立木に折損を生じさせる土石流の流動深の評価に関する実験的研究

EXPERIMENTAL STUDY ON DEPTH OF DEBRIS FLOW CAUSING BREAKING OF STANDING TREES

伊藤 涼[1]・永野 博之[2]
Ryo ITO, Hiroyuki NAGANO

[1]群馬工業高等専門学校専攻科（〒371-8530　前橋市鳥羽町 580 番地）
[2]群馬工業高等専門学校環境都市工学科（〒371-8530　前橋市鳥羽町 580 番地）
E-mail: hr-nagano@gunma-ct.ac.jp

***Key Words**: woody debris, drift wood, debris flow, tree breakage, laboratory experiment*

1. はじめに

近年，河川上流域で発生した集中豪雨等に起因する土石流が，大量の流木を伴って流下し，下流域に甚大な被害をもたらす事例[1),2)]が報告されている．流下した流木は，衝突による直接的な家屋・構造物の破壊のみならず，橋梁等において集積・閉塞を引き起こし，河川の氾濫を助長するなど，災害形態を複雑化させる要因となっている．

流木災害対策を行う上で，発生・流下する流木の諸元（量，長さ，直径等）を推定することは重要である[3)]．特に流木長は，橋梁等の構造物における捕捉・集積リスクを左右する極めて重要な物理量[4)]である．また，流木は流下の過程で摩耗や折損により短くなることが既往の災害調査において指摘されている．例えば，渋谷ら[5)]は 2010 年広島県庄原市の土石流災害における現地調査を通じ，堆積した流木の多くが根元付近や幹の両端で折損している実態を明らかにしている．また，永野ら[6)]も，2017 年九州北部豪雨の調査において，流下・氾濫の過程で流木が摩耗・折損し，長さに変化が生じた可能性を指摘している．しかしながら，こうした流木の折損メカニズムを物理的に検討し，流下に伴う流木長の変化を定量的に評価した研究は極めて少ない．これに対し，流木の折損に着目した数少ない既往研究として，福岡ら[7)]は単純支持梁モデルを用いた衝突による破断限界速度を提案し，現地データとの整合性を示している．しかし，これらの既往研究でも流木が流下中に「どのように折れ，最終的にどの程度の長さとなるのか」という折損プロセスは依然として不明瞭であり，任意の地点における正確な流木長の評価は未だ困難な状況にある．

任意の地点での流木長を評価するためには，流下過程での変化に加え，そもそもどの程度の長さの流木が生産されるのかという「立木の折損・流木化プロセス」を明らかにする必要がある．流木発生の主要な要因としては，土石流による立木の折損による流出が考えられる．一般に，立木が流木化する形態は，幹が折損する幹折れと，根系が地盤から引き抜かれる根返りに大別される[8)]．根返りの場合は樹高に相当する長さの流木が生産されるのに対し，幹折れではその折損位置によって流木長が大きく変化する．こうした知見に対し，伊藤ら[9)]は立木の折損による流木化のプロセスに着目し，幹折れを対象とした室内実験を通じて多くの立木が土石流の衝突によって根元から折損し，結果として樹高から根系を除いた長さで流出することを示した．しかしながら，具体的にどの程度の規模の土石流が作用すれば立木の折損が発生するのか，その定量的な発生条件は未だ明らかにされていない．

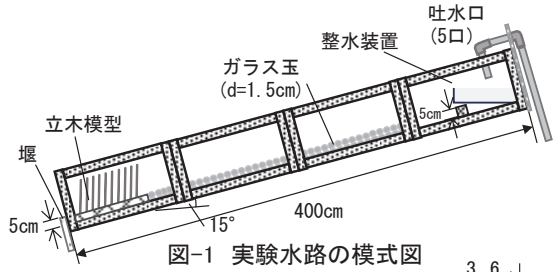


図-1 実験水路の模式図

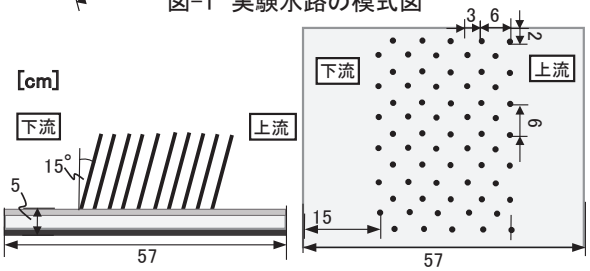


図-2 立木模型側面図，平面図

表-1 実験ケース

CASE	素材	本数	直径(mm)	流量(*l*/s)
1	南洋材	65	2	9.3
2	黒鉛	65	2	9.2

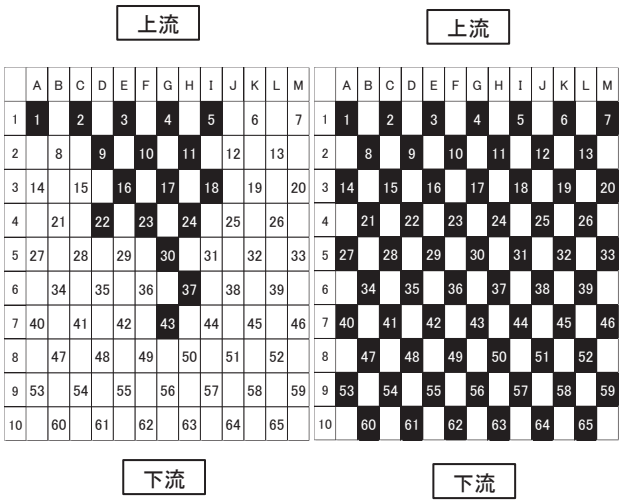


図-3 折損した立木の位置(左:CASE1 右:CASE2)

表-2 実験結果

CASE	素材	本数	折損数	折損率(%)
1	南洋材	65	17	26
2	黒鉛	65	65	100

そこで本研究では，単一素材であった伊藤ら [9]の研究から発展させ，素材の異なる立木模型を用いた室内実験を行った．また，理論解析と実験結果より折損に至る力学的条件を検討し，折損発生に必要な土石流の流動深（限界流動深と称す）を算出した．

2. 実験方法

実験に使用した水路は，全長 400cm，幅 40cm，側壁高 40cm，勾配 15 度の長方形断面水路である．側壁はアクリル，底面は平均粒径 1cm の川砂利を張り付けたコンパネを用いている．水路全体は合計 4 フレームの木製フレームで構成されており，1 フレームの長さは 1m である．下流端から 1 フレーム目に立木模型を設置し，模型上流から 3 フレーム目までの区間を移動床とした．河床材料としては粒径 1.5cm のガラス玉(2.44g/cm^3)を用い，5cm の厚さで敷設した．地下ピット中の水中ポンプを通じて汲み上げられた水が，塩化ビニルパイプを通じて，上流端に設置された 5 つの吐水口から供給される．実験では河床材料の敷設前に各ポンプで流量計測を行い，約 9 L/s の清水が供給流量となるようにした．下流端には，5cm 高さの堰を設置し，模型が流出しないようにした（図-1）．

本実験で使用した立木模型の模式図を図-2 に示す．立木模型は長さ 57cm，幅 40cm である．立木には長さ 17.5cm，直径 D_m = 2mm の南洋材，市販の鉛筆から芯部のみを取り出した黒鉛-粘土複合材を用いた（以下，これを単に黒鉛と称す）．立木の本数は N= 65 本で，千鳥配置になるように 7 本と 6 本を 3cm 間隔で繰り返し配置した．立木は水路に設置した際に地面に対し垂直となるように，15 度の角度でさし立てた．また，根返りを防ぐためパラフィンを路床に流し込み，自然冷却で固めて立木を固定した．

実験ケースを表-1 に示す．実験では，まず立木模型を設置し，水路に河床材料を敷設した．その後，吐水口から 15 秒間清水を供給し土石流を発生させ，立木模型内に流入させた．また，下流端から流れが流出し始めた約 2 秒後からコンテナを用いてガラス玉と水とを合わせて約 2 秒間キャッチングを行い，コンテナ内の水とガラス玉の重量計測結果と密度から体積に換算し，土砂濃度を算出した．また，側方および上方からデジタルカメラおよびビデオカメラで立木折損および流れの状況を撮影した．なお，本研究における実験は単回実験であり，以降の実験結果についてのばらつき評価は今後の課題である．

3. 実験結果

(1) 折損した立木の本数と折損した立木の位置

実験結果を表-2 に示す．実験では，CASE1（南洋材）と CASE2（黒鉛）のいずれにおいても立木の折損が確認された．CASE1 は全 65 本のうち 17 本の立木が折損し，折損率は 26%であった．これに対し，CASE2 では 65 本のすべてが折損し，100%となった．

図-3 に，各実験ケースにおける立木の折損位置の

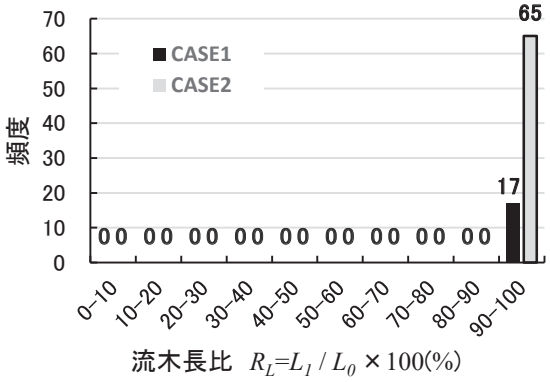


図-4 折損した立木の長さの分布

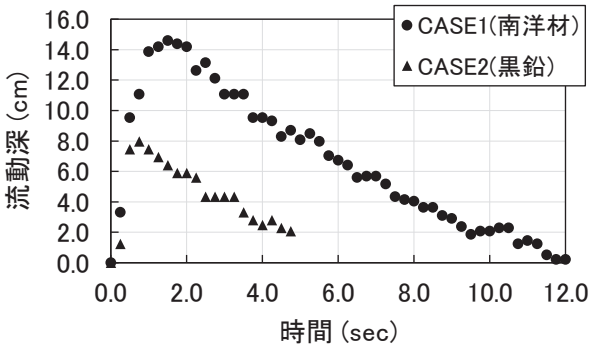


図-5 流動深の時系列変化（立木模型 1 列目）

平面分布を示す．図中の黒塗りセルは折損した立木を示しており，セル内の数値は上流右岸側を起点とした立木番号である．CASE1 における折損個所の内訳は，1 列目：5 本，2 列目：3 本，3 列目：3 本，4 列目：3 本，5～7 列目：各 1 本であり，折損個所は概ね流路中央付近に集中する傾向がみられた．水路上方から立木模型を平面的に撮影したビデオカメラの映像では，立木模型内に流入する土石流の先頭部の形状が流路中央を頂点とした放物線状を呈しており，中央付近の立木に対して，荷重が先行して作用したことが要因だと考えられる．一方，CASE2 ではすべての立木が折損した．ビデオカメラの映像では，流下した土石流が立木模型に対し衝突と折損を繰り返し，連鎖的に全数が折損に至る様子が確認された．

(2) 折損した立木の長さの分布

実験終了後，水路内に残存した立木模型の根元部分の長さを計測し，元の立木長 L_0 に対する折損した部分（流木化した部分）の長さ L_1 の割合を算出した．この値を流木長比 R_L ($R_L = L_1 / L_0$) と定義する．

図-4 に，CASE1，2 における流木長比 R_L の頻度分布を示す．横軸は流木長比 R_L，縦軸は頻度（本数）である．実験の結果，すべての立木模型において根元付近での折損が確認された．その結果，図-4 の分布においても R_L が 0.9 から 1.0（90%～100%）の範囲に頻度が集中しており，他の領域での折損は確認されなかった．このように，立木模型の全数が根元から折損した結果は，土石流の衝突によって立木根元に生じた最大曲げモーメントが材料の曲げ強度を超過し，曲げ破壊が発生したことを示唆している．

(3) 流動深の時系列変化

上流端から供給された清水は，流下に伴い移動床の河床材料を取り込みながら流動深を増大させ，段波状の土石流となって立木模型内に流入した．図-5 に，立木模型 1 列目における流動深の時系列変化を示す．流動深は，流下前の路床面から水面までの距離とし，側面から撮影した動画を用いて水路側面のメジャーと比較して読み取った．流動深の計測位置の妥当性と精度検証については，今後の課題とする．図は，立木模型内（下流端から 57cm）に土石流のフロントが到達した瞬間を 0 秒とし，側面の左岸映像から 0.25 秒間隔で流動深を読み取り，プロットしたものである．CASE1（南洋材）では，流入直後から流動深が急激に上昇し，t = 1.50s において最大流動深 14.6cm を記録した．その後，ピークを過ぎると流動深は緩やかに減少した．一方，CASE2（黒鉛）においても同様の増減傾向を示したが，最大流動深は t = 0.75s において 8.0cm となり，CASE1 の約半分程度の値に留まった．これは立木模型の折損しやすさに起因する．なお，立木区間到達前の等流状態の流動深の読み取り値は約 8.0cm である．CASE1 では立木が折損しにくいため，模型内への流入時，立木根元付近では立木の抵抗によって流速が低下し，土石流先頭に含まれる河床材料の一部が模型内に一時的に捕捉・滞留する様子が観察された．この滞留した河床材料の上に後続の土石流が乗り上げることで，河床付近では低速，水面付近では高速となる流速の鉛直分布が形成された．つまり，底面付近の低速流の上部を後続流が越流するような形態となり，立木の上流側と下流側で顕著な流動深の差が生じた．これに対し，CASE2 では立木が早く折損し流出したため，流れに対する抵抗が無くなり，流動深の上昇が抑制された．その結果，CASE1 では立木模型内に多くの河床材料が捕捉・滞留したことで土砂濃度が 30%，CASE2 では河床材料が捕捉されることなく流下したため，43%となり，CASE2 は CASE1 に比べ高い値を示した．なお，CASE2 で 5 秒以降に描点がないのは，立木模型の上流側に敷設した河床材料が流失し，段上がりの流れになることから，本研究で対象とする流れとは区別して扱う必要があるためである．

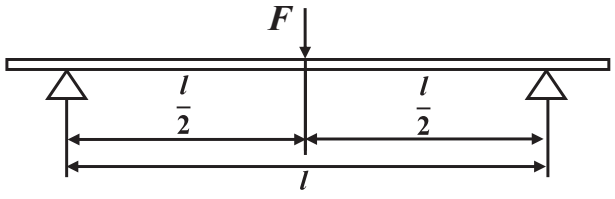


図-6 破壊荷重の試験方法の模式図

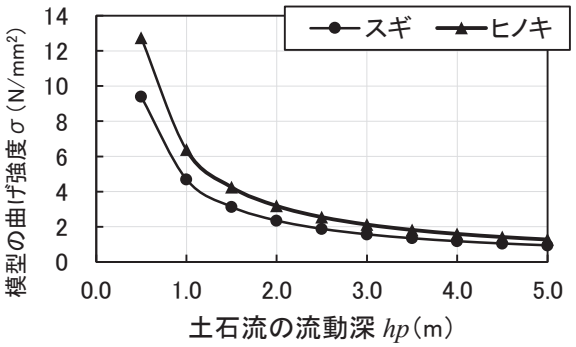


図-7 土石流の流動深と流木模型の曲げ強度

4. 考察

(1) 模型材料の妥当性

黒鉛と南洋材の基礎的な物性値を計測するために，JIS S 6005[10]を参考に曲げ試験を行った．試験の模式図を図-6 に示す．試験方法は 3 点曲げ試験とし，支点間距離は 60mm に設定し実験を行った．

支点から，$l/2$ の地点に錘を載荷し，降伏した質量を計測した．曲げ強度は以下の式より算出した．

$$\sigma = \frac{M}{Z} = \frac{8mgl}{\pi d^3} \qquad (1)$$

ここに，σ ：曲げ強度，M：曲げモーメント，Z:断面係数，d：流木模型の直径，m：降伏時の質量，g：重力加速度，l：支点間距離である．試験は黒鉛と南洋材それぞれ 3 回ずつ行い，その平均値を曲げ強度として採用した．試験の結果，黒鉛の曲げ強度は σ_{gra} = 92.7 N/mm^2，南洋材は σ_{wood} = 281.9 N/mm^2 であった．また，不偏標準偏差は黒鉛では 2.8 N/mm^2，南洋材では 37.0 N/mm^2 であった．

本研究で対象とする土石流は重力が支配的な現象であることから，実験の相似則としてフルード則を適用する．立木模型を直径 D の円柱とすると，立木の抵抗モーメント M_{res} は曲げ強度 σ と断面係数 Z を用いて次式で表される．

$$M_{res} = \sigma Z \propto \sigma D^3 \qquad (2)$$

一方，流体により生じる外力モーメント M_{ext} は力 F と作用距離 L の積であり，模型縮尺 n とするとフルード相似則では $F \propto n^3$, $L \propto n$ より，式(3)で表される．

$$M_{ext} \propto n^4 \qquad (3)$$

破壊条件を相似則に保つためには M_{res} も n^4 に比例する必要があり，幾何相似より $D \propto n$（すなわち $D^3 \propto n^3$）であるため，以下の関係が得られる．

$$\sigma \propto n \qquad (4)$$

よって模型の曲げ強度 σ_m と実現象の曲げ強度 σ_p は

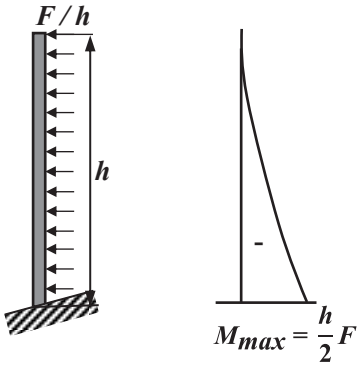


図-8 片持ち梁（等分布荷重モデル）

$$\sigma_m = \frac{1}{n}\sigma_p \quad \left(n = \frac{h_p}{h_m}\right) \qquad (5)$$

となる．ここに σ_m：立木模型の曲げ強度，σ_p：実現象の立木の曲げ強度，h_p：実現象の流動深，h_m:模型の流動深である．スギ・ヒノキ丸太の曲げ試験結果[11]から曲げ強度は σ_p = 58.7N/mm^2，79.7N/mm^2 とする．実験で発生した土石流の流動深は 3 (3) に述べた立木区間到達前の流動深より $h_m \fallingdotseq 8.0$cm とした．式(5)より，スギ・ヒノキを模擬した模型実験における土石流の流動深 h_p と模型の曲げ強度の関係を図-7 に示す．グラフから，実現象の土石流の流動深 h_p：0.5m~5.0m では換算した模型の曲げ強度（模型換算値）はスギの場合約 0.9～9.4N/mm^2，ヒノキの場合では約 1.3～12.8N/mm^2 である．そのため，実験で用いた黒鉛は 7.24～103 倍，南洋材は 22.0～313.2 倍強い素材であったといえる．本実験では，スギ・ヒノキ丸太の曲げ強度の模型換算値よりも強度の高い黒鉛模型でも折損したことから，換算値の曲げ強度の模型を使用した場合，確実に折損すると考えられる．

(2) 破壊荷重の定量的評価

本実験における土石流は，ガラス玉と清水が一体となって流下し，立木模型に対し面的に衝突・作用したとして，図-8 に示すように，流木に作用する荷

重を等分布荷重(単位高さあたりの荷重)と仮定し，片持ち梁の等分布荷重モデルとして考える．このモデルでは，鉛直方向の流速分布や土砂濃度分布は考慮せず，図-8(a)のように土石流の流動深 h まで立木に等分布荷重 F/h （F は立木への破壊荷重）が作用するとし，立木には図-8(b)のように曲げモーメントが作用する．

破壊条件を式(6)に示す．立木の折損は抵抗モーメント M_{res} を破壊モーメント M_{ext} が上回るときに発生すると考えられ，次式で示される．

$$M_{ext} \geq M_{res} \tag{6}$$

ここで，M_{res} および M_{ext} は次式で定義される．

$$M_{ext} = F\frac{h}{2} \tag{7}$$

$$M_{res} = \sigma\frac{\pi D^3}{32} \tag{8}$$

ここに，σ:曲げ強度，Z: 断面係数，D : 立木の直径である．式(7), (8)を式(6)に代入して折損が発生する最小の破壊荷重 F に関する式(9)を得る．

$$F \geq \frac{\pi}{16}\frac{D^3}{h}\sigma \tag{9}$$

また, 模型の破壊荷重 F_m は以下の式(10)で表される．

$$F_m \geq \frac{\pi}{16}\frac{{D_m}^3}{h_m}\sigma_m \tag{10}$$

ここで，映像より CASE2（黒鉛）において流動深 h_m = 8.0cm ですべての立木が折損した．これに対し，CASE1 については，流動深が立木模型の高さ付近まで達したことや，中央部の立木が先行して折損したため視認性の限界から，平面・側面映像のいずれからも正確な折損時刻および流動深を特定するには至らなかった．しかし，南洋材を用いた伊藤ら [9]の実験では，流動深 8.0cm では折損は発生していないことから模型の破壊荷重が，黒鉛を基準として算出される値（下限値）と，南洋材を基準として算出される値（上限値）の間の領域にあると推定される．

$$F_{gra} \leq F_m < F_{wood} \tag{11}$$

よって，発生した破壊荷重は 1.82N ≤ F_m < 5.54N の領域にあると算定される．

(3) 立木の折損に必要な流動深（限界流動深 h_c）

フルード相似則に基づき，実規模(*p*)と模型(*m*)の破壊荷重の比を考慮する．土石流による全圧が h に比例し，受圧面積が $D\,h$ であることから，$F_p \propto D\,h^2$ の関係が成り立つ．したがって，実規模の破壊荷重 F_p は次のように記述できる．

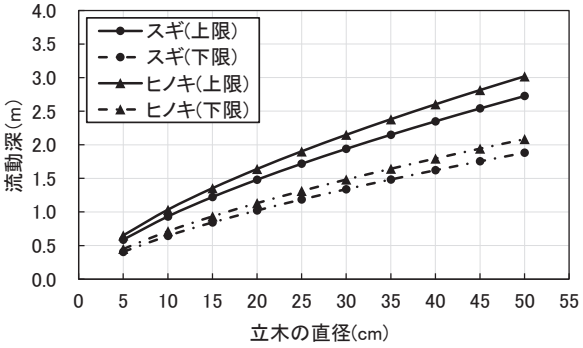


図-9 立木の直径と折損に必要な流動深

$$F_p = \frac{D_p {h_p}^2}{D_m {h_m}^2}F_m \tag{12}$$

この F_p を実規模における破壊条件式である式(13)に代入することで，式(14)が導かれる．

$$F_p \geq \frac{\pi}{16}\frac{{D_p}^3}{h_p}\sigma_p \tag{13}$$

$$\frac{D_p {h_p}^2}{D_m {h_m}^2}F_m = \frac{\pi}{16}\frac{{D_p}^3}{h_p}\sigma_p \tag{14}$$

両辺に h_p を乗じ，左辺を ${h_p}^3$ について整理すれば,

$$ {h_p}^3 \geq \frac{\pi}{16}\frac{\sigma_p {h_m}^2 D_m}{F_m}{D_p}^2 \tag{15}$$

となり，最終的に実規模の限界流動深 h_p を算出する式(16)を得る．

$$h_p \geq \sqrt[3]{\frac{\pi}{16}\frac{\sigma_p {h_m}^2 D_m}{F_m}{D_p}^2} \tag{16}$$

ここに, 曲げ試験の結果 [11]より, 立木の曲げ強度（スギ・ヒノキ）σ_p = 58.7N/mm², 79.7N/mm² とする．ここで，F_m はモデルの曲げ強度に比例することから，h_p は曲げ強度に反比例する特性を持つ．そのため，実験で使用した模型のうち，低強度の黒鉛(*Graphite*)による結果を折損に必要な流動深 h_c(限界流動深 h_c)の上限値，高強度の南洋材(*Wood*)による結果を下限値として設定できる．よって，限界流動深 h_c は $h_{wood} \leq h_c < h_{gra}$ と定義できる．算定の結果, 本実験条件（土砂濃度 C = 43%，流路勾配 I = 15°）における直径 25cm の立木の限界流動深 h_c はスギで 1.19m < h_c ≤ 1.72m，ヒノキで 1.31m < h_c ≤ 2.00m である（図-9）．以上より，本実験の条件に基づいて限界流動深を試算した場合には，直径 25cm 程度の立木であっても

約 2.0m 程度の土石流流動深で折損に至る結果となる．実際の渓流や氾濫域には，25cm 以下の立木も存在するため，土石流流下時には広範囲の地点で立木が根元から折損が生じ，流木化すると考えられる．また，本研究では立木の折損条件に着目したが，流動深が上述の限界流動深 h_c に達しない場合であっても，地盤の支持力が土石流による流体力を下回れば，樹体が根系ごと転倒する根返りが発生する可能性がある．根返りによって生産される流木は，根系から樹冠までの樹高全体が流木長となるため，幹折れの場合と比較して流木長はさらに長くなる．したがって，折損と根返りのいずれの破壊形態をとるにせよ，土石流の流下に伴い，樹高に匹敵する流木が下流域へ供給される可能性は極めて高いといえる．

渋谷ら [5]による現地実測調査によれば，堆積した流木の長さの分布は対数正規分布に高い適合を示し，樹高よりも短い流木が多数確認されている．本研究の実験結果および力学的検討から導かれた「発生初期の流木長は樹高と同程度である」という結論と，現地調査結果を併せて考えると，流木は発生（流木化）の瞬間ではなく，その後の土石流とともに流下する輸送プロセスにおいて，流木同士の衝突や構造物への接触に伴う二次的な折損・細分化を繰り返している可能性が極めて高いと考えられる．

5. おわりに

本研究では，水路実験を通じて土石流による立木の折損・流木化プロセスを検討した．その結果，立木模型を用いた実験により，土石流の衝突に伴う立木の破壊形態は，根元付近を支点とした曲げ破壊が顕著であった．また，実験結果から得られた破壊荷重に対し，フルード相似則を用いた力学的検討から，任意の直径に対する限界流動深の算定式を導出した．算出した式を用いた試算により，本実験の条件では，直径 25cm 程度の立木（スギ・ヒノキ）であっても，流動深 1.5m～2.0m 程度の土石流によって折損・流木化し得ることが定量的に示された．今後は，本研究で対象とした土石流による直接的な衝突以外での流木の発生要因（斜面崩壊や河岸侵食に伴う倒伏など）を解明するとともに，輸送過程における流木の折損メカニズムを定量化し，流域全体における流木長の時系列変化を予測する手法を検討する必要がある．また，計測方法の高度を図った上で，条件の異なる実験を複数回実施して知見を集積する必要がある．本研究で提案したモデルでは，流速や土砂濃度の分布は考慮せず，粒子衝突や立木間の干渉は明示的に扱っていない．このため，集積した知見をもとに，本モデルの適用性についての検証が必要であると考える．

参考文献

1) Kenta Koyanagi, Taku Yamada and Koji Ishida : Rediscovering wood-laden debris flow studies: A perspective from Japan，Earth Surface Processes and Landforms , Vol. 48, issue 1, pp.104-118, 2022.
2) 土木学会水工学委員会 2017 年九州北部豪雨災害調査団:平成 29 年 7 月九州北部豪雨災害調査報告書, pp.166-167，2020.
3) 石川芳治：最近の流木災害の特徴と対策，第 9 回土砂災害に関するシンポジウム論文集，pp.61-66，2018.
4) 橋本晴行，池松伸也，喜多貢菜，船田昂志，西田悠人，ムハマド ファリド マリカル:ピアのない橋梁による洪水時の流木捕捉と水位上昇に関する実験的研究, 第 9 回土砂災害に関するシンポジウム論文集, pp.97-102, 2018.
5) 渋谷一，香月智，大隅久，國領ひろし：平成 22 年 7 月 16 日に広島県庄原市で発生した豪雨災害における流木実態調査，砂防学会誌，Vol. 64，No.1，pp.34-39，2011.
6) 永野博之，福岡尚樹，橋本晴行：2017 年九州北部豪雨により発生した朝倉市白木谷川流域の流木・土砂・水混相流の流出規模に関する研究，河川技術論文集，第 24 巻，pp.487-492，2018.
7) 福岡尚樹，永野博之，浅井光輝，橋本晴行 : 土石流によって輸送される流木の破断に関する考察, 土木学会論文集，2026，82 巻，15 号，25-15018，2026.
8) 独立行政法人　森林総合研究所：風害・森林火災軽減対策，p.1，平成 18 年 3 月．https://www.ffpri.go.jp/fic/s/documents/1st-chukiseika-12.pdf（2026.3.15 最終閲覧）
9) 伊藤涼，永野博之，森田年一：土石流の衝突による立木の折損の特徴と評価についての実験的研究，第 12 回土砂災害に関するシンポジウム論文集，pp.95-100，2024.
10) 日本規格協会 JIS S 6005:2019 シャープペンシル用芯，2019.
11) 中田欣作，森本定雄：スギおよびヒノキの磨き丸太の曲げ強度試験，奈良県森技セ研報, No.42, p.32, 2013.

（2026. 5. 29　受付）