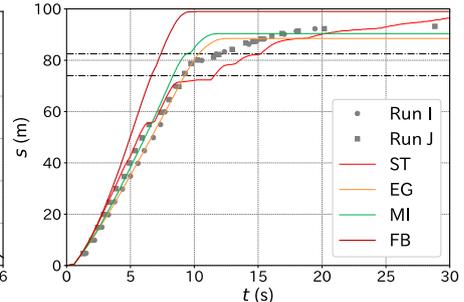


図-4 解析結果と実験値との比較

の解析解もあわせて示している。これより、本解析のフロント到達位置は $x=1880\text{m}$ であり、Hung¹²⁾の解析解および Naef *et al.*¹⁴⁾の結果と同程度であること、層厚高も Hung¹²⁾の解析解と概ね一致すること、数値振動の発生もなく安定して計算可能であることが確認できる。これらから、本モデルの抵抗の取り扱いは妥当と考えられる。

次に、本モデルを USGS の固定床での土石流実験¹³⁾に適用し、その再現性精度について検証した。実験は図-2の実験装置で実施されている。代表粒径 $d_m=6.9\text{mm}$ 、初期濃度 $C_m=0.6$ 、密度 $\rho_m=2020\text{kg/m}^3$ 、周囲流体の密度 $\rho_f=1000.0\text{kg/m}^3$ の土石流を 6m^3 で貯留させた後、ゲートを1秒程度で開放させることで土石流を発生させている。抵抗則には ST, EG, MI, FB を用い、そのパラメータ値は、ST では $n=0.018\text{m}^{-1/3}\cdot\text{s}$ 、EG, MI では内部摩擦角 $\phi_s=40^\circ$ 、FB では降伏応力 $\tau_y=393\text{Pa}$ 、粘度 $\mu_B=1.66\text{Pa}\cdot\text{s}$ とした。計算格子間隔 $\Delta x=0.10\text{m}$ 、クーラン数 $C_r=0.95$ を用いた。なお、解析結果の時間は、実験ではゲート開放に1s必要であったことを踏まえ0.5s遅らせている。

図-3に、流動層厚高の経時変化について、MIを用いた解析結果を示す。これより、土石流は、流動層厚を低下させながら流下することが確認できる。図-4に、土石流のフロント位置 s の経時変化の解析結果と実験値との比較を示す。フロント位置は、流動深が h_v より大きい地点とした。また、本モデルは1次元モデルのため、土石流フロントが図-2の $s=82.5\text{m}$ よりも下流となるデータとの比較は実施していない。これらより、(1) ST, EG, MI のいずれの解析結果もフロント到達位置の時間変化に関する定性的な傾向を概ね再現していること、(2) 特に、EGとMIが最も実験値を再現していること、(3) 一方で、流下速度に関しては、STが図-2の懸垂曲線域で過小に評価していること、(4) FBは抵抗が最も小さく、土石流の流下速度を過大に評価していること、などが確認できる。FBのフロント到達位置の再現性が低い理由としては、土石流を対象とした抵抗則であるEGやMIとは異なり、レイノルズ応力や粒子の非弾性衝突などを考慮していないため、本来より τ_{bx} を過小に評価していると考えられる。

4. おわりに

本研究で、1次元土石流解析モデルを新たに構築し、複数の抵抗則を用いた解析結果と既存の実験値とを比較した結果、(1) いずれの抵抗則もフロント位

置の経時変化を定性的に再現可能であること、(2) EGとMIが最もフロント位置の再現精度が高く、ST, FBの順で再現精度が高いことなどが確認された。今後は、同モデルに侵食・堆積を考慮したいと考えている。

参考文献

- 1) 国土交通省:平成29年7月九州北部豪雨による土砂災, https://www.mlit.go.jp/river/sabo/h29_kyushu_gou/top.htm, 2017 (閲覧日 2025/2/25).
- 2) 国土交通省:令和6年9月20日からの大雨による被害状況等について(第25報), https://www.mlit.go.jp/saigai/saigai_240920.html, 2024 (閲覧日 2025/2/25)
- 3) 重枝未玲ら:平成29年7月九州北部豪雨時の赤谷川流域を対象にした表面流・地中流解析と斜面崩壊危険度評価, 河川技術論文集, 第26巻, pp.563-568, 2020.
- 4) 国立研究開発法人土木研究所:降雨流出解析と連動した土石流の流出・氾濫解析法, 土木研究所資料, 第4419号, p.52, 2022.
- 5) 国立研究開発法人土木研究所:土石流・掃流状態集合流動・掃流砂流の氾濫に関する並列計算オープンソースプログラムの開発, 土木研究所資料, 第4419号, p.93, 2022.
- 6) 高橋保, 中川一:豪雨時に発生する石礫型土石流の予測, 砂防学会誌(新砂防), Vol.44, No.4, pp.47-52, 1991.
- 7) 鈴木拓郎ら:土砂移動シミュレーション手法における輸送形態の遷移に伴う不連続性の解消に関する研究, 砂防学会誌, Vol.66, No.2, pp.21-30, 2013.
- 8) 江頭進治, 伊藤隆郭:土石流の数値シミュレーション, 日本流体力学会数値流体力学部門Web会誌, Vol.12, No.2, pp.33-43, 2004.
- 9) 宮本邦明, 伊藤隆郭:支配方程式に侵食速度式を導入した婆の土石流の数値シミュレーション手法, 砂防学会誌, Vol.55, No.2, pp.24-35, 2002.
- 10) Murillo, J. and García-Navarro, P.: Wave Riemann description of friction terms in unsteady shallow flows: Application to water and mud/debris floods, *Journal of Computational Physics*, Vol. 231, pp. 1963-2001, 2012.
- 11) Martínez-Aranda, S. *et al.*: Novel discretization strategies for the 2D non-Newtonian resistance term in geophysical shallow flows, *Engineering Geology*, Vol.302, 2022.
- 12) Hung¹²⁾, O.: A model for the runout analysis of rapid flow slides, debris flows and avalanches *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 32, No. 4 pp. 610-623, 1995.
- 13) Iverson, R.M. *et al.*: Positive feedback and momentum growth during debris flow entrainment of wet bed sediment, *Nature Geoscience*, Vol. 4 pp. 116-121, 2011.
- 14) Naef, D. *et al.*: Comparison of flow resistance relations for debris flows using a one-dimensional finite element simulation model, *Natural hazards and earth system sciences*, Vol. 6, pp. 155-165, 2006.