

AperTO - Archivio Istituzionale Open Access dell'Università di Torino

**STUDI TEORICI SPERIMENTALI PER LA VALUTAZIONE DI SPINTE SU OSTACOLI DETERMINATE DA FENOMENI DI FLUSSO**

**This is the author's manuscript**

*Original Citation:*

*Availability:*

This version is available <http://hdl.handle.net/2318/1527391> since 2015-10-28T15:16:20Z

*Publisher:*

GNIG

*Terms of use:*

Open Access

Anyone can freely access the full text of works made available as "Open Access". Works made available under a Creative Commons license can be used according to the terms and conditions of said license. Use of all other works requires consent of the right holder (author or publisher) if not exempted from copyright protection by the applicable law.

(Article begins on next page)

## STUDI TEORICI SPERIMENTALI PER LA VALUTAZIONE DI SPINTE SU OSTACOLI DETERMINATE DA FENOMENI DI FLUSSO

Federico Vagnon

*Università degli Studi di Torino - Dipartimento di Scienze della Terra  
federico.vagnon@unito.it*

Anna Maria Ferrero

*Università degli Studi di Torino - Dipartimento di Scienze della Terra  
anna.ferrero@unito.it*

Andrea Segalini

*Università degli Studi di Parma - DICATeA  
andrea.segalini@unipr.it*

### Sommario

Questa nota ha l'obiettivo di analizzare l'interazione tra masse fluide e ostacoli posti lungo la traiettoria di flusso e di proporre una nuova formulazione per la valutazione della forza di impatto su tali ostacoli. A tal proposito, sono stati condotti numerosi test utilizzando una canaletta in acciaio che simula, a piccola scala, l'evoluzione di un fenomeno di flusso all'interno di un bacino. Le caratteristiche del flusso, in termini di altezza e velocità, e le pressioni generate, sia dinamiche che statiche, sono state misurate utilizzando 4 misuratori di livello ad ultrasuoni, 4 celle di carico e un sensore di pressione. I risultati ottenuti sono stati comparati con le principali formulazioni presenti in letteratura e con la nuova equazione proposta.

Inoltre, nella presente nota viene fornita una breve revisione dell'analisi dimensionale dei fenomeni di flusso considerando gli effetti di scala sui risultati ottenuti.

### 1. Introduzione

Lo studio dell'interazione dinamica tra fenomeni di flusso e ostacoli (o più generalmente strutture) riveste un ruolo importante nell'ingegneria geotecnica; dopo anni in cui ci si è occupati principalmente delle cause di innesco, della fisica e della propagazione di tali fenomeni, oggi la ricerca è rivolta alla determinazione dell'azione d'impatto che si genera tra flusso e struttura e le conseguenze correlate. Se si considera che ogni anno, numerosi eventi gravitazionali assimilabili a fenomeni di flusso interessano le regioni alpine causando ingenti danni e perdite di vite umane, la comprensione e la previsione della loro interazione con strutture, diventano obiettivi primari per la valutazione e gestione del rischio.

Per determinare la forza di impatto da utilizzare come input nella progettazione di strutture di protezione occorre ampliare il discorso, innanzitutto facendo riferimento alla disponibilità di dati provenienti da monitoraggio di casi reali al fine di validare i modelli estimativi e successivamente, all'applicabilità a larga scala di queste soluzioni.

La carenza di misure in campo, data sia dagli elevati costi dei sistemi di monitoraggio che dalle difficoltà oggettive dell'ambiente in cui questi fenomeni si originano, fa sì che i modelli fisici a piccola scala costituiscano una preziosa risorsa (Armanini and Scotton, 1992; Hubl and Holzinger, 2003; Canelli et al, 2012).

Inoltre, i test di laboratorio consentono di tenere sotto stretto controllo le variabili coinvolte nel

fenomeno e sono facilmente ripetibili. È pur vero che occorre considerare gli effetti scala che si generano e, a riguardo, le opinioni degli addetti ai lavori sono discordanti: numerosi autori hanno sollevato dubbi sull'accettabilità dei risultati condotti in laboratorio per quanto concerne i fenomeni di colata detritica (Iverson, 1997).

La progettazione di strutture di protezione, richiede modelli semplici per predire la pressione d'impatto con elevata affidabilità; questi modelli dovrebbero essere universalmente riconosciuti e dovrebbero essere costituiti da pochi parametri, facilmente valutabili. Perciò è necessario un accurato studio del comportamento del flusso nell'impatto con strutture al fine di definire criteri europei per la progettazione di barriere.

Questo articolo presenta i primi risultati di una serie di sperimentazioni condotte in laboratorio per ridurre le incertezze sulla predizione della forza di impatto.

## **2. Teoria della similitudine dei test a piccola scala**

La possibilità di simulare colate detritiche in laboratorio è un argomento dibattuto e controverso; anche se la teoria della similitudine fornisce il supporto necessario a giustificare tali esperimenti, gli effetti di scala giocano un ruolo importante nella comprensione del fenomeno (Longo, 2011). In particolare mentre la similitudine geometrica ( $\lambda$ ) si ottiene facilmente come rapporto tra la lunghezza del prototipo ( $L''$ ) e quella in laboratorio ( $L'$ ), il limite principale è rappresentato dalla similitudine dinamica delle forze in quanto esse sono fortemente condizionate dalla natura e viscosità del fluido (Iverson, 1997).

Queste problematiche vengono affrontate, in questo studio, partendo da un'accurata analisi dimensionale dell'impatto di una massa satura contro un muro rigido. La deformazione longitudinale di queste strutture è il parametro chiave che permette di valutare l'energia dissipata dalla massa. Da questo punto di vista, la densità media del detrito saturo  $\rho_m$ , la velocità  $v$ , l'altezza del flusso  $h$ , e la larghezza del canale  $B$ , giocano un ruolo fondamentale nella caratterizzazione della colata. D'altro canto, l'impatto e il detrito ritenuto a tergo della barriera sono collegati al modulo elastico  $E$ , alla tensione di snervamento  $\sigma_0$  e alla forma della barriera. Seguendo queste considerazioni, la deformazione della barriera può essere espressa come:

$$\delta = f(\rho_m, v, h, B, E, \sigma_0, \text{forma}) \quad (1)$$

Il criterio di similitudine produce le seguenti condizioni:

$$\begin{cases} r_\delta = r_B \\ \lambda = r_B \\ r_{\sigma_0} = r_{\rho_m} \cdot r_v^2 \\ r_E = r_{\rho_m} \cdot r_v^2 \\ r_v = \sqrt{\lambda} \end{cases} \quad (2)$$

dove  $r$  è il rapporto di scala.

Al fine di considerare queste relazioni, la similitudine di Froude è stata applicata per esaminare i test sperimentali.

## **3. Apparato sperimentale e procedura di analisi dei tests**

Gli esperimenti sono stati condotti in una canaletta di acciaio lunga 4 m e larga 0.4 m, in cui una barriera rigida è stata posizionata ortogonalmente al fondo del canale. L'inclinazione è variabile tra 30° e 35°. Il flusso è azionato dal rapido svuotamento di una benna direttamente all'interno del canale. (Fig. 1). Quattro misuratori di livello ad ultrasuoni sono stati montati lungo la mezzera del canale a distanza nota, decrescente man mano che ci si avvicina alla barriera.

Per misurare la forza normale agente sulla barriera, ai suoi vertici sono state installate quattro celle di carico. Queste apparecchiature hanno una frequenza di acquisizione di 1 kHz e sono state utilizzate per valutare sia altezza e velocità del flusso che forza di impatto sulla barriera. La velocità di impatto del



Fig 1. Apparato sperimentale

formazione di bolle di aria, che potrebbero falsare le misure, sovrastimandone i valori (Bagnold, 1939).

I tests sono stati condotti utilizzando una sabbia completamente satura. Le principali caratteristiche di questo materiale sono elencate in Tabella 1. Sei parametri adimensionali, sono stati calcolati per verificare che la corrente simulata possa rientrare nella classificazione delle colate detritiche presentata da Iverson, 1997.

Nella prima fase dello studio si è utilizzata una barriera rigida e impermeabile, al fine di trascurare le deformazioni e ridurre le variabili nella determinazione della forza di impatto.

flusso è stata stimata come il rapporto tra la distanza dell'ultimo misuratore di livello e il tempo di impatto con la barriera. Ed è stata determinata ad ogni misuratore di livello, al fine di verificare l'ipotesi che diventi costante al fondo della canaletta.

Un sensore di pressione è stato usato per controllare l'evoluzione delle pressione di impatto durante il progressivo riempimento della barriera. Questo dispositivo è formato da una matrice di 32x32 sensori piezoresistivi con una frequenza di campionamento di 50 Hz. Il sensore è stato fatto aderire perfettamente alla barriera in modo tale da evitare la

Tab 1. Caratteristiche principali della miscela.

Proprietà principali miscela		
Angolo di attrito	$\phi$ [°]	29
Densità media dei grani	$\rho_s$ [kg/m <sup>3</sup> ]	2630
Densità media del flusso	$\rho_m$ [kg/m <sup>3</sup> ]	1920
Concentrazione vol. solida	$C_s$	0.6
Concentrazione vol. liquida	$C_f$	0.4
Numero di Savage	$N_{Sav}$	0.144
Numero di Bagnold	$N_{Bag}$	888
Numero di massa	$N_{Mass}$	3.75
Numero di Darcy	$N_{Dar}$	576
Numero di Reynolds	$N_{Rev}$	236
Friction number	$N_{Fric}$	6628

#### 4. Approccio analitico

I modelli ipotizzati per valutare la forza di impatto di una colata di detrito contro una barriera sono numerosi. In particolare la forza di impatto può essere proporzionale alla pressione idrostatica oppure alla cinetica del flusso; per cui esistono tre gruppi di equazioni: idrostatiche, idrodinamiche e modelli misti.

Le equazioni idrostatiche sono riconducibili alla seguente forma:

$$F_{peak} = k \cdot \rho_m \cdot g \cdot h_f \cdot A \quad (3)$$

dove  $F_{peak}$  è la forza massima di impatto espressa in N,  $k$  è un coefficiente empirico,  $\rho_m$  è la densità media della colata in kg/m<sup>3</sup>,  $g$  è l'accelerazione di gravità in m/s<sup>2</sup>,  $h_f$  è l'altezza del flusso in m e  $A$  è l'area d'impatto in m<sup>2</sup>. Questa formula è molto popolare perché richiede solamente la densità e l'altezza della colata e spesso, a favore di sicurezza, l'altezza di flusso è equiparata all'altezza del canale. Il solo limite è rappresentato dal valore del coefficiente  $k$  che può variare da 2.5 a 11, a seconda degli autori (Lichtenhahn, 1973; Armanini, 1997; Scotton e Deganutti, 1997).

I modelli idrodinamici derivano dall'applicazione del bilancio del momento delle forze, con ipotesi di fluido omogeneo; la forza di impatto può essere valutata come:

$$F_{peak} = \alpha \cdot \rho_m \cdot v^2 \cdot A \quad (4)$$

dove  $\alpha$  è il coefficiente dinamico e  $v$  è la velocità del flusso in m/s.

Il coefficiente dinamico è il punto critico di questa relazione; esso dipende dalla tipologia di flusso, dalla formazione di getti verticali a tergo della barriera e dalle caratteristiche della barriera stessa (Canelli et al, 2012). Nella letteratura scientifica, l'intervallo di valori che può assumere questo coefficiente è molto ampio: Hungr e Kellerhals (1984) propongono  $\alpha$  uguale a 1.5, Daido (1993) suggerisce un valore tra 5 e 12, Zhang (1993) raccomanda un intervallo tra 3 e 5, Bugnion (2011)

ipotizza valori tra 0.4 e 0.8, Canelli et al. (2012) tra 1.5 e 5. È chiaro che l'intervallo di variazione del coefficiente dinamico  $\alpha$  (tra 0.4 e 12) condiziona profondamente la determinazione della forza di picco e conseguentemente la progettazione di opere di protezione.

Inoltre, nel panorama scientifico, si riscontrano altre formulazioni di derivazione idrodinamica (Hubl and Holzinger, 2003; Lamberti and Zanuttigh, 2004; Armanini et al., 2011).

Infine, i modelli misti considerano contemporaneamente sia effetti idrostatici che idrodinamici (Cascini et al, 2000; Arattano e Franzi, 2003; Brighenti et al., 2013); l'equazione generale è:

$$F_{peak} = \frac{1}{2} \cdot \rho_m \cdot g \cdot h_f \cdot A + \rho_m \cdot v^2 \cdot A \quad (5)$$

Recentemente Jiang e Zhao (2015) hanno proposto una nuova formulazione per la stima della forza d'impatto, introducendo l'influenza della formazione di forze tangenziali causate dall'attrito tra flusso e barriera.

Combinando i dati ottenuti usando il sensore di pressione e le caratteristiche del flusso (altezza e velocità), è stata proposta la seguente equazione per stimare la forza d'impatto contro una barriera rigida:

$$F_{peak} = \overrightarrow{F_{stat}} + \overrightarrow{F_{dyn}} + \overrightarrow{F_{drag}} = \frac{1}{2} \cdot \rho_m \cdot g \cdot K_a \cdot (H_{max}^2 - h_f^2) \cdot B \cdot \cos\theta + \alpha \cdot \rho_m \cdot v^2 \cdot A \cdot \sin\beta - \rho_m \cdot g \cdot h_f \cdot \tan\varphi' \cdot \frac{H_{max}-h_f}{\sin\theta} \cdot \cos\beta \cdot \cos\theta \cdot B \quad (6)$$

in cui  $F_{stat}$  è la forza generate dalla spinta attiva del terreno,  $F_{dyn}$  è la componente della forza dinamica e  $F_{drag}$  è la forza di trascinamento. In particolare  $K_a$  è il coefficiente di spinta attiva ottenuto mediante la teoria di Rankine,  $\theta$  è la pendenza del bacino,  $\beta$  è l'inclinazione tra la barriera e la normale alla pendenza del bacino e  $H_{max}$  è la massima altezza di riempimento della barriera. Cautelativamente  $H_{max}$  può essere assunta uguale all'altezza della barriera  $H_B$ .

Questa formulazione contiene sia le caratteristiche intrinseche del material, rappresentate dal coefficiente di attrito interno  $\varphi$  e la densità  $\rho_m$ , che le caratteristiche del flusso, in termini di altezza  $h_f$  e velocità della corrente  $v$ ; infine viene considerata anche la forma della barriera (altezza  $H_B$  e larghezza  $B$ ).

Il coefficiente di attrito statico interno è stato stimato utilizzando il metodo della "tilting box" (Burkalow, 1945); inoltre, al fine di verificare il valore ottenute, è stata fatta una back analysis derivando progressivamente l'angolo d'attrito interno utilizzando il sensore di pressione.

Non sono state fatte misure di densità del flusso durante l'impatto; questo valore è stato ipotizzato costante in accordo con la teoria di fluido incompressibile. Altezza di flusso e velocità sono state ricavate come precedentemente descritto nel paragrafo 3.

L'equazione 6 può essere normalizzata rispetto alla forza idrostatica del fronte impattante, ottenendo:

$$\tilde{F}_{peak} = \frac{F_{peak}}{\rho_m \cdot g \cdot h_f \cdot A} = \frac{1}{2} \cdot K_a \cdot (n^2 - 1) \cdot \cos\theta + \alpha \cdot Fr^2 \cdot \sin\beta - \tan\varphi' \cdot \frac{n-1}{\sin\theta} \cdot \cos\beta \cdot \cos\theta \quad (7)$$

dove  $n$  è il rapporto di riempimento e  $Fr$  è il numero di Froude della corrente.

Il coefficiente di riempimento è il rapporto tra l'altezza massimo di riempimento della barriera e l'altezza del flusso; questo numero permette di correlare lo spessore della corrente all'altezza della barriera. Quando  $n=1$ , la forza adimensionale si riduce all'equazione 4.

## 5. Validazione del modello proposto

Analizzando l'andamento della forza totale nel tempo, il modello proposto trova riscontro: infatti è possibile evidenziare come la forza di picco agente sulla barriera può essere assunta come somma di 2 componenti: una in cui il comportamento statico è predominante e una in cui gli effetti dinamici, conseguenza della formazioni di getti verticali, contribuiscono a generare il picco. Inoltre, osservando il comportamento del flusso nel tempo, la successione di comportamento statico e dinamico è giustificata dal fatto che il volume mobilizzato impatta la barriera ad ondate successive.

La Figura 2 mostra l'andamento della forza misurata normalizzata  $\bar{F}$  in funzione del numero di Froude,  $Fr$ , per differenti inclinazioni del canale. La maggior parte dei dati cadono tra i valori stimati utilizzando l'equazione di Hubl and Holzinger (2003) e quella di Hungr and Kellerhals (1984) con coefficiente dinamico pari a 1.5. È evidente come il modello proposto dipenda sia dal rapporto di riempimento  $n$  che dal modello dinamico: dai risultati ottenuti  $n$  varia tra 5 e 13 e  $\alpha$  tra 0.5 e 1.2.

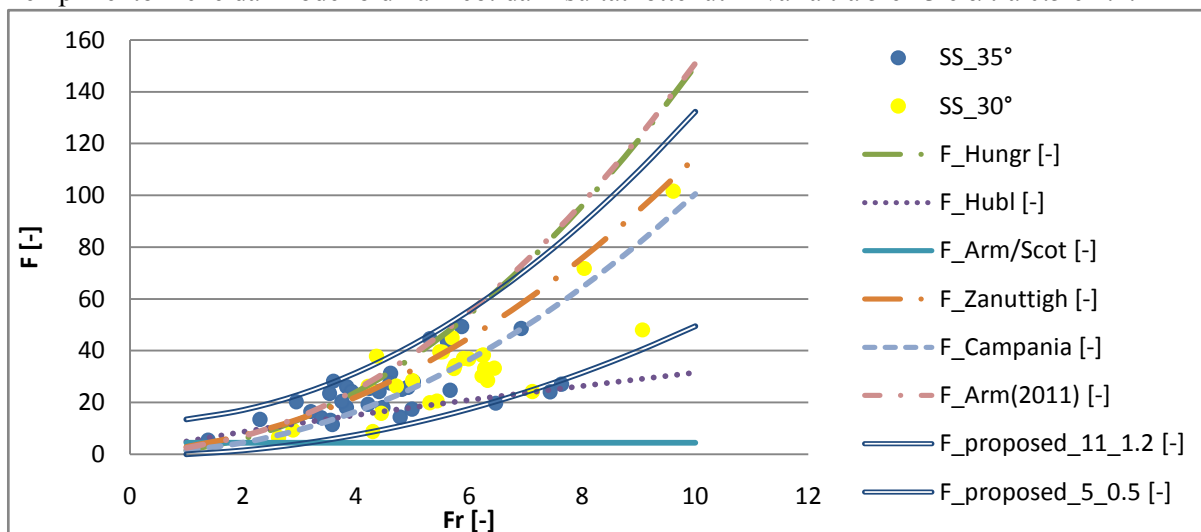


Fig 2. Andamento della forza misurata normalizzata (punti) e modelli di previsione (linee) in funzione del numero di Froude

Nell'equazione 7 il solo parametro incognito è il coefficiente dinamico  $\alpha$  in quanto  $n$  può essere ipotizzato considerando l'altezza massima di riempimento pari all'altezza della barriera e l'altezza stimata del flusso; cautelativamente  $\alpha$  può essere assunto pari a 1.2 (Figura 3) o al più 1.5 in accordo con la teoria di Hungr.

Gli autori vogliono focalizzare l'attenzione sull'andamento dell'equazione proposta: per bassi valori del numero di Froude è evidente come la componente statica sia dominante rispetto a quella dinamica.

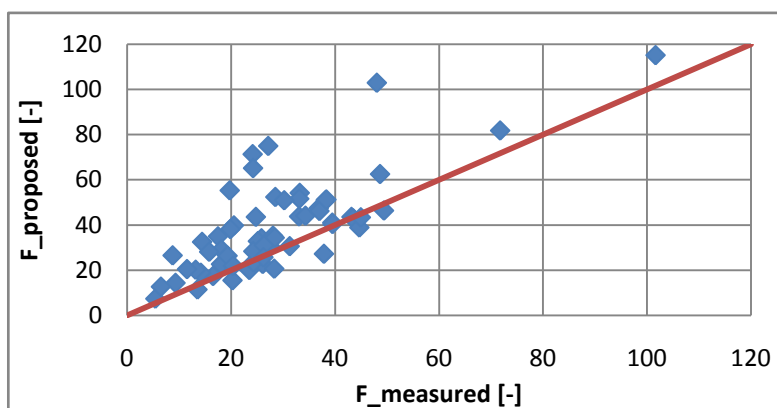


Fig 3. Forza adimensionalizzata ottenuta dal modello proposto vs. forza normalizzata misurata: è evidente come il modello proposto sovrastimi la forza d'impatto misurata.

Al contrario per valori elevati del numero di Froude, l'equazione segue un comportamento idrodinamico. Questo significa che se la corrente ha una bassa velocità, e conseguentemente un'altezza maggiore, prevale il comportamento idrostatico; contrariamente, per elevati valori di velocità e altezze ridotte, la forza di impatto è condizionata dalla componente idrodinamica.

## 6. Conclusioni

Questo studio vuole fornire una revisione sulla dinamica dell'impatto di colate detritiche contro ostacoli e presentare una nuova semplice formula al fine di predire la forza d'impatto. L'equazione proposta prende in considerazione le caratteristiche del flusso, le proprietà del materiale e le dimensioni della barriera.

Tale formula può essere facilmente impiegata per la progettazione di opere di protezione,

considerando il rapporto di riempimento come il rapporto tra l'altezza della barriera e l'altezza di flusso.

Il modello sviluppato ha una buona capacità di valutare la forza misurata durante i test di laboratorio. Ulteriori studi dovranno essere condotti per comparare le azioni valutate con questa formula con quelle misurate in casi reali, al fine di verificarla e, se necessario, modificarla.

## **Bibliografia**

- Arattano M, Franzì L (2003). "On the evaluation of debris flows dynamics by means of mathematical models". *Natural Hazards and Earth System Sciences* 3: 539-544.
- Armanini A, Scotton P (1992). "Experimental analysis on the dynamic impact of a debris flow on structures". Proc. of the Int. Sym. Interpraevent, 6: 107-116
- Armanini A (1997). "On the dynamic impact of debris flows. Recent developments on debris flows". Lecture notes in Earth Sciences. Springer Verlag Berlin, 64: 208 - 226.
- Armanini A, Larcher M, Odorizzi M (2011). "Dynamic impact of a debris flow front against a vertical wall". *Italian Journal of Engineering Geology and Environment*, 1041-1049
- Bagnold RA (1939). "Interim report on wave-pressure research". *J. Inst. Civil Eng.*, 12: 201-226
- Brighenti R, Segalini A, Ferrero AM (2013). "Debris flow hazard mitigation: a simplified analytical model for the design of flexible barriers". *Computer and Geotechnics*, 54: 1-15.
- Bugnion L, McArdell BW, Bartelt P et al. (2011). "Measurements of hillslope debris flow impact pressure on obstacles". *Landslides*, 9: 179-187.
- Burkalow A, (1945). "Angle of repose and angle of sliding friction: an experimental study". *Geol. Soc. Am. Bull.*, 56: 669-707
- Canelli L, Ferrero AM, Migliazza M et al. (2012). "Debris flow risk mitigation by the means of rigid and flexible barriers - experimental tests and impact analysis". *Natural Hazard Earth System Sciences*, 12: 1693-1699.
- Cascini L, Guida D, Nocera N et al. (2000). A preliminary model for the landslides of May 1998 in Campania Region. Proc. of the 2nd Sym. on Geotechnics of Hard Soil Soft Rock, 3: 1623-1649
- Daido A (1993). Impact force of mud debris flows on structures. Proc. of the XXV IAHR Congress, Technical Session B., 3: 211-213.
- Hubl J, Suda J, Proske D et al.(2009). Debris flow impact estimation. Proc. of the 11th Int. Sym. on Water Management and Hydraulic engineering., 1: 137-148.
- Hungri O, Morgan GC, Kellerhals R (1984). "Quantitative analysis of debris torrent hazard for design of remedial measures". *Canadian Geotechnical Journal*, 21: 663-667.
- Jiang YJ, Zhao Y (2015). "Experimental investigation of dry granular flow impact via both normal and tangential force measurements". *Geotechnique Letters* 5: 33-38.
- Iverson RM (1997). The physics of debris flows. *Reviews of Geophysics* 35(3): 245-296.
- Lichtenhahn C (1973). Die Berechnung von Sperren in Beton und Eisenbeton. Kolloquium on TorrentDams. Mitteilugender Forstlichen Bundensanstalt Wien. Heft 102: 91-127.
- Longo S (2011). Analisi dimensionale e modellistica fisica. Principi e applicazioni alle scienze ingegneristiche. Springer-Verlag Italia, Milano, Italy
- Scheidl C, Chiari M, Kaitna R et al.(2013). "Analyzing debris-flow impact models, based on a small scale modelling approach". *Survey in Geophysics*34: 121-140.
- Scotton P, Deganutti AM (1997). Phreatic line and dynamic impact in laboratory debris flow experiments. Proc. of the 1st ASCE Int. Conf. on Debris-flow Hazard Mitigation: Mechanics, Prediction and Assessment. 777-786.
- Zanuttigh B, Lamberti A (2004). Experimental analysis of the impact of dry granular debris flows against obstacles. XXIX Convegno di idraulica e costruzioni idrauliche, Trento, 1: 571-578
- Zhang S (1993). "A comprehensive approach to the observation and prevention of debris flows in China". *Natural Hazard*, 7: 1-23