



UNIVERSITÀ
DEGLI STUDI
DI PADOVA

Sede Amministrativa: Università degli Studi di Padova
Dipartimento Territorio e Sistemi Agro-Forestali

SCUOLA DI DOTTORATO DI RICERCA TERRITORIO, AMBIENTE, RISORSE E SALUTE
INDIRIZZO: IDRONOMIA AMBIENTALE
CICLO XXV

**REOLOGIA E DINAMICA DI PROPAGAZIONE
DELLE COLATE DETRITICHE:
ANALISI E MODELLAZIONE A DIVERSA SCALA**

Direttore della Scuola: Ch.mo Prof. Mario Aristide Lenzi

Supervisore: Ch.mo Prof. Vincenzo D'Agostino

Dottorando: Francesco Bettella

RIASSUNTO

Il lavoro di ricerca, presentato in questo elaborato di tesi, riguarda lo studio della reologia delle colate detritiche attraverso indagini di laboratorio a piccola scala che permettono la caratterizzazione di miscele di acqua e sedimento che riproducono la fase matriciale e una parte della frazione solida (massimi diametri utilizzati in laboratorio pari a 19 mm) di colate detritiche verificatesi nelle Alpi e Prealpi orientali italiane. L'obiettivo è individuare procedure innovative, facilmente riproducibili e a basso costo per la definizione delle caratteristiche reologiche e fisiche che descrivono la dinamica delle colate detritiche, in modo da rendere disponibile questa tipologia di indagine a un pubblico più vasto e in particolar modo agli utenti dei modelli numerici monofasici. Per quanto riguarda i modelli analizzati nello studio, la scelta è ricaduta nei monofasici poiché sono la tipologia di modelli che, ad ora, è maggiormente diffusa e la cui efficacia è stata comprovata in diversi studi scientifici (Rickenmann *et al.*, 2006; Bisantino *et al.*, 2009; Calligaris e Zini, 2012). Il lavoro di ricerca, oltre al mero studio delle caratteristiche reologiche, vuole dare quindi un contributo alla definizione di procedure per la calibrazione dei parametri di input dei modelli numerici in quanto, come descritto anche da Calligaris e Zini (2012), attualmente l'obiettivo fondamentale nel campo dello studio delle colate detritiche è definire chiaramente le variabili di input dei modelli numerici per meglio comprendere la formazione dei conoidi da colata detritica e per predire, mitigare e controllare il pericolo che questi fenomeni hanno nei confronti delle comunità che vivono in questi territori.

Riepilogando, gli obiettivi di questo studio sono:

- studiare il comportamento delle colate detritiche a piccola scala con l'utilizzo di diversi strumenti, cercando di identificare nuove procedure per la definizione delle caratteristiche reologiche utili anche a fini modellistici;
- determinare l'applicabilità dei risultati ottenuti a piccola scala alla scala reale e in particolare nella modellazione numerica delle colate detritiche, e identificare metodologie per la calibrazione dei parametri di input della modellazione numerica;
- valutare i risultati ottenuti attraverso la loro applicazione alla modellazione di eventi reali di colata detritica, anche attraverso l'utilizzo di diversi modelli numerici sui quali poter effettuare un confronto ed un'analisi di performance.

Gli obiettivi prefissati sono stati raggiunti inizialmente attraverso un'analisi bibliografica dello stato dell'arte concernente la fisica delle colate detritiche e in particolar modo ai metodi utilizzati per la misura delle grandezze fisiche che ne descrivono il comportamento. Le

conoscenze acquisite sono state quindi messe a frutto attraverso un'indagine di laboratorio che ha visto l'utilizzo di due diverse strumentazioni per lo studio delle caratteristiche reologiche della frazione più fina che compone colate detritiche reali verificatesi in territorio alpino. Gli strumenti utilizzati sono un reometro con giranti a vano Brookfield DVIII Ultra e il reometro a piano inclinato presente nei laboratori del C.N.R. di Padova (D'Agostino e Cesca, 2009-a; D'Agostino *et al.*, 2010). Oltre all'applicazione di procedure già riportate in letteratura, nell'ambito delle misure con reometro a piano inclinato è stato messo a punto, partendo dalle considerazioni di Hungr (1995), un metodo innovativo per la definizione degli sforzi tangenziali medi agenti al fondo nella fase di arresto di una colata detritica. Successivi test realizzati su piano inclinato, avvalendosi dell'uso di fotocellule per la misura della velocità del fronte del flusso di detriti all'interno di una canaletta, hanno permesso di effettuare interessanti considerazioni sui regimi di flusso che governano la fase di arresto e deposizione delle colate detritiche.

Il secondo obiettivo, relativo alla definizione di metodologie per la calibrazione dei parametri di input della modellazione numerica, è stato perseguito attraverso due approcci diversi che prevedono l'utilizzo o meno dei risultati di laboratorio. La prima procedura proposta si basa su prove reologiche su piano inclinato mentre la seconda utilizza la relazione tra magnitudo dell'evento e mobilità già descritta in letteratura (Rickenmann, 1999; Lorente *et al.*, 2003) e un indice reologico realizzato ad hoc.

Nell'ultima fase del lavoro di ricerca si è realizzato un confronto e un'analisi di performance su due modelli bidimensionali monofasici, ampiamente utilizzati nel campo della modellazione delle colate detritiche, FLO-2D (O'Brien *et al.*, 1993) e RAMMS (Rapid Mass MovementS, Christen *et al.* 2010). In questa fase di lavoro è stata valutata l'attendibilità dei due modelli nella modellazione di colate detritiche dalle caratteristiche diverse per comportamento reologico e volumetria in gioco, e nella modellazione di situazioni topografiche diverse (libertà di divagazione del flusso o presenza di opere di trattenuta importanti). In questa fase è stata inoltre valutata l'applicabilità dei test dinamici su reometro a piano inclinato per la calibrazione dei parametri utilizzati in FLO-2D. La bontà dei risultati delle modellazioni è stata misurata sulla base di un confronto tra l'area del deposito reale e quella simulata dal modello attraverso l'applicazione di due indici. Il primo misura l'accuratezza positiva della simulazione (indice utilizzato da Scheidl e Rickenmann, 2010) mentre il secondo, realizzato ad hoc, misura l'efficienza del modello valutando quanto il flusso modellato vada a coprire aree che nella realtà non sono state interessate dalla colata.

ABSTRACT

This research focuses on small scale laboratory tools to characterize the rheological behavior of the matrix (maximum diameter of sediment analyzed equal to 19 mm) of real debris flows affecting Eastern Italian Alps. The main aim is to define novel, easily reproducible and low-cost procedures that make available to a wider audience, in particular to the end users of numerical models, this kind of information. The research seeks therefore to delineate a connection between the laboratory data and the numerical models because, as mentioned by Calligaris and Zini (2012), the current main objective of debris-flow modeling is to clearly describe the input variables in order to better understand the formation of debris flow fans and to predict, mitigate or control the hazard posed by these phenomena to communities situated into the mountain areas. This research takes into account monophasic numerical models because of their widespread and proven efficiency (Rickenmann *et al.*, 2006; Bisantino *et al.*, 2009; Calligaris and Zini, 2012).

Summarizing, the detailed aims of this research are:

- Debris-flow behavior investigation through small scale laboratory tools and original and easily reproducible procedures;
- Identify methodologies for applying the laboratory data to the numerical modeling and to calibrate the rheological parameters;
- Verify the methodologies identified through a performance analysis of numerical simulations of real and well documented debris flows.

Initially, the objectives have been pursued through a literature review focused, in particular, on the methodologies for analyzing debris-flow behaviors. In the following laboratory investigation, the results of two different tools are displayed: the vane spindle rheometer Brookfield DVIII Ultra and the tilting plane rheometer of the Institute for Hydrological and Geological Protection of the Italian Research Council (CNR IRPI) (D'Agostino and Cesca, 2009-a; D'Agostino *et al.*, 2010). Moreover, a standard and easily repeatable procedure, based on the two-dimensional simplification suggested by Hungr (1995), is proposed to estimate the mean basal shear stress, which develops during the runout phase. Interesting considerations about flow regime and depositional features have been achieved thanks to the velocity recorded in the tilting plane laboratory test.

Considering the definition of procedures to calibrate the rheological parameters, two approaches have been proposed. The first is based on the tilting plane rheometer results while

the second uses the relation between magnitude and debris-flow mobility (Rickenmann, 1999; Lorente *et al.*, 2003) and a specifically-shaped index.

In the last part of the research work, a performance analysis about two monophasic numerical models is presented. The compared models are FLO-2D (O'Brien *et al.*, 1993) and RAMMS (Rapid Mass MovementS, Christen *et al.* 2010). The models have been tested in the simulation of some debris flows with heterogeneous characteristics: different rheological behavior, magnitude and topographic situation. The efficiency of the laboratory tests in the calibration of the rheological parameters of the model has been also investigated through this performance analysis. The output of the model has been assessed through two indexes: the first analyzes the positive accuracy (Scheidl e Rickenmann, 2010), whereas the second expresses the model efficiency quantifying the excess deposit simulation.

INDICE

1	INTRODUZIONE	5
2	REOLOGIA DELLE COLATE DETRITICHE: STATO DELL'ARTE	9
	2.1 Basi fenomenologiche di una colata detritica	9
	2.1.1 <i>Classificazione</i>	12
	2.2 Stima delle proprietà reologiche di una colata detritica	15
	2.2.1 <i>Le grandezze di base e il reogramma</i>	16
	2.2.2 <i>Reologia delle colate detritiche</i>	19
	2.2.3 <i>Analisi della reologia a scala di laboratorio</i>	24
	2.3 Numeri adimensionali significativi e modellazione a scala ridotta	30
3	IL LAVORO DI RICERCA	41
	3.1 Obiettivo del lavoro di ricerca	41
	3.2 Sintesi della metodologia	42
4	MATERIALI E METODI	45
	4.1 Attività di laboratorio	45
	4.1.1 <i>Il reometro Brookfield DVIII Ultra</i>	45
	4.1.1.1 <i>Prove statiche</i>	47
	4.1.1.2 <i>Prove dinamiche</i>	49
	4.1.2 <i>Il reometro a piano inclinato</i>	50
	4.2 Modellazione numerica: metodi	54
	4.2.1 <i>Il programma di calcolo FLO-2D</i>	54
	4.2.2 <i>Il programma di calcolo RAMMS</i>	58
5	RISULTATI OTTENUTI DALLE INDAGINI DI LABORATORIO	61
	5.1 Risultati ottenuti con reometro Brookfield DVIII Ultra	61

5.1.1	<i>Materiale e miscele utilizzate nei test con reometro Brookfield</i>	61
5.1.2	<i>Indagini preliminari sull'influenza della pressione geo/idrostatica</i>	63
5.1.3	<i>Analisi e discussione dei risultati delle prove statiche</i>	66
5.1.4	<i>Comportamento tissotropico e configurazione delle prove dinamiche</i>	68
5.1.5	<i>Definizione dell'intervallo di gradiente di velocità da analizzare</i>	70
5.1.6	<i>Analisi e discussione dei risultati delle prove dinamiche</i>	71
5.1.7	<i>Valutazione della ripetibilità delle prove e analisi degli errori</i>	76
5.2	Risultati ottenuti nelle prove di dam break con reometro a piano inclinato	79
5.2.1	<i>Materiale utilizzato nelle prove di dam break</i>	79
5.2.2	<i>Procedura per il calcolo degli sforzi tangenziali basali</i>	80
5.2.3	<i>Analisi e discussione dei risultati ottenuti nelle prove di dam break</i>	85
5.3	Risultati ottenuti nelle prove di trasporto con reometro a piano inclinato	92
5.3.1	<i>Materiale utilizzato nelle prove per l'analisi del regime di flusso</i>	92
5.3.2	<i>Analisi e discussione dei risultati delle prove di trasporto</i>	94
5.3.3	<i>Analisi e discussione dei risultati delle prove sull'analisi dell'effetto di scala</i>	100
6	DALLE INDAGINI DI LABORATORIO ALLA MODELLAZIONE NUMERICA: PROPOSTE PER LA CALIBRAZIONE DEI PARAMETRI REOLOGICI.....	103
6.1	Calibrazione numerica della reologia a piccola scala (reometro a piano inclinato).....	105
6.1.1	<i>Prove di trasporto su piano inclinato</i>	108

6.1.2	<i>Modellazione numerica delle prove di trasporto su piano inclinato..</i>	111
6.1.3	<i>Confronto tra modellazione fisica e modellazione numerica.....</i>	116
6.2	Calibrazione numerica sulle runout osservate in campo (o sulla magnitudo) e proposta di un indice sintetico	118
6.2.1	<i>Definizione dell'indice reologico.....</i>	120
7	RISULTATI DELLE MODELLAZIONI NUMERICHE E ANALISI DI PERFORMANCE	125
8	DISCUSSIONI DI SINTESI E CONCLUSIONI	131
9	BIBLIOGRAFIA.....	139
	Indice delle Tabelle.....	151
	Indice delle Figure	153
	Indice dei simboli utilizzati.....	157
	APPENDICE	161

1 INTRODUZIONE

Le colate detritiche sono processi torrentizi parossistici che si verificano nei bacini montani, lungo la rete idrografica minore, e presentano un grande potere distruttivo per la rapidità, l'intensità e la difficile prevedibilità. Questi fenomeni naturali sono fonte di pericolo per aree urbanizzate, reti stradali e ferroviarie e le altre infrastrutture presenti lungo il loro percorso. Nel nostro Paese si è osservato, a partire dal secondo dopoguerra, un aumento del rischio indotto da questi fenomeni che è da attribuire principalmente all'azione dell'uomo che, da un lato, ha aumentato la presenza di beni e persone nelle aree soggette a pericolo e, dall'altro, ha incrementato la possibilità di accadimento di questi fenomeni attraverso l'abbandono del territorio e la mancata manutenzione di versanti e corsi d'acqua. In secondo luogo anche i cambiamenti climatici sembrano aver avuto un ruolo nell'incremento del rischio; Nanni *et. al.* (2008) hanno osservato, infatti, che negli ultimi 120 anni in Italia le precipitazioni di carattere più intenso sono aumentate rispetto agli eventi meno intensi, riscontrando quindi un incremento degli eventi meteorici che causano l'innesco dei fenomeni di colata detritica.

A causa della pericolosità di questi fenomeni, dei danni e delle vittime che causano nelle zone propense al loro accadimento in Italia e in numerose altre località di tutto il mondo, le colate detritiche sono da anni ampiamente studiate da Università ed enti di ricerca per identificarne le cause di innesco e descriverne il comportamento al fine di prevenirle, riconoscere le aree di pericolo, costruire sistemi di allerta e individuare strumenti e opere che possano ridurre i rischi e i danni causati da questi eventi naturali. Ad oggi il fenomeno ha molti aspetti non interamente compresi a causa della sua complessità e delle innumerevoli variabili che lo governano.

Uno degli strumenti più utilizzati in tema di prevenzione è la mappatura della pericolosità e del rischio, strumento previsto anche dal punto di vista normativo dal DLgs n. 49 del 2010, attraverso i Piani stralcio di distretto per l'Assetto Idrogeologico, decreto che recepisce e attua le indicazioni della Direttiva Europea 2007/60/CE. Una corretta pianificazione si basa sulla conoscenza e sulla stima delle aree di possibile inondazione, degli spessori dei depositi di un evento con determinato tempo di ritorno e delle velocità che la massa detritica prevista può raggiungere nel suo moto lungo le linee di impluvio e nella fase di arresto in conoide. I modelli numerici rappresentano un valido aiuto per chi deve realizzare questa mappatura poiché possono predire le tre grandezze di interesse: area, spessore dei depositi e velocità della colata detritica. I risultati dei modelli differiscono tra loro a seconda del modello

utilizzato e dei parametri di input; in particolare il dettaglio topografico utilizzato e i parametri che regolano le dissipazioni energetiche, che si verificano all'interno della colata detritica stessa e nell'attrito con il piano di scorrimento, sono le grandezze che maggiormente influenzano i risultati del modello.

I modelli numerici per la simulazione delle colate detritiche possono utilizzare due diversi approcci: quello monofasico, in cui il miscuglio è trattato come un continuo, all'interno del quale entrambe le fasi sono presenti in ciascun punto materiale, e quello puramente bifasico, in cui la fase solida e liquida sono trattate separatamente specificando equazioni costitutive distinte per le due fasi e per le forze di interazione (Martino e Sabatino, 2002). Nell'approccio monofasico, quindi, l'intera colata detritica è rappresentata da un '*fluido equivalente*' (Hungar, 1995) e per questo modellata come se fosse un fluido non-Newtoniano con caratteristiche reologiche omogenee in ogni suo punto; il ruolo giocato dall'acqua non viene quindi considerato e può, al meglio, essere incorporato parametricamente, ma non in modo dinamico (Hutter *et al.*, 1996); per questo l'approccio monofasico si adatta bene a colate detritiche di tipo fangoso (elevata concentrazione di materiale fine) dove la presenza di acqua 'libera' è limitata. In queste miscele, infatti, l'alta concentrazione di sedimenti fini incrementa la viscosità e introduce una resistenza intrinseca, conseguente sia alla coesione della matrice fine, sia al contatto strisciante tra i granuli presenti nella miscela stessa (Jiménez *et al.*, 2006). Tra i limiti dell'approccio si riscontra che il modello non considera l'evoluzione della temperatura granulare e l'equilibrio delle pressioni dei pori (Iverson e Vallance, 2001) e nemmeno le diverse caratteristiche del fluido che presenta un *debris flow* man mano che ci si sposta dal fronte alla sua coda (Iverson *et al.*, 2010).

L'approccio bifasico, invece, dal punto di vista fisico, rispecchia meglio ciò che avviene realmente nelle colate detritiche e in particolare in quelle di tipo granulare in cui le dissipazioni di tipo viscoso sono trascurabili e, come descritto da Rosatti e Begnudelli (2013), il moto del materiale solido è governato essenzialmente dalle pressioni dispersive generate dalle collisioni tra le particelle. Questo approccio richiede tuttavia una grande quantità di parametri di non semplice identificazione, come la conoscenza degli attriti e della pressione dei pori basali e la schematizzazione della stratificazione delle particelle in due livelli, considerando la prevalenza di un regime frizionale nell'interfaccia suolo-colata e di un regime di tipo collisionale nella parte superiore del flusso (Ancy e Evesque, 2000).

Modelli fisici di questo secondo tipo sono attualmente disponibili (Iverson e Denlinger, 2001; Armanini *et al.*, 2009), ma i modelli che utilizzano l'approccio monofasico sono ancora i più comunemente utilizzati, grazie alla loro maggior facilità di utilizzo e alla capacità di fornire

risultati più semplici ed immediati e perché, nonostante i loro limiti, la loro efficacia è stata comprovata in diverse ricerche (Rickenmann *et al.*, 2006; Bisantino *et al.*, 2009; Calligaris e Zini, 2012).

Entrambe le tipologie di modelli, per fornire risultati appropriati e ottenere una simulazione il più realistica possibile, richiedono un'accurata calibrazione dei parametri che descrivono le caratteristiche del flusso (e le caratteristiche al contorno), la cui identificazione non è sempre agevole. La calibrazione viene generalmente realizzata mediante *back analysis* di eventi reali ben documentati, ma questo metodo limita la calibrazione ad un singolo evento con determinate caratteristiche fisiche e fissata magnitudo.

Una calibrazione ottimale sarebbe quella che si basa sulle misure in campo (compiute direttamente su eventi reali) delle grandezze fisiche utilizzate dal modello. Tali misurazioni risultano molto difficoltose, a causa dell'imprevedibilità e dell'elevata energia sprigionata dal fenomeno, e veramente onerose per il costo delle apparecchiature necessarie. Tali misurazioni sono possibili solo in bacini sperimentali di monitoraggio e forniscono informazioni riguardo alle caratteristiche delle sole colate detritiche del corso d'acqua oggetto di studio. Inoltre, i bacini strumentati, come ad esempio il torrente Illgraben in Svizzera (McArdell *et al.* 2003, McArdell *et al.* 2007-a, Bardoux *et al.* 2009, Berger *et al.* 2011), il bacino del Senet nei Pirenei (Hurlimann *et al.* 2011), il torrente Moscardo nelle Alpi Carniche (Marchi *et al.* 2002), il torrente Acquabona nelle Dolomiti bellunesi (Arattano *et al.* 1999, Berti *et al.* 1999, Tecca *et al.* 2003) ed il più recente sistema di monitoraggio del rio Gatria in Provincia di Bolzano, sono attrezzati con apparecchiature e strumentazioni diverse che non sempre forniscono la stessa tipologia di dati o comunque informazioni utilizzabili a fini modellistici.

Dati utili ai fini modellistici, in particolare per i modelli che utilizzano l'approccio monofasico, restano comunque quelli ottenuti dalle indagini a piccola scala con modelli fisici a scala ridotta (Mizumaya e Uehara, 1983; Liu, 1996; Van Steijn e Coutard, 1989; Chau *et al.*, 2000; Deganutti *et al.*, 2003; Ghilardi *et al.*, 2003; D'Agostino e Cesca, 2009; D'Agostino *et al.*, 2010) o attraverso specifici dispositivi di laboratorio (Schatzmann *et al.* 2009). Attraverso queste indagini di laboratorio è possibile analizzare un elevato numero di miscele in condizioni controllate, ma i dati ottenuti a piccola scala non sempre possono essere applicati con facilità alla scala reale; l'effetto della scala sui risultati ottenuti in laboratorio nell'analisi delle colate detritiche non è ancora del tutto compreso e questo studio vuole dare, in parte, un contributo alla sua descrizione.

Un buon compromesso tra le indagini a piccola scala e i bacini di monitoraggio ben equipaggiati sono gli esperimenti su modelli fisici a larga scala come quelli condotti nel canale artificiale in calcestruzzo dell'U.S. Geological Survey lungo 95 m e largo 2 m (Major, 1997) o quelli condotti al *Chemolgan test site* in Kazakhstan (Rickenmann *et al.*, 2003). Anche in questo caso però i costi di indagine sono considerevolmente più elevati rispetto a quelli che si devono affrontare per un'indagine a piccola scala.

L'attività di ricerca presentata in questo studio riguarda la definizione di procedure innovative, facilmente riproducibili e a basso costo per la definizione delle caratteristiche reologiche e fisiche che descrivono la dinamica delle colate detritiche. In queste procedure saranno considerati metodi e strumenti che possano rendere disponibile questa tipologia di indagine a un pubblico più vasto e in particolar modo agli utenti di modelli numerici. Il lavoro di ricerca, oltre al mero studio delle caratteristiche reologiche, vuole dare un contributo alla definizione di procedure per la calibrazione dei parametri di input dei modelli numerici in quanto, come descritto anche da Calligaris e Zini (2012), attualmente l'obiettivo fondamentale nel campo dello studio delle colate detritiche è definire chiaramente le variabili di input dei modelli numerici per meglio comprendere la formazione dei conoidi da colata detritica e per predire, mitigare e controllare il pericolo che questi fenomeni hanno nei confronti delle comunità. Lo studio riguarderà alcuni modelli numerici monofasici ampiamente utilizzati da enti, professionisti e nel mondo della ricerca, sui quali verrà realizzata un'analisi di performance.

2 REOLOGIA DELLE COLATE DETRITICHE: STATO DELL'ARTE

2.1 Basi fenomenologiche di una colata detritica

Una colata detritica è un miscuglio d'acqua e sedimenti miscelati insieme come se si trattasse di un'unica massa fluida che si muove verso valle guidata dalla forza gravitazionale, raggiungendo un'elevata mobilità grazie alla saturazione degli spazi vuoti da parte di acqua e fango (Takahashi 2007). Le proprietà della miscela sono intermedie tra quelle di un flusso formato da sola acqua e quelle di una valanga di roccia priva della frazione liquida (Iverson, 1997-a; McCoy *et al.*, 2010). Differentemente da una piena con trasporto solido anche iperconcentrato, una colata detritica presenta concentrazioni solide più elevate (tra 1 e 25% nel trasporto solido e generalmente maggiori del 50% nelle colate detritiche, secondo Coussot e Meunier, 1996) e una modesta differenza fra le velocità delle componenti liquida e solida che porta a considerare la colata detritica, in prima approssimazione, come un fluido viscoso monofasico. I depositi da colata detritica, inoltre, sono formati da sedimenti di dimensioni eterogenee, dalle argille fino a massi di notevoli dimensioni, generalmente disposti in modo caotico senza una struttura precisa identificabile; al contrario, i depositi generati dal trasporto di fondo e iperconcentrato sono selezionati dalla forza della corrente e per questo sono formati solo da sedimenti con un determinato assortimento granulometrico.

Rispetto ad un movimento di massa di tipo franoso, le colate detritiche si differenziano, invece, per il ruolo fondamentale che la frazione liquida possiede nella movimentazione, nel trasporto del materiale e in particolare nella determinazione delle velocità. La mancanza di una fase liquida impedisce a movimenti franosi e valanghe di roccia di raggiungere velocità elevate se non per pendenze elevate. Si distinguono quindi le colate detritiche, con velocità che variano da 0.5 a 10 m/s, le frane, con velocità inferiori a pochi centimetri al giorno, e le valanghe di roccia, con velocità che superano i 10 m/s (Coussot e Meunier, 1996). Nei movimenti franosi si osserva, inoltre, una conservazione, almeno parziale, della struttura del materiale interessato dal movimento, cosa che non avviene nelle colate detritiche dove, a causa delle forti deformazioni della massa movimentata, si verifica un completo rimescolamento del sedimento.

Le colate detritiche sono fenomeni fortemente non stazionari e, spesso, danno luogo a “ondate” successive (Iverson, 1997-a). Queste ondate possono avvenire con un intervallo temporale tra loro che varia dai secondi alle ore, con una durata della singola onda che varia da qualche secondo a qualche minuto (Rickenmann e Zimmermann, 1993).

La generica ondata (Figura 2.1) si può suddividere in:

- un fronte, parzialmente saturo, dove si concentrano i sedimenti con granulometria maggiore (Iverson, 1997-a; Costa, 1984; Major, 2000);
- un corpo più fluido, generalmente saturo, caratterizzato da una superficie libera pressoché parallela al fondo dell'alveo e quindi in condizioni di quasi uniformità del moto (Davies, 1986); la presenza di un corpo viscoso è stata osservata sia in modellazioni fisiche a larga scala (Iverson, 1997-a) che in simulazioni a piccola scala (Kaitna, 2006);
- una coda sottile nella quale le concentrazioni solide sono notevolmente ridotte (Martino e Papa, 2005).

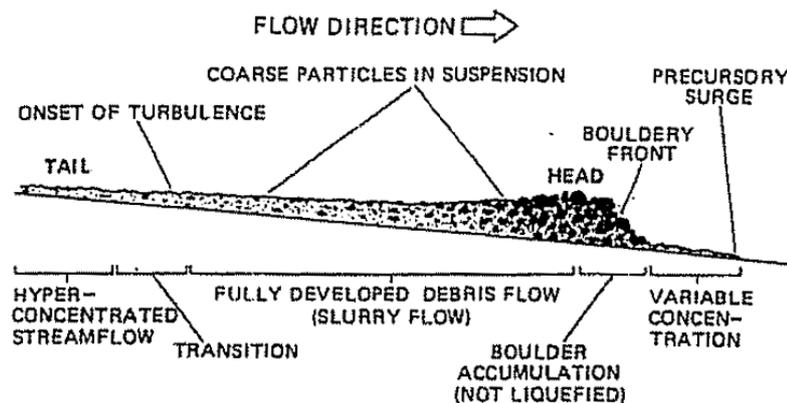


Figura 2.1. Schema di una colata detritica (da Pierson, 1986).

Nella sezione trasversale (schema in Figura 2.2) di un debris flow si osserva spesso la presenza di argini laterali (Costa, 1984). Questi si formano comunemente quando la colata detritica esce dal suo confinamento laterale, dalla tracimazione dei canali e nel momento in cui va a depositarsi su conoidi alluvionali e aree a bassa pendenza (Iverson, 2003).

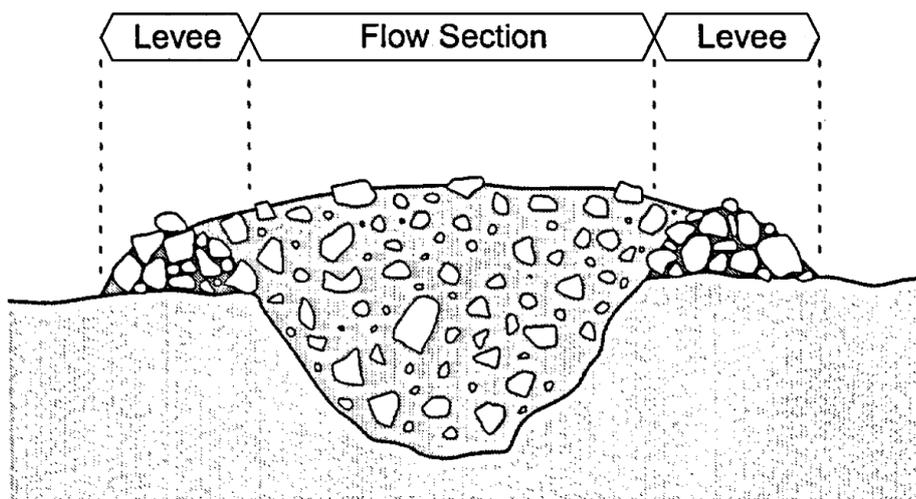


Figura 2.2. Sezione trasversale di una colata detritica (da Schatzmann, 2005).

La formazione di un debris flow è legata al contemporaneo verificarsi di tre condizioni (Ferro, 2006):

- la presenza di materiale detritico non consolidato;
- apporto di acqua sufficiente per la mobilitazione dei sedimenti (le sorgenti di acqua più comuni sono le precipitazioni intense e il rapido scioglimento nivale);
- adeguata pendenza del fondo alveo.

Le colate detritiche possono essere innescate da diversi meccanismi. Comunemente avvengono quando una frana, già in parte lubrificata dall'acqua, confluisce in alveo e, arricchendosi così ulteriormente in acqua, rapidamente si trasforma in una massa fluida in movimento (Johnson, 1984). Tuttavia sono talora generate, in alvei incisi e su forti pendenze, da una forte corrente idrica che, grazie al progressivo apporto di sedimenti che provengono dall'erosione del fondo e delle sponde, si trasforma gradualmente in colata detritica. L'effetto dell'erosione è un fattore spesso importante, che può portare il volume iniziale della colata a un considerevole aumento anche su colate con diversa origine. In ambienti vulcanici i debris flow possono essere talvolta generati da un rapido scioglimento nivale causato da un'eruzione (Major *et al.* 2005). In questo caso sono definiti "lahars". Le colate detritiche possono infine essere causate anche da terremoti e dal cedimento di dighe.

Il meccanismo di inizio del movimento è ben descritto dal principio di Mohr-Coulomb. Questo principio afferma che la tensione tangenziale limite di rottura τ_0 in un generico punto di una superficie di scorrimento potenziale interna al terreno è dato dalla somma di due termini: il primo, detto coesione (c), è indipendente dalla tensione efficace normale alla superficie (σ) agente in quel punto, ed il secondo è ad essa proporzionale attraverso un

coefficiente d'attrito $\tan \varphi$. L'angolo φ è detto angolo di resistenza al taglio. La legge viene di seguito riportata.

$$\tau = (\sigma - p)\tan\varphi + c \quad (2.1)$$

2.1.1 Classificazione

I metodi di classificazione utilizzati in questi ultimi decenni per la descrizione dei fenomeni gravitativi di massa sono numerosi e generalmente pongono l'accento sui meccanismi dominanti che si verificano durante l'evento (Bagnold, 1954; Iverson, 1997-a; Coussot e Meunier, 1996; Bardou *et al.*, 2003). Tali metodologie di classificazione per lo più si basano su diversi parametri come i meccanismi di innesco, le caratteristiche del bacino, la composizione dei sedimenti, la frazione solida, la scabrezza dell'alveo, la velocità, la durata dell'evento, la pendenza dell'alveo, il comportamento reologico del materiale, i processi fisici in gioco. Uno dei parametri più importanti resta comunque la concentrazione volumetrica (Costa, 1984) alla quale sono spesso associati altri dati come la percentuale di materiale fine che compone la miscela (Coussot e Meunier, 1996) o le caratteristiche reologiche (Coussot e Meunier, 1996; Julien e O'Brien, 1997).

Un'utile guida per l'identificazione delle diverse tipologie di movimento di massa è quella proposta da Hungr *et al.* (2001). Partendo dalle classificazioni di Varnes (1954, 1978) e Hutchinson (1968, 1988), Hungr *et al.* hanno creato una classificazione di facile utilizzo, con un numero relativamente basso di classi, che arricchisce le vecchie classificazioni con le nuove terminologie ormai entrate nel linguaggio comune di tecnici e specialisti pur mantenendo i concetti chiave che caratterizzano tali fenomeni. I criteri adottati in questa classificazione sono i meccanismi del movimento, le proprietà del materiale trasportato, la velocità di movimento e altre caratteristiche come il volume dell'evento, il contenuto d'acqua, la relazione tra il contenuto d'acqua e gli indici di plasticità. Hungr *et al.* individuano undici classi che sono riassunte in Tabella 2.1.

Material	Water Content	Special Condition	Velocity	Name
Silt, Sand, Gravel, Debris	Dry, moist or saturated	- no excess pore-pressure - limited volume	Various	<i>Non-liquified sand (silt, gravel, debris) flow</i>
Silt, Sand, Debris, Weak rock	Saturated at rupture surface content	- liquifiable material - constant water	Extremely Rapid (typical 5 m/s)	<i>Sand (silt, debris, rock) flow slide</i>
Sensitive clay	At or above liquid limit	- liquefaction <i>in situ</i> - constant water content	Extremely Rapid (typical 5 m/s)	<i>Clay flow slide</i>
Peat	saturated	- excess pore-pressure	Slow to Very Rapid (1.6 m/year to 3 m/min)	<i>Peat flow</i>
Clay or Earth	Near plastic limit	- slow movements - plug flow (sliding)	< Rapid (< 1.8 m/hr)	<i>Earth flow</i>
Debris	saturated	- established channel - increased water content	Extremely Rapid (typical 5 m/s)	<i>Debris flow</i>
Mud	At or above liquid limit	- fine-grained debris flow	> Very Rapid (> 0.05 m/s)	<i>Mud flow</i>
Debris	free water present	- flood	Extremely Rapid (typical 5 m/s)	<i>Debris flood</i>
Debris	partly or fully saturated	- no established channel - relatively shallow - steep source	Extremely Rapid (typical 5 m/s)	<i>Debris avalanche</i>
Fragmented rock	various, mainly dry	- intact rock at source - large volume	Extremely Rapid (typical 5 m/s)	<i>Rock avalanche</i>

Tabella 2.1. Classificazione dei movimenti di massa secondo Hungr et al. (2001)

Le tre tipologie di flusso individuate da Hungr che saranno prese in considerazione in questo lavoro di ricerca sono: *debris flow*, *mud flow* e, solo in parte, *debris avalanche*.

Un *debris flow* (colata detritica) è un flusso, veloce o estremamente veloce (da 1 a 20 m/s), di detriti saturati che formano una miscela non plastica che si muove lungo canali ripidi. La caratteristica chiave di un *debris flow* è la presenza di un canale, o di una incisione topografica, che mantiene confinato il flusso nella fase di trasporto. La presenza di un percorso lateralmente confinato è importante in quanto il canale, raccogliendo l'acqua proveniente da deflusso superficiale, aumenta il contenuto idrico della colata, formando una miscela satura. Inoltre, favorisce il mantenimento di profondità del flusso discretamente elevate e facilita la caratteristica suddivisione longitudinale (Figura 2.1) e la formazione di un gradiente inverso nella distribuzione verticale dei clasti che vede i massi di maggiori dimensioni trasportati nella parte più superficiale del flusso (Costa, 1984). Il risultato di questo comportamento è la formazione di picchi di portata delle colate detritiche che possono

superare di quaranta volte i corrispondenti picchi generati da piene liquide (Hungar, 2000). Questo conferisce all'evento un elevato potere distruttivo.

A differenza dei debris flow, i *mud flow* (colate di fango) sono formati da un flusso di detriti saturati plastici (indice di plasticità > 5%). La differenza più importante tra i due fenomeni è quindi l'elevato contenuto di limi e argille che caratterizza le colate di fango. L'elevata presenza della frazione fine di sedimento modifica la reologia del materiale e questo è un fattore importante che va considerato nella modellazione dinamica dell'evento. Infatti, la presenza di argilla trattiene l'acqua all'interno della miscela aumentando la distanza di arresto della colata (Scott *et al.*, 1992).

Debris avalanche (valanga di roccia) è un rapido flusso superficiale di detrito parzialmente o completamente saturo che si muove lungo un pendio senza confinamenti. Una valanga di roccia comincia come una frana superficiale e continua sviluppandosi in un flusso rapido con caratteristiche simili a una valanga di neve. Le caratteristiche principali di una valanga di roccia sono: la mancanza di un percorso confinato, un minor grado di saturazione rispetto a un debris flow, l'assenza di una classazione longitudinale e di un fronte composto da sedimento granulare grossolano. Se una valanga di roccia entra in un canale o una ravina, può incorporare acqua superficiale e trasformarsi in debris flow.

Dalla classificazione sopra riportata si nota come il fenomeno "colata detritica" possa assumere varie forme, e quindi vari comportamenti, a seconda delle sue caratteristiche fisiche. Anche piccole differenze nella concentrazione volumetrica, nella granulometria e nella composizione geologica del materiale solido, nella forma dei grani, nella magnitudo dell'evento, influenzano fortemente il comportamento della colata detritica ed in particolare le distanze e le superfici percorse dal flusso. Dal punto di vista pratico questo si traduce in notevoli problematiche nella definizione delle aree sottoposte a pericolosità. Per questo negli anni un numero sempre maggiore di studiosi ha cercato di definire il comportamento del materiale fluido movimentato dalle colate detritiche attraverso studi reologici sempre più approfonditi basati su modellazioni a scala ridotta, su back analysis di eventi reali e sullo studio dei singoli processi che governano il fenomeno.

2.2 Stima delle proprietà reologiche di una colata detritica

Come descritto nel capitolo precedente, alla categoria delle colate detritiche si associano spesso flussi con caratteristiche anche molto diverse tra loro: debris flow, debris flood, mudflows, mudslides, flussi iperconcentrati. Ognuno di questi tipi di flusso è caratterizzato da particelle di sedimento anche di grosse dimensioni che vengono trasportate all'interno di una massa fluida formata da acqua e sedimento a diversa concentrazione. Tali particelle sono sostenute nel movimento della massa fluida da due tipologie di forze: la pressione dispersiva, generata dalle collisioni tra particelle, e la forza plastica, viscosa, del fluido interstiziale (Armanini *et al.* 2009). La prevalenza di una forza rispetto all'altra è un indicatore che, assieme ad altre caratteristiche (tra cui quelle riportate nel paragrafo 2.1.1), permette di distinguere le diverse tipologie di flusso.

La modellazione matematica della propagazione di queste tipologie di miscuglio può essere quindi affrontata attraverso l'utilizzo di due diversi approcci: quello monofasico, in cui il miscuglio è trattato come un continuo, all'interno del quale entrambe le fasi sono presenti in ciascun punto materiale, e quello puramente bifasico, in cui la fase solida e liquida sono trattate separatamente specificando equazioni costitutive distinte per le due fasi e per le forze di interazione (Martino e Sabatino, 2002).

L'approccio monofasico si adatta meglio alla descrizione di colate detritiche di tipo fangoso in cui la frazione di sedimento fine è preponderante (limi e argille) e le forze viscosse generate nel fluido interstiziale prevalgono su quelle di tipo collisionale. L'approccio bifasico è invece più appropriato alla modellazione di colate detritiche di tipo granulare (flussi formati da miscele di acqua e sedimenti non coesivi con particelle generalmente grossolane) dove le forze di natura cinetica sono preponderanti.

Ad ogni modo l'applicazione di entrambi gli approcci presenta aspetti sia positivi sia negativi. Precisamente, se da un lato il più semplice approccio monofasico viene compromesso dall'evoluzione della temperatura granulare, dal mancato equilibrio delle pressioni dei pori (Iverson e Vallance, 2001), dalle diverse caratteristiche del fluido man mano che ci si sposta dal fronte alla coda della colata (Iverson *et al.*, 2010) e dall'attribuzione di un unico valore di velocità alle due fasi, dall'altro l'approccio bifasico richiede una grande quantità di parametri spesso di difficile identificazione, come la conoscenza degli attriti e della pressione dei pori basali e la schematizzazione della stratificazione delle particelle in due livelli considerando la prevalenza di un regime frizionale nell'interfaccia suolo-colata e di un regime di tipo collisionale nella parte superiore del flusso (Ancy e Evesque, 2000).

Allo stato attuale delle conoscenze, quindi, alcuni termini che esprimono l'interazione tra le due fasi nella modellazione bifasica, non sono quantificabili con sufficiente attendibilità (Martino e Sabatino, 2002) e quindi il loro utilizzo, attualmente, è generalmente limitato a scopi di ricerca e solo in sporadici casi sono adoperati per la pianificazione del territorio e la mitigazione del rischio. La modellazione monofasica, invece, ha assunto un ruolo sempre più importante non solo nell'ambito della ricerca, ma anche nel mondo del lavoro e per questo la ricerca in questo campo è necessaria per fornire agli utenti finali modelli sempre più affidabili, strumenti e procedure per la definizione dei parametri di input attendibili e facilmente replicabili.

2.2.1 Le grandezze di base e il reogramma

La reologia è la base delle equazioni costituzionali dei modelli monofasici ed è quella parte della fisica che studia il comportamento e le deformazioni che i fluidi subiscono quando questi, sotto l'azione di una forza, vengono sottoposti a movimento. Considerando un modello semplificato di un fluido delimitato tra due piani paralleli tra loro (Figura 2.3) in cui A è l'area dei piani considerati e dy è la distanza fra i due piani, se viene applicata una forza F al piano superiore questo si sposterà rispetto al piano inferiore con una velocità relativa dV .

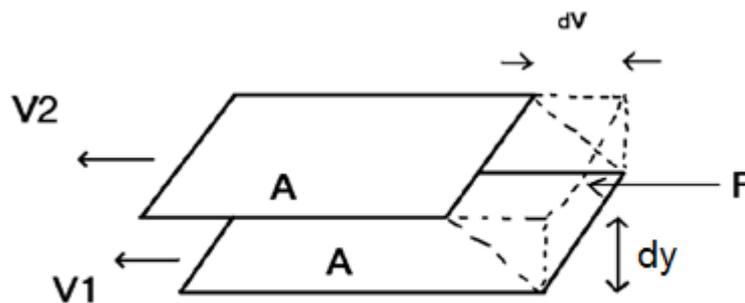


Figura 2.3. Rappresentazione schematica dell'applicazione di una forza ad un fluido interposto tra due piani paralleli.

Quando il piano superiore si sposta, anche gli strati interposti fra i due piani si spostano. Il piano superiore si muoverà con la velocità maggiore, quello inferiore con la velocità minore (pari a zero) e quelli intermedi con velocità intermedie. Il gradiente di velocità γ sarà quindi definito come la variazione di velocità lungo la direzione ortogonale del vettore velocità ($\gamma = dV/dy$). Il gradiente di velocità è quindi una misura della velocità alla quale gli strati

intermedi si muovono gli uni rispetto agli altri. Il termine F/A indica la forza per unità di area necessaria a produrre l'azione di taglio tra i piani e viene definita come sforzo tangenziale (τ).

Per un fluido newtoniano si assume che la forza richiesta per mantenere la differenza di velocità dV tra i due piani è proporzionale alla differenza di velocità attraverso il liquido, quindi al gradiente di velocità:

$$\frac{F}{A} = \mu \frac{dV}{dy} \quad (2.2)$$

dove μ è una costante che dipende dal materiale e dalla sua temperatura e viene chiamata viscosità. La viscosità è quindi la misura dell'attrito interno di un fluido ed è definita dal rapporto tra lo sforzo tangenziale e il gradiente di velocità ($\gamma = \tau/\mu$).

Dalla definizione di viscosità data da Newton è possibile definire quindi i fluidi newtoniani: fluidi per cui sussiste una relazione lineare tra lo sforzo tangenziale e il gradiente di velocità. In questa tipologia di fluidi la viscosità può quindi variare con la temperatura e la pressione ma non con il tempo o il gradiente di velocità.

Un fluido caratterizzato da una viscosità che varia con il gradiente di velocità viene definito fluido non newtoniano. All'interno di questa seconda categoria ricadono diverse tipologie di fluidi:

- fluidi pseudoplastici: la viscosità diminuisce al crescere del gradiente di velocità (sono i fluidi non newtoniani più comuni);
- fluidi dilatanti: la viscosità aumenta all'aumentare del gradiente di velocità;
- fluidi plastici: fluidi che si comportano come un solido in condizioni statiche, cioè deve essere applicata una certa quantità di sforzo perché si comincino a deformare. Questa quantità di sforzo iniziale necessaria al movimento del fluido viene definita limite di scorrimento o sforzo tangenziale iniziale. Una volta che lo sforzo tangenziale iniziale viene superato il flusso può presentare caratteristiche newtoniane, pseudoplastiche o dilatanti.

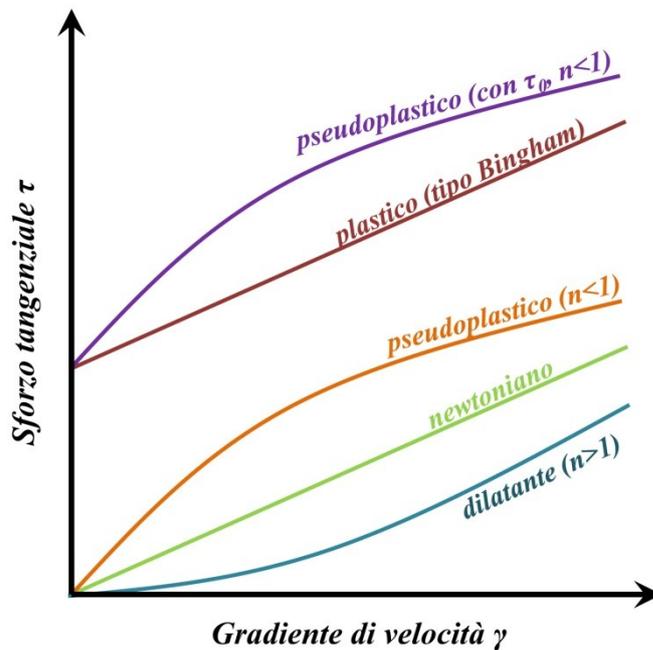


Figura 2.4. Rappresentazione grafica dei reogrammi dei diversi tipi di fluido.

Il comportamento di fluidi pseudoplastici e dilatanti può essere ben descritto da una funzione potenza:

$$\tau = k\gamma^{n_c} \quad (2.3)$$

dove la costante k e l'indice di consistenza n possono essere ricavati dall'interpolazione lineare della relazione tra il logaritmo dello sforzo tangenziale e il logaritmo del gradiente di velocità. L'indice di consistenza è maggiore di uno nel caso dei fluidi dilatanti e minore di uno per i fluidi pseudo plastici.

La relazione più semplice tra sforzo tangenziale e gradiente di velocità nei fluidi plastici è la relazione di Bingham:

$$\tau = \tau_0 + \mu_B\gamma \quad (2.4)$$

dove τ_0 è il limite allo scorrimento e μ_B è la viscosità di Bingham.

Una relazione più generale che permette la descrizione anche di fluidi che presentano sforzo tangenziale iniziale e comportamento pseudoplastico è rappresentata dal modello di Herschel Bulkley:

$$\tau = \tau_0 + \mu_B \gamma^n \quad (2.5)$$

La rappresentazione grafica dello sforzo tangenziale in funzione del gradiente di velocità viene definita reogramma. In Figura 2.4 sono riassunti graficamente i comportamenti delle diverse tipologie di fluido sopradescritte attraverso una rappresentazione dei loro reogrammi.

2.2.2 Reologia delle colate detritiche

Oltre alle equazioni viste nel precedente paragrafo, numerosi sono i modelli definiti negli anni da diversi ricercatori per descrivere il comportamento dei fluidi non newtoniani. Alcuni tra questi sono i seguenti, riportati con il nome dei loro ideatori (Tanner, 1988):

$$\text{Prandtl} \quad \tau = a \sin^{-1} \left(\frac{\gamma}{c} \right) \quad (2.6)$$

$$\text{Eyring} \quad \tau = \frac{\gamma}{b} + c \sin \left(\frac{\tau_0}{a} \right) \quad (2.7)$$

$$\text{Williamson} \quad \tau = \frac{a\gamma}{b+|\gamma|} + \mu_\infty \gamma \quad (2.8)$$

$$\text{Casson} \quad \sqrt{\tau} = \sqrt{a} + \sqrt{\mu_0 \gamma} \quad (2.9)$$

dove a , b e c , μ_0 e μ_∞ sono costanti tipiche di un particolare fluido. Oltre a questi, molti altri modelli sono disponibili in letteratura (Wilkinson, 1960), ma solo alcuni si adattano bene alla descrizione della zona soggetta a sforzi tangenziali nelle colate detritiche. Inoltre, esistono modelli più o meno adatti a seconda della tipologia di colata detritica (più o meno viscosa).

Il ‘concetto reologico’ alla base della modellazione delle colate detritiche si fonda sull’assunzione che il flusso della colata detritica presenti una zona di deformazione tangenziale di tipo laminare che determina la velocità di movimento del flusso. Una rappresentazione schematica del campo di velocità in una colata detritica, e quindi della zona sottoposta a sforzo tangenziale laminare, è quella data dal modello di Bingham (eq. 2.4) e riportata graficamente in Figura 2.5.

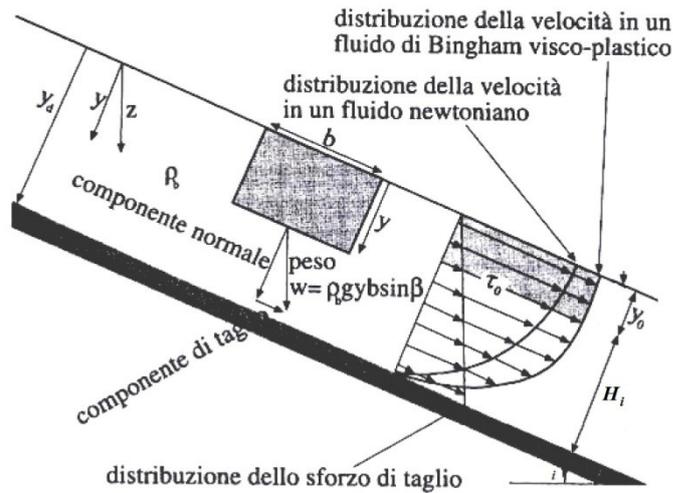


Figura 2.5. Distribuzione della velocità e dello sforzo tangenziale per un fluido newtoniano e visco-plastico di Bingham su pendio infinito (modificato da Marchetti, 2000 in Cesca, 2008).

Come mostrato in figura, il flusso di una colata detritica, visto attraverso il concetto reologico, a differenza di un fluido newtoniano, può essere diviso verticalmente in due parti: una parte inferiore H_i a contatto con la superficie di scorrimento, in cui si osserva un forte incremento della velocità, e una parte superiore y_0 , detta anche *plug rigido*, che presenta velocità pressoché costante simile alla velocità superficiale. La parte del flusso sottostante è quella che viene sottoposta a sollecitazione tangenziale laminare.

Schatzmann (2005), ai fini della modellazione reologica, divide le colate detritiche in tre gruppi:

- Colate detritiche granulari: flussi in cui l'attrito tra le particelle di sedimento e le collisioni tra di esse sono la principale fonte di dissipazione energetica nella fase di moto e arresto della colata; a causa delle collisioni e degli attriti, il campo di velocità all'interno del fluido è estremamente variabile e complesso e quindi non è possibile definire una zona di deformazione tangenziale laminare a scala macroscopica come mostrato in Figura 2.5, che può invece essere individuata a scala microscopica, nel fluido interstiziale (Figura 2.6).
- Colate detritiche viscosi: flussi caratterizzati da concentrazione solida volumetrica elevata, alto contenuto percentuale di materiale fine e granulometria eterogenea, il flusso appare come monofasico viscoso; generalmente il regime di tipo laminare domina su quello turbolento e il concetto del singolo strato sottoposto a deformazioni tangenziali di Figura 2.5 è generalmente soddisfatto, anche se, a causa dell'elevata presenza di particelle grossolane, lo spessore di questo strato varia nello spazio e nel tempo.

- Colate di fango: flussi caratterizzati da una fase fangosa, composta di acqua e della parte più fina dei sedimenti, e da una fase solida, composta della frazione più grossolana del sedimento. Il regime di flusso può essere laminare o turbolento a seconda della concentrazione volumetrica, della pendenza del canale e della profondità del flusso. La collisione tra le particelle gioca, generalmente, un ruolo di minore importanza rispetto alle forze viscosive, ma per flussi più turbolenti può diventare relativamente più importante.

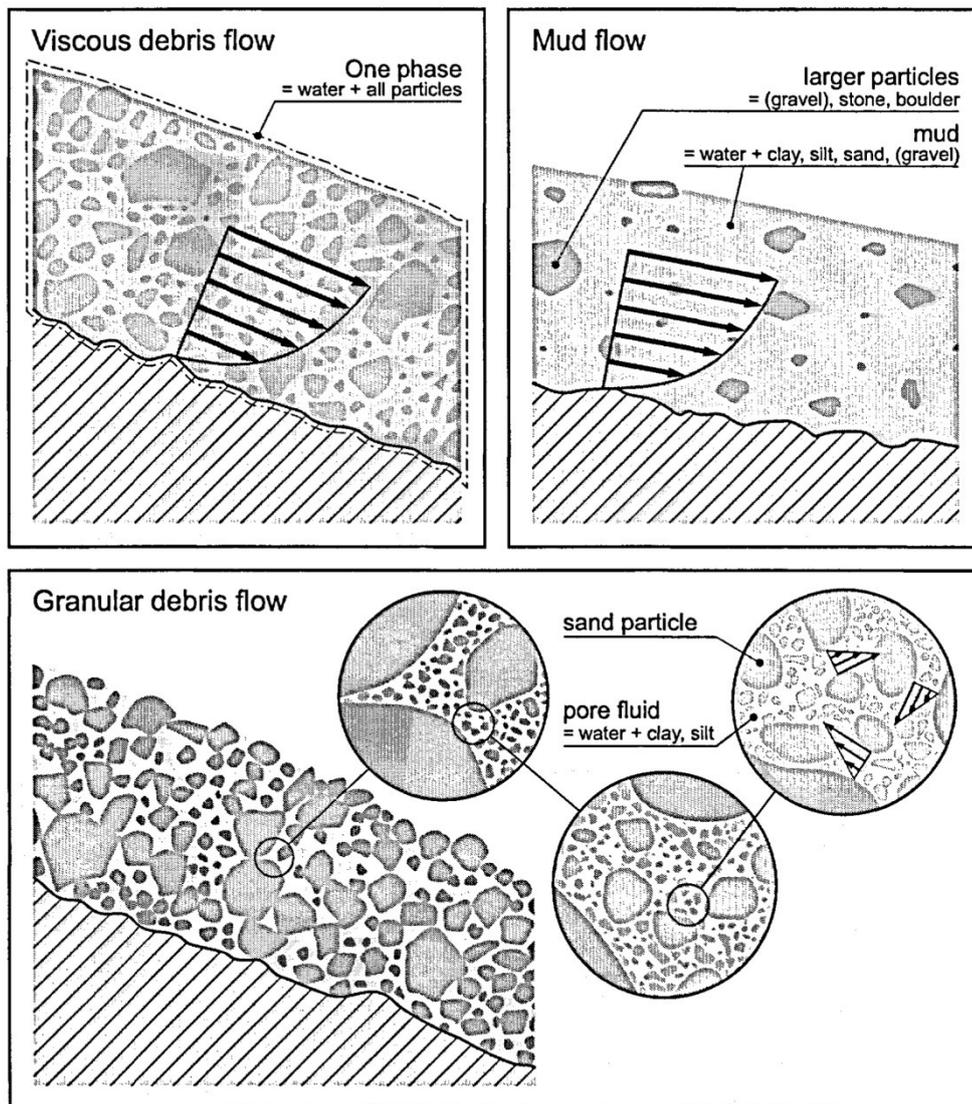


Figura 2.6. Zona sottoposta a sforzo tangenziale durante la fase di moto di diverse tipologie di colate detritiche (da Schatzmann, 2005).

Il concetto reologico per la descrizione delle dissipazioni energetiche in una colata detritica si adatta bene a colate detritiche viscosive e colate di fango in regime laminare; per colate

detritiche granulari, invece, il concetto è spesso di difficile applicazione potendo descrivere in modo corretto solo il comportamento del fluido interstiziale.

La definizione della frazione granulometrica che entra in gioco nello strato sottoposto a deformazione è un problema che è stato affrontato in modo diverso da vari autori. O'Brien e Julien (1988) si sono basati sulla relazione tra diametro e velocità di sedimentazione di Vanoni (1975) e sulla durata dell'evento di colata detritica, definendo come diametro massimo delle particelle appartenenti alla fase fangosa quello che sedimenta su di una profondità minore della metà dell'altezza del flusso nella durata dell'evento considerato. Il diametro risultante partendo da questa considerazione è pari a 0.06 mm. Malet *et al.* (2003), sulla base di osservazioni di campo e sulla considerazione che la velocità di sedimentazione diminuisce all'aumentare della concentrazione volumetrica, attribuiscono alla fase in deformazione laminare particelle con diametri fino a 20 mm. Schatzmann (2005) suggerisce, invece, valori del diametro massimo variabili a seconda della tipologia di colata detritica considerata: per flussi viscosi omogenei a singola fase, con concentrazione elevata e granulometrie eterogenee, propone un valore pari a 20 mm, mentre un diametro massimo di 0.1 mm viene consigliato per flussi a bassa concentrazione o in cui c'è una distinzione netta tra fase fangosa e particelle grossolane.

Iverson (1997-a) distingue in due gruppi i modelli che descrivono il moto delle colate detritiche attraverso un'unica relazione reologica tra sforzo tangenziale e gradiente di velocità: modelli visco-plastici e modelli inerziali.

Tra i modelli visco-plastici troviamo il modello viscoso-newtoniano (o modello di Bingham), descritto dall'equazione 2.4, e il modello visco-plastico (o modello di Herschel Bulkley), descritto dall'equazione 2.5. I modelli inerziali nascono invece dalle considerazioni di Bagnold (1954) su esperimenti di laboratorio su miscele formate da particelle di cera galleggianti in un miscuglio di alcol, glicerina e acqua. Lo strumento utilizzato è un reometro formato da un cilindro interno statico e un cilindro esterno con la possibilità di ruotare sul suo asse a diverse velocità. Il miscuglio da testare era posizionato nella camera tra i due cilindri e nelle prove si misurava il momento torcente necessario a far ruotare il cilindro esterno a una determinata velocità. Nei suoi esperimenti, per basse velocità di rotazione, Bagnold osservò una relazione di tipo lineare tra sforzo tangenziale e gradiente di velocità, espressa dalla seguente relazione:

$$\tau = b \lambda^{1.5} \mu \gamma \quad (2.10)$$

dove b è una costante empirica ($b = 2.25$), μ è la viscosità newtoniana del fluido, e λ la concentrazione lineare di grano, definita dalla relazione:

$$\frac{1}{\lambda} = \left(\frac{C_m}{C_V}\right)^{1/3} - 1 \quad (2.11)$$

dove C_m è la concentrazione volumetrica di massimo impaccamento tra i grani ($C_m=0.615$). Il regime di flusso identificato in queste prove, e descritto dalla relazione 2.10, venne chiamato regime macro-viscoso. In questo regime la stessa proporzionalità venne identificata tra sforzi normali e gradiente di velocità.

Per velocità maggiori, invece, sforzo tangenziale e normale mostrano una relazione proporzionale con il quadrato del gradiente di velocità, mentre risultarono indipendenti dalla viscosità. Questo regime venne definito regime inerziale di grano e descritto dalla relazione:

$$\tau = a \sin \alpha_d \rho_s \lambda^2 d^2 \gamma^2 \quad (2.12)$$

dove a è una costante empirica ($a = 0.042$) e α_d è il coefficiente di attrito dinamico, ρ_s la densità delle sfere e d il loro diametro. Per separare i due regimi di flusso, Bagnold ha definito un numero adimensionale, comunemente chiamato numero di Bagnold N_B , che esprime il rapporto tra sforzi inerziali (generati dalla collisione tra le sfere) e sforzi viscosi (generati dalla viscosità della fase liquida):

$$N_B = \frac{\rho_s \lambda^2 d^2 \gamma^2}{\lambda^{1.5} \mu \gamma} = \frac{\rho_s \lambda^{0.5} d^2}{\mu} \gamma \quad (2.13)$$

Per valori di $N_B < 40$ il regime si definisce macroviscoso, mentre per $N_B > 450$ il regime è di tipo inerziale. Per valori compresi tra 40 e 450, la dipendenza degli sforzi normali e tangenziali con il gradiente di velocità aumenta progressivamente da lineare a quadratica.

Sulla teoria di Bagnold si basa il modello di Takahashi (2007), il quale ha sviluppato una teoria che descrive la fase di innesco della colata dal flusso superficiale, la fase di trasporto e il processo di deposizione, considerando i fenomeni di erosione, deposito e segregazione che si verificano durante il moto della colata.

2.2.3 Analisi della reologia a scala di laboratorio

Per reometria si intende la misura del comportamento reologico di un fluido, cioè la definizione della curva di viscosità: come varia lo sforzo tangenziale al variare del gradiente di velocità. Il reometro è uno strumento che permette di effettuare tale misurazione.

I reometri generalmente si basano sul modello presentato in Figura 2.3: il fluido da misurare viene sottoposto ad uno sforzo tangenziale posizionandolo tra due superfici che scorrono una rispetto all'altra. Tali superfici possono essere formate da due cilindri concentrici, un cono che ruota sopra un piatto oppure due piatti paralleli (Figura 2.7).

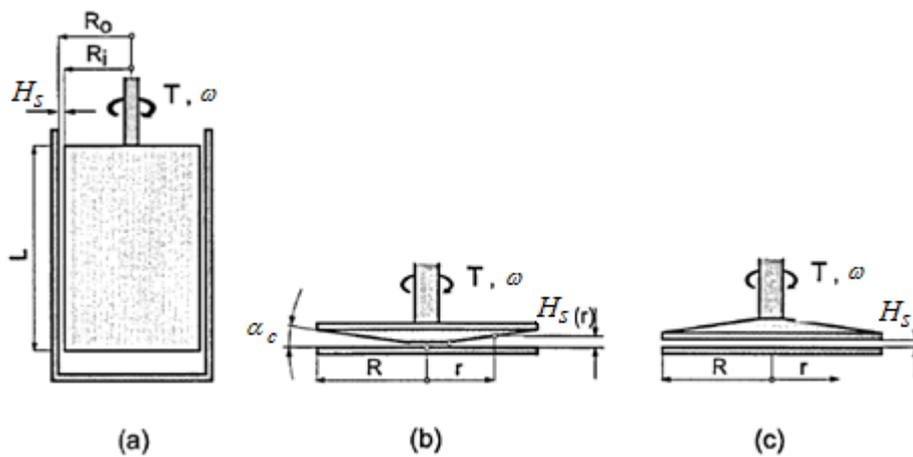


Figura 2.7. Differenti configurazioni geometriche del modello a due piatti utilizzato all'interno di un reometro: (a) Sistema a Cilindri Concentrici (CCS), (b) Sistema Cono e Piatto (CPS), (c) Sistema a Piatti Paralleli (PPS)(da Schatzmann 2005).

In genere il cilindro interno (a), il cono (b) ed il piatto superiore (c) vengono ruotati in modo da ottenere una zona (H_s) in cui persiste uno sforzo tangenziale. Un momento torcente T viene applicato per ruotare la superficie ad una certa velocità angolare ω . Analogamente al modello di Figura 2.3, i parametri reologici γ e τ vengono ottenuti in base alle misure dei valori di T e Ω .

Per il sistema a cilindri concentrici (CCS) avremmo quindi che gradiente di velocità e sforzo tangenziale vengono calcolati mediante le seguenti espressioni:

$$\gamma = \frac{2\pi\omega R_i}{R_o - R_i} = \frac{2\pi\omega R_i}{H_s} \quad (2.14)$$

$$\tau = \frac{T}{2\pi R_i^2 L_c} \quad (2.15)$$

dove R_i è il raggio del cilindro interno, R_0 è il raggio del cilindro esterno ed L_c è la lunghezza del cilindro interno.

Per il sistema a cono e cilindro (CPS) le equazioni diventano:

$$\gamma = \frac{2\pi\omega r}{H_{S(r)}} = \frac{2\pi\omega}{\tan\alpha_c} \quad (2.16)$$

$$\tau = \frac{3T}{2\pi R^3} \quad (2.17)$$

dove α_c è l'angolo del cono e R è il raggio del cono e del piatto sottostante.

Per quanto riguarda il sistema a piatti paralleli (PPS) il gradiente di velocità viene definito al limite esterno del piatto ($r = R$ in Figura 2.7). Quindi avremmo le seguenti relazioni:

$$\gamma_R = \frac{2\pi\Omega R}{H} \quad (2.18)$$

$$\tau_R = \frac{3T}{2\pi R^3} + \frac{\gamma_R}{2\pi R^3} \frac{dT}{d\gamma_R} \quad (2.19)$$

Per un fluido newtoniano, la 2.17 è approssimativamente semplificabile in $\tau = 2T/\pi R^3$.

I tre sistemi geometrici vengono posizionati all'interno di reometri standard in cui il momento torcente e la velocità angolare vengono misurati in modo preciso. A causa delle piccole dimensioni del sistema di misura utilizzato in sistemi standard, solo campioni di volumi ridotti (dell'ordine dei millilitri o centilitri) possono essere testati per ottenere una misura corretta. Lo svantaggio principale di questo sistema di misura è che le piccole quantità di volume testabili permettono di saggiare solo fluidi con particelle di diametro ridotto.

Generalmente si raccomanda di considerare un rapporto tra spessore di fluido in scorrimento e diametro massimo pari almeno a dieci.

Per fluidi granulari grossolani (diametro delle particelle maggiore o uguale a 1 mm), come ad esempio i fluidi che costituiscono le colate detritiche e fangose, esistono solo pochi reometri in grado di determinarne sforzo tangenziale e viscosità. In questo capitolo si vuole riportare una descrizione dei vari metodi disponibili in letteratura utilizzati per questo scopo.

Uno dei primi studiosi che ha utilizzato un reometro su fluidi granulari grossolani è Bagnold (1954), come descritto nel paragrafo 2.2.2. La sua idea è stata quella di sviluppare un CCS di grandi proporzioni per l'analisi di fluidi composti da sfere di uguali dimensioni ($d = 1.3$ mm) immerse in fluidi newtoniani. Reometri di simili dimensioni sempre basati sul CCS sono stati in seguito sviluppati anche da Savage e McKeown (1983) e Daido (in Takahashi, 2007). In

queste prove, a causa del basso rapporto tra la lunghezza del cilindro L_c e la distanza fra i due cilindri H_s , flussi secondari potevano venire indotti in prossimità del limite inferiore del sistema utilizzando materiali liquidi ed elevate velocità angolari (Hunt *et al.* 2002). Questo fenomeno influenza la misura del momento torcente utilizzato per il calcolo dello sforzo tangenziale falsificando il reogramma del fluido testato.

Anche Major e Pierson (1992) svilupparono un CCS di grandi proporzioni (volume del campione pari a 10 l) per l'analisi della frazione fine di un debris flow ($d \leq 0,06$ mm) e per l'analisi di miscugli artificiali ($d \leq 2$ mm) composti dalla frazione fine di una colata detritica alla quale venivano aggiunti diversi quantitativi di sabbia. Le concentrazioni volumetriche variavano da 0,44 a 0,66. In questo caso, per l'elevata distanza fra i cilindri, sforzo tangenziale e gradiente di velocità non potevano essere calcolati utilizzando le equazioni 2.14 e 2.15, in quanto solo una parte del miscuglio compreso fra i due cilindri è in movimento. Il gradiente di velocità in questo caso veniva calcolato con il metodo di Nguyen e Boger (1987). Dai risultati di queste sperimentazioni i modelli reologici che meglio si adattavano ai reogrammi misurati sono risultati essere quello di Herschel-Bulkley e quello di Bingham.

Cussot e Piau (1995) svilupparono un CCS mobile di grandi dimensioni (volume del campione pari a 500 l) per lo studio del materiale di colate detritiche contenente particelle di diametro inferiore a 1 cm. A causa dell'elevata interdistanza fra i due cilindri H_s , anche in questo caso è stata utilizzata la metodologia di Nguyen e Boger (1987) per il calcolo dello sforzo tangenziale e del gradiente di velocità. L'analisi del materiale proveniente dalle colate detritiche di cinque differenti bacini ha portato anche in questo caso a individuare il modello di Herschel-Bulkley come quello che meglio interpretava i punti sperimentali (per gradienti di velocità compresi tra 0.5 e 50 s⁻¹).

Anche in queste ultime due prove sperimentali, come per quella di Bagnold, il rapporto tra la lunghezza del cilindro e l'interdistanza tra i due cilindri è caratterizzato da valori bassi ($L_c/H_s = 2-4$), quindi, secondo Schatzmann (2005), anche in questi casi ci si sarebbe dovuti aspettare la formazione di flussi secondari che andassero a inficiare le misure. In questi due casi però, le elevate concentrazioni testate, l'accumulazione delle particelle con maggiori dimensioni sul fondo del cilindro esterno e l'utilizzo di fluidi plastici, in cui generalmente la zona sollecitata occupa solo una frazione dell'interdistanza H_s , hanno evitato la formazione di questi flussi.

Oltre ai reometri di grandi dimensioni basati sul CCS, troviamo in letteratura anche esempi di reometri basati sul CPS. Phillips e Davies (1991) costruirono due reometri CPS di grandi dimensioni con un angolo del cono pari a 30°. Il primo dispositivo aveva un raggio di 200

mm e richiedeva campioni di 8 litri. Le miscele misurate, provenienti da due differenti colate detritiche, erano formate da particelle con diametro massimo pari a 35 mm. Il secondo dispositivo invece, aveva un raggio di 1000 mm e misurava campioni di volume pari a 1000 litri. In questo caso le miscele testate contenevano particelle con diametro massimo di 120 mm. Dalle prove con il secondo reometro non si è riuscito ad individuare un comportamento reologico ben definito perché gli sforzi tangenziali presentavano elevate variazioni per piccoli cambiamenti del gradiente di velocità. In seguito, uno studio effettuato da Contreras e Davies (2000), con l'utilizzo del primo dispositivo, mostrò nuovamente delle forti variazioni dello sforzo tangenziale in merito a piccoli intervalli di variazione del gradiente di velocità, che non permisero neanche in questo caso il calcolo dei reogrammi. Tuttavia identificarono un comportamento dipendente dal tempo del momento torcente misurato a differenti velocità angolari.

Un'altra tipologia di strumenti per la misura della reologia che si basano sul CCS sono i viscosimetri. In questi strumenti il cilindro centrale è sostituito da giranti con diversa geometria. Questi strumenti sono solitamente utilizzati nell'industria alimentare per il controllo della qualità, ma in letteratura si trovano anche alcune applicazioni nel campo delle colate detritiche come ad esempio nelle prove di Sosio e Crosta (2009).

Uno di questi viscosimetri è il reometro Brookfield DV-III Ultra, strumento che sarà utilizzato nell'ambito del presente lavoro di ricerca.

Tra le varie metodologie utilizzate in questo campo, quella che più di altre ha trovato spazio nello studio della reologia delle colate detritiche è il cosiddetto Ball Measuring System (BMS) (Schatzmann *et al.*, 2003; Sosio *et al.*, 2007; Bisantino *et al.*, 2009). Questo sistema si basa sulla misura della forza necessaria per trascinare una sfera con diverse velocità attraverso un fluido (Figura 2.8).

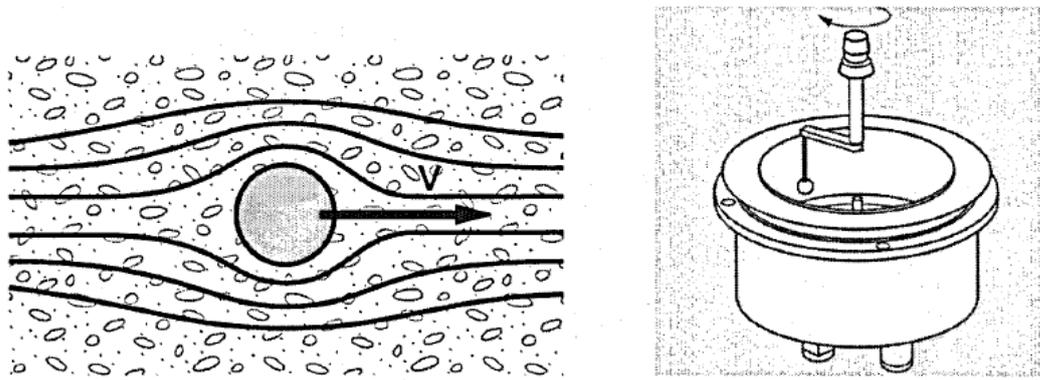


Figura 2.8. Schema del funzionamento del Ball Measuring System (a sinistra) e un dispositivo utilizzato per l'applicazione di questo metodo (a destra) (da Schatzmann, 2005).

Altre metodologie per la misura dei parametri reologici si basano sull'analisi del flusso e delle sue condizioni di arresto, all'interno di tubi o canali o al di sopra di piani orizzontali. Con questi metodi raramente si determina il reogramma del fluido testato poiché la zona di taglio e il profilo di velocità possono essere determinati solo sulla superficie del fluido e non al suo interno (Whipple, 1997; Hübl e Steinwendtner, 2000; Parson *et al.*, 2001) e l'intervallo di gradienti di velocità che può essere ottenuto è generalmente limitato (Coussot e Boyer, 1995). Per questo, tali metodi sono generalmente applicati per determinare lo sforzo tangenziale iniziale τ_0 di fluidi plastici. In questo caso τ_0 non dipende dal profilo di velocità ma solo dalla densità del fluido, dalla geometria del viscosimetro e dalla profondità di deposizione (nel caso di test su piano e canale) o dall'altezza finale del fluido nel tubo. A questo scopo si trovano in letteratura diversi test e dispositivi come il Kasumeter (Schulze *et al.*, 1991, in Schatzmann, 2005), un viscosimetro a tubo, il test su canale inclinato (Johnson, 1970; Coussot e Laigle, 1994; Whipple, 1997;), il test a piano inclinato (Coussot, 1996) e lo Slump Test. In quest'ultimo test, il fluido viene posto all'interno di un cilindro (o di un cono) capovolto su un piano; a questo punto il cilindro viene sollevato ed il fluido si deposita sul piano. In base all'altezza del deposito, alla densità del fluido e alla geometria del cilindro è possibile determinare lo sforzo tangenziale iniziale (Schatzmann, 2005).

Un altro strumento di grandi dimensioni, nato per lo studio del comportamento reologico di fluidi in diversi campi e negli ultimi anni applicato anche allo studio delle colate detritiche, è il "rotating drum" o Vertical Rotating Flume VRF (Figura 2.9). Lo strumento in Figura 2.9 utilizzato da Kaitna e Rikenmann (2007) è stato inizialmente testato su miscele un polimero sintetico (il Carbopol Ultrez 10[®]) e acqua, e in seguito utilizzato anche per la misura di miscele di materiale detritico proveniente da reali depositi di colata detritica e acqua (Kaitna *et al.* 2007). L'apparato strumentale si compone di un cilindro rotante al cui interno viene

immerso il fluido da testare. Il momento torcente necessario a far ruotare il cilindro con velocità costante viene misurato e da questo è possibile ricavare lo sforzo tangenziale totale. Al cilindro sono applicati ulteriori sensori che misurano la pressione, lo sforzo tangenziale al fondo e la pressione dei pori.

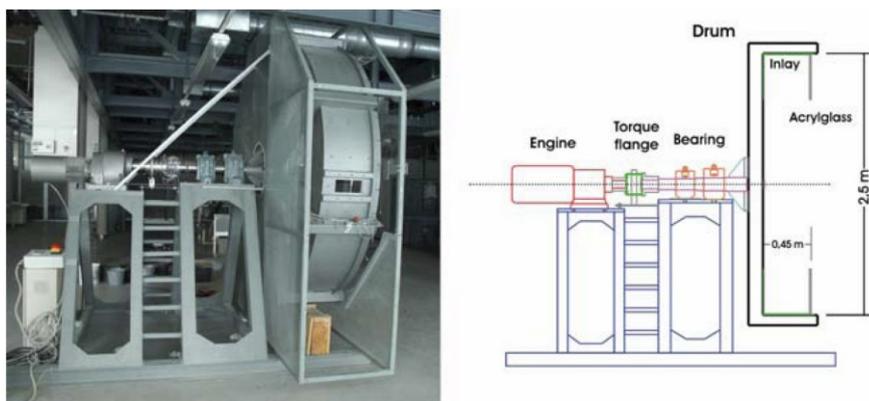


Figura 2.9. Fotografia del Vertical Rotating Flume (a sinistra) e sezione dell'apparato strumentale (a destra) utilizzato nelle prove di Kaitna et al. (2007).

2.3 Numeri adimensionali significativi e modellazione a scala ridotta

Molti problemi di natura idrologica riguardano situazioni complesse e multivariate, spesso a grandi scale spaziali e temporali. Questi argomenti sono sempre stati affrontati tramite accurati rilievi di campo combinati a modellazioni numeriche e teoriche. Tali modelli matematici hanno promosso importanti progressi nella comprensione dei processi fisici degli ambienti fluviali e torrentizi, ma hanno necessariamente dovuto adottare semplificazioni come l'uso di coefficienti empirici e dati di input limitati rispetto alle reali variabili in gioco. Una tecnica complementare che è andata sviluppandosi in parallelo con le simulazioni computazionali è la modellazione fisica. I vantaggi di questa tecnica rispetto alla modellazione numerica e alle indagini di campo sono la possibilità di lavorare in un ambiente di laboratorio controllato e gestibile, l'identificazione, l'isolamento e la precisa misurazione di processi non facilmente investigabili in campo, il controllo simultaneo delle diverse variabili fisiche che caratterizzano il fenomeno studiato e la possibilità di incorporare variabili che non sono note a priori, ma che possono avere forti ripercussioni sulle dinamiche risultanti.

Tuttavia, questi vantaggi sono controbilanciati dalle problematiche che si incontrano nelle operazioni di *scaling* dal prototipo (situazione reale) al modello. Per questo è importante stabilire e quantificare l'influenza dei processi che non possono essere 'scalati' in modo lineare tra modello e prototipo, ed il loro conseguente effetto sui risultati della modellazione fisica.

Per una corretta comprensione del problema dello *scaling*, è necessario innanzitutto comprendere le basi della teoria generale dei modelli. Un modello può essere definito come una versione semplificata del sistema reale che simula in modo approssimato le relazioni tra le sollecitazioni del sistema e le risposte dello stesso. Le semplificazioni vengono introdotte come una serie di assunzioni che traducono il nostro livello di comprensione del funzionamento del sistema e il livello di approssimazione che siamo disposti ad accettare. La teoria generale dei modelli si basa su tre gruppi di leggi:

- leggi dell'analogia;
- leggi dell'analisi dimensionale;
- leggi della similitudine.

La *teoria dell'analogia* si basa sul principio che il modello non è la copia in scala del fatto fisico considerato, ma è un fenomeno fisico diverso che viene, però, rappresentato da equazioni formalmente uguali. E' una teoria che è stata usata molto nel passato ad esempio per la risoluzione di problemi di trasmissione termica o problemi riguardanti i moti filtranti in mezzi porosi, applicando l'analogia elettrotermica (simulazione del fenomeno termico attraverso una rete di resistenze elettriche). L'applicabilità di questa teoria è possibile solo nel caso in cui le equazioni che reggono i due fenomeni siano formalmente uguali.

La *teoria della similitudine*, consente di studiare un certo fenomeno riproducendolo con modelli simili cioè con modelli che rispettano la similitudine geometrica (rapporto costante tra le geometrie del modello e quelle reali), la similitudine cinematica (rapporto costante tra le velocità), similitudine materiale (le masse di elementi omologhi stanno in rapporto costante) e similitudine dinamica (il rapporto tra forze omologhe è costante).

La *teoria dimensionale*, infine, viene in ausilio alle due teorie precedenti, integrandole. Questa teoria consente di raggruppare le variabili di un certo problema fisico riducendole in una serie di numeri adimensionali. Un teorema di base utilizzato per l'analisi dimensionale è il Teorema di Buckingham (o teorema π). Questo teorema afferma che se un'equazione è dimensionalmente omogenea, può venire ridotta nella forma di una relazione fra una serie completa di parametri adimensionali. Il numero di questi parametri è pari alla differenza tra il numero delle variabili fisiche che caratterizzano il fenomeno e il numero delle grandezze fondamentali del fenomeno. Operando opportunamente, si ottengono numeri adimensionali tali che, rapportando due numeri adimensionali qualsiasi, è possibile ottenere una misura dell'importanza relativa dei fenomeni cui i numeri fanno riferimento.

Nella modellazione di un fenomeno reale quando si riesce ad ottenere una completa uguaglianza tra i gruppi adimensionali di prototipo e modello, si dice che modello e prototipo sono in similitudine completa.

Purtroppo nella maggior parte dei casi non è possibile ottenere una condizione di similitudine completa, in quanto non sempre è possibile trovare materiali o fluidi che abbiano proprietà tali da permettere di rispettare tutte le uguaglianze (o similitudini). In questi casi si deve utilizzare un modello distorto, un modello cioè in cui non sono rispettate tutte le condizioni di similitudine. Utilizzando questo tipo di modello è necessario introdurre un fattore di previsione che corregge l'uguaglianza tra numero adimensionale del modello e del prototipo. Questo fattore viene determinato attraverso prove sperimentali aggiuntive.

Riportando ora i concetti visti nella teoria dimensionale all'idraulica, si osserva che nella modellazione di correnti uniformi a pelo libero la perdita di energia potenziale del fluido

lungo un canale di lunghezza L_s è funzione della velocità media del flusso (V), del tirante idrico (h) e della densità (ρ) e viscosità dinamica (μ) dell'acqua (Wallerstein *et al.*, 2001). Con questi parametri è possibile quindi definire una similitudine geometrica (profondità del flusso e lunghezza del canale) una similitudine cinematica (velocità del flusso) e una similitudine dinamica (pressione p). Secondo il teorema di Buckingham descritto prima le sei variabili dimensionali (L_s, h, V, ρ, μ, p) che descrivono il sistema fisico, possono essere riassunte da tre rapporti adimensionali. Attraverso l'analisi dimensionale si ricavano quindi i tre rapporti che sono conosciuti in letteratura come il numero di Eulero (Eu), il numero di Reynolds (Re) ed il numero di Froude (Fr).

Il numero di Eulero ($Eu = p / \rho V^2$) è un gruppo adimensionale che mette in relazione la forza d'inerzia e la forza di pressione. Il numero Reynolds ($Re = \rho V L_s / \mu$) è il rapporto tra le forze di inerzia e le forze viscosive. Questo gruppo adimensionale permette di valutare se il flusso in scorrimento di un fluido è in regime laminare (valori bassi del numero di Reynolds) o turbolento (valori elevati del numero di Reynolds). Il numero di Froude, invece, mette in relazione la forza d'inerzia e la forza peso ($Fr = V / \sqrt{gh}$) ed esprime lo stato della corrente dal punto di vista cinematico ($Fr < 1$ regime subcritico o corrente lenta, $Fr > 1$ regime supercritico o corrente veloce).

Come accennato in precedenza, nella modellazione difficilmente si raggiunge una perfetta uguaglianza tra i numeri adimensionali di modello e prototipo; anche nella modellazione idraulica, infatti, i modelli non possono avere uguaglianze sia per il numero di Froude che per il numero di Reynolds contemporaneamente se si utilizza lo stesso fluido reale (es. acqua). Questa uguaglianza è ottenibile solo se si lavora in scala 1:1. L'alternativa più frequentemente utilizzata è quella di trascurare le forze che non siano determinanti nel differenziare il comportamento reale da quello del modello. In questo caso solo uno dei numeri adimensionali visti in precedenza viene uguagliato sia nel prototipo che nel modello.

I modelli che più sono stati utilizzati in campo idraulico per l'analisi di correnti a pelo libero, in particolare in campo geomorfologico, sono i cosiddetti FSM (Froude scale models). In questi modelli si considerano predominanti gli effetti legati a trasformazioni tra energia cinetica e potenziale e per questo viene perseguita l'uguaglianza del numero di Froude tralasciando l'uguaglianza del numero di Reynolds. Questo tipo di metodo è stato utilizzato anche per la modellazione in laboratorio di flussi prettamente granulari, ad esempio Pouliquen (1999) lo utilizza per la modellazione del moto di perle di vetro lungo un piano inclinato scabro, e di colate detritiche.

Per quanto riguarda le colate detritiche, un'analisi dimensionale più approfondita è stata descritta da Iverson (1997-a). In questa trattazione un generico debris flow viene schematizzato con un miscuglio uniforme (Figura 2.10) di grani sferici di uguali dimensioni e acqua. Nonostante il flusso considerato sia troppo semplice per rappresentare una colata detritica, la semplificazione adottata rappresenta una valida base per la definizione dei parametri adimensionali che descrivono il sistema debris flow. I vari sforzi (Σ) che caratterizzano il sistema in Figura 2.10 (sforzo tangenziale e normale tra i grani, sforzo tangenziale e normale del fluido, sforzo generato dall'interazione solido-liquido) vengono descritti in funzione di tredici variabili.

$$\Sigma = f(\gamma, \delta, \rho_s, \rho_f, g, \mu, k_i, T_g, E, v_s, v_f, \varphi, e) \quad (2.20)$$

dove γ è il gradiente di velocità, δ è il diametro caratteristico dei grani, ρ_s è la densità dei grani, ρ_f è la densità della parte fluida, g è l'accelerazione gravitazionale, μ è la viscosità dinamica, k_i è la permeabilità idraulica, T_g è la temperatura granulare, E è la durezza della miscela, v_s è la concentrazione volumetrica solida, v_f è la concentrazione volumetrica liquida, φ è l'angolo di attrito interno ed e è il coefficiente di restituzione dei grani solidi.

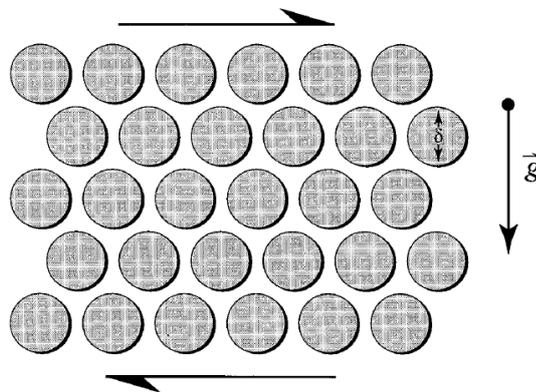


Figura 2.10. Rappresentazione schematica di un flusso costante ed uniforme di sfere identiche solide immerse in un fluido Newtoniano (Iverson, 1997-a).

Le prime dieci variabili hanno tutte unità di misura che comprendono tre dimensioni fisiche: massa, lunghezza e tempo. Le ultime quattro variabili sono invece adimensionali e quindi non sono considerate nell'analisi di scala. Attraverso l'applicazione del teorema di Buckingham visto in precedenza, avremmo quindi sette gruppi adimensionali che descrivono il sistema in Figura 2.10. Il risultato dell'analisi adimensionale sono quindi i seguenti sei parametri adimensionali che descrivono gli sforzi adimensionalizzati ($\Sigma / \gamma^2 \delta^2 \rho_s$):

$$\frac{\Sigma}{\gamma^2 \delta^2 \rho_s} = f \left(\frac{\gamma^2 \delta}{g}, \frac{\gamma \delta^2 \rho_s}{\mu}, \frac{\rho_s}{\rho_f}, \frac{T_g}{\gamma^2 \delta^2}, \frac{k_i}{\delta^2}, \frac{E}{\gamma^2 \delta^2 \rho_s} \right) \quad (2.21)$$

Il primo parametro fu enunciato da Savage nel 1984 e per questo si definisce numero di Savage. Il secondo gruppo adimensionale è una variazione del parametro inizialmente identificato da Bagnold nel 1954 e per questo si definisce comunemente numero di Bagnold. Il terzo è il rapporto tra la densità del materiale solido e la densità della parte fluida che compongono la miscela; per le colate detritiche questo rapporto generalmente varia tra 2 e 3. Il quarto parametro è la temperatura granulare scalata sul quadrato del gradiente di velocità caratteristico. Il quinto è invece la permeabilità divisa per il quadrato del diametro caratteristico dei grani. Infine il sesto gruppo adimensionale è formato dalla durezza della miscela (resistenza a dilatazione e contrazione) diviso lo sforzo caratteristico.

Gli sforzi descritti dall'equazione 2.20 hanno una componente tangenziale ed una componente normale; ognuna di queste due componenti può essere ulteriormente divisa in una componente quasi-statica ed una componente inerziale. La successiva analisi delle componenti degli sforzi descriverà la sola componente tangenziale in quanto è quella di maggior interesse. Comunque un'analoga analisi può essere effettuata anche per la componente normale.

Lo sforzo inerziale solido $T_{s(i)}$ e lo sforzo inerziale fluido $T_{f(i)}$ possono essere stimati attraverso le seguenti equazioni.

$$T_{s(i)} = v_s \rho_s \gamma^2 \delta^2 \quad (2.22)$$

$$T_{f(i)} = v_f \rho_f \gamma^2 \delta^2 \quad (2.23)$$

La prima di queste relazioni mostra che lo sforzo caratteristico ($\gamma^2 \delta^2 \rho_s$) utilizzato per adimensionalizzare gli sforzi totali nell'equazione 2.21, non è altro che lo sforzo inerziale di grano. Quest'ultimo è lo sforzo generato dalle collisioni fra grani ed esplicito da Bagnold (1954). La seconda relazione mostra invece che la parte fluida della miscela può anch'essa generare degli sforzi inerziali, in modo del tutto analogo agli sforzi di Reynolds nei flussi in moto turbolento.

Gli sforzi solidi quasi statici $T_{s(q)}$ sono definiti dalla ben nota legge di Coulomb che nella sua forma più semplice ci permette di calcolare la media degli sforzi τ (equazione 2.1). Questi sforzi aumentano all'aumentare della profondità (aumento del peso dello strato superiore) secondo la relazione

$$T_{s(q)} = Nv_s(\rho_s - \rho_f)g\delta\tan\varphi \quad (2.24)$$

dove N è il numero di grani sovrastanti lo strato considerato e $v_s(\rho_s - \rho_f)$ è il peso unitario galleggiante di questo sovraccarico.

Lo sforzo quasi statico fluido $T_{s(q)}$ deriva dalla legge di Newton sulla viscosità:

$$T_{f(q)} = v_f\gamma\mu \quad (2.25)$$

In questa equazione è presente v_f (concentrazione volumetrica liquida) in quanto solo la frazione fluida della miscela contribuisce allo sforzo viscoso.

Gli sforzi derivanti dalle interazioni solido-liquido T_{s-f} risultano dal moto relativo tra i grani e la parte fluida. Anche se T_{s-f} è formato sia da una componente di sforzi inerziali che da una componente di sforzi quasi statici (resistenza viscosa), la dettagliata analisi effettuata da Iverson e LaHusen (1993) mostra che la frazione viscosa degli sforzi risulta di molto superiore alla componente inerziale; quindi è possibile tralasciare la componente inerziale nel calcolo delle tensioni generate dall'iterazione solido-liquido. Questo sforzo è pertanto stimabile dalla seguente equazione.

$$T_{s-f} = \frac{\gamma\pi\delta^2}{k_i} \quad (2.26)$$

Il significato principale della suddivisione degli sforzi totali nelle sue componenti statiche e quasi statiche, derivanti dalla frazione solida o liquida o dall'interazione di queste (equazioni da 2.21 a 2.25), risiede nei rapporti che possono essere generati da queste componenti.

Ad esempio, dividendo $T_{s(i)}$ per $T_{s(q)}$ si ottiene il numero di Savage N_{Sav} definito come rapporto tra lo sforzo tangenziale inerziale generato dalle collisioni fra i grani e lo sforzo tangenziale quasi statico generato dal peso e dall'attrito della massa granulare:

$$N_{Sav} = \frac{\gamma^2\rho_s\delta}{N(\rho_s-\rho_f)g\tan\varphi} \quad (2.27)$$

Allo stesso modo, il rapporto tra $T_{s(i)}$ e $T_{f(q)}$ mostra che il numero di Bagnold (N_{Bag}) può essere definito come rapporto tra lo sforzo inerziale di grano e lo sforzo tangenziale viscoso:

$$N_{Bag} = \frac{v_s}{1-v_s} \frac{\rho_s \delta^2 \gamma}{\mu} \quad (2.28)$$

Dividendo invece $T_{s(i)}$ per $T_{f(i)}$ si genera un “numero di massa” N_{mass} che descrive il rapporto tra l’inerzia solida e quella fluida:

$$N_{mass} = \frac{v_s}{1-v_s} \frac{\rho_s}{\rho_f} \quad (2.29)$$

Il rapporto tra T_{s-f} e $T_{s(i)}$ produce una quantità definita da Iverson (1997-a) come numero di Darcy N_{Dar} :

$$N_{Dar} = \frac{\mu}{v_s \rho_s \gamma k_i} \quad (2.30)$$

Quest’ultimo descrive la tendenza della pressione del fluido interstiziale che si sviluppa tra i grani in movimento a ridurre le iterazioni tra i grani. Altri interessanti parametri adimensionali possono essere ottenuti dai rapporti tra i parametri appena calcolati (equazioni da 2.26 a 2.29). Ad esempio una formulazione del conosciuto numero di Reynolds di grano può essere fatta mediante il rapporto tra il numero di Bagnold e il numero di massa:

$$N_{Rey} = \frac{N_{Bag}}{N_{mass}} = \frac{\rho_f \gamma \delta^2}{\mu} \quad (2.31)$$

Invece, il rapporto tra il numero di Bagnold e il numero di Savage genera una versione del ‘*Friction number*’ identificato da Iverson e LaHusen (1993):

$$N_f = \frac{N_{Bag}}{N_{Sav}} = \frac{v_s}{1-v_s} \frac{N(\rho_s - \rho_f) g \delta \tan \varphi}{\gamma \mu} \quad (2.32)$$

Questo numero esprime il rapporto fra lo sforzo tangenziale generato dal contatto fra i grani e lo sforzo tangenziale viscoso. La differenza tra il numero di Bagnold ed il *Friction number* sta nel fatto che il *Friction number* caratterizza gli sforzi generati dalle fasi solida e liquida distinte, mentre il numero di Bagnold caratterizza gli sforzi di un materiale monofasico che mostra sia viscosità che durezza.

I gruppi dimensionali definiti nelle equazioni da 2.26 a 2.31 differenziano cinque processi degli scambi di quantità di moto (e quindi della generazione degli sforzi) di un flusso di un miscuglio uniforme di grani identici e acqua:

1. collisioni tra i grani
2. attrito tra i grani
3. viscosità
4. variazioni nella velocità del fluido (turbolenza)
5. interazioni tra frazione solida e liquida

Questi sono quindi i principali processi che caratterizzano le colate detritiche; a questi, però, vanno aggiunte ulteriori componenti dovute ad esempio alle dimensioni non uguali tra i sedimenti e alla loro forma stessa. Per questo sembra altamente improbabile che un semplice modello reologico possa descrivere accuratamente tutti gli sforzi di una colata detritica. Tuttavia, una semplice ma valida approssimazione può essere raggiunta in certe circostanze utilizzando soltanto gli sforzi dominanti (Iverson, 1997-a).

I gruppi adimensionali appena visti non sono ancora stati utilizzati nel campo della modellazione fisica per la definizione di fattori di conversione tra prototipo e modello, ma si è cominciato ad utilizzarli, in modo analogo al numero di Froude ed al numero di Reynolds, per la descrizione del sistema fisico “debris flow” e quindi per identificare l’importanza relativa dei meccanismi che generano gli sforzi all’interno di una colata detritica. Quest’obiettivo viene perseguito attraverso il calcolo dei valori rappresentativi dei diversi gruppi adimensionali e la loro comparazione con quelli generati da sistemi più semplici in cui la generazione degli sforzi è più facilmente comprensibile. Come già detto, questo è un processo analogo a quello utilizzato per definire le caratteristiche di un flusso d’acqua canalizzata sulla base dei numeri di Froude e Reynolds. In Tabella 2.2 sono riportati i valori dei gruppi adimensionali appena visti che Iverson (1997-a) ha calcolato per alcune modellazioni di colate detritiche condotte nella canaletta artificiale del USGS (United States Geological Survey) e per tre colate detritiche reali. Per questo calcolo alcuni dei parametri dimensionali necessari sono stati stimati in modo empirico. Comunque i dati riportati in tabella forniscono un’idea del campo di valori che tali parametri possono assumere.

Gruppo adimensionale	colata detritica prototipo			
	Esperimenti in canaletta artificiale USGS (sabbia e ghiaia)	Oddstad Debris Flow 4 Gennaio 1982	South Tourtle River 18 Maggio 1980	Osceola Mudflow circa 5700 anni fa
N_{Sav}	0.2	2×10^{-4}	6×10^{-6}	1×10^{-7}
N_{Bag}	400	4	0.2	0.4
N_{mass}	4	4	4	4
N_{Dar}	600	60000	2×10^6	6×10^7
N_{Rey}	100	1	0.04	0.01
N_{fric}	2×10^3	2×10^4	3×10^4	4×10^5

Tabella 2.2. Stima dei gruppi adimensionali che caratterizzano gli sforzi presenti in una colata detritica per una serie di colate detritiche prototipo (Iverson, 1997-a).

L'interpretazione dei dati mostrati in Tabella 2.2 risulta difficile a causa della mancanza di dati concernenti questi gruppi adimensionali. Tuttavia in letteratura è possibile trovare qualche linea guida. Ad esempio Savage e Hutter (1989), esaminando una serie di prove sperimentali, concludono che gli sforzi generati dalle collisioni tra i grani sono maggiori rispetto agli sforzi dovuti all'attrito tra i grani in flussi granulari composti da solo materiale solido se N_{Sav} è maggiore di 0.1. Allo stesso modo, Bagnold (1954), nei suoi esperimenti, dimostra che in miscugli di acqua e grani sferici (in cui N_{Sav} tende ad infinito), gli sforzi collisionali sono dominanti rispetto agli sforzi viscosi se N_{Bag} è maggiore di 200.

Non vengono riportati dati relativi a N_{mass} , ma l'influenza qualitativa di questo parametro è data dalla sua definizione: l'inerzia di grano diventa trascurabile quando la densità o la concentrazione dei grani si avvicina a zero. Una certa quantità di dati è invece disponibile per il numero di Reynolds di grano N_{Rey} . Tipicamente per $N_{Rey} > 1$ cominciano ad osservarsi effetti inerziali che influenzano notevolmente il comportamento viscoso ideale (Vanoni, 1975). Pochi dati sono invece disponibili per N_{fric} e N_{Dar} ; Iverson e LaHusen (1989), nei loro esperimenti condotti con N_{Dar} compreso tra 1000 e 6000, in cui la pressione del fluido presentava significative variazioni, constatano delle forti interazioni tra frazione solida e liquida.

Osservando i dati in Tabella 2.2 si notano delle evidenti differenze tra i parametri che descrivono il sistema a scala ridotta della canaletta artificiale del USGS e le tre colate detritiche reali. Nel primo caso i numeri di Savage e di Bagnold risultano maggiori rispetto alle colate reali. Quindi, nel sistema a scala ridotta, le collisioni tra i grani sembrerebbero

contribuire in modo significativo alla produzione degli sforzi all'interno del flusso; ciò nonostante anche l'attrito e la viscosità possono generare sforzi paragonabili.

Per i flussi di grandi dimensioni (le colate detritiche reali in Tabella 2.2), caratterizzati da tiranti elevati e quindi da bassi valori del gradiente di velocità, la situazione è più chiara. Valori molto bassi dei numeri di Savage e Bagnold indicano che le collisioni tra i grani possono ritenersi trascurabili nel calcolo degli sforzi totali, mentre l'attrito e la viscosità dominano nettamente. Valori elevati del friction number indicano che lo sforzo tangenziale generato dall'attrito probabilmente prevale sullo sforzo tangenziale generato dalla viscosità. Tuttavia i bassi valori del numero di Reynolds di grano e i valori elevati del numero di Darcy indicano che la viscosità associata alle iterazioni solido-liquido è probabilmente importante.

3 IL LAVORO DI RICERCA

3.1 Obiettivo del lavoro di ricerca

Nelle regioni montane del nostro Paese, i fenomeni di movimento di massa, e in particolare le colate detritiche, sono fonte di pericolo per infrastrutture, abitati e vite umane. Tali fenomeni sono causati dalla giovane orografia e dai rilievi in via di sollevamento che caratterizzano la geologia di queste zone. L'incremento del rischio che si è osservato dal secondo dopoguerra ad oggi è però principalmente attribuibile all'azione dell'uomo, che da un lato ha aumentato la presenza di beni e persone in queste aree e, dall'altro, ha incrementato la possibilità di accadimento di questi fenomeni attraverso l'abbandono del territorio e la mancata manutenzione di versanti e corsi d'acqua.

L'aumento del rischio, l'ambizione di gestire in modo sostenibile i pericoli naturali, e la diminuzione di risorse economiche per interventi di sistemazione, hanno fatto sì che gli interventi non strutturali abbiano assunto sempre maggiore importanza nell'ambito delle attività di mitigazione del rischio. Tra questi, la mappatura delle aree a rischio e la perimetrazione delle aree soggette a colata detritica dovrebbero essere gli strumenti di prevenzione da privilegiare. La modellazione numerica è uno strumento che sempre più viene utilizzato come base per definire questa mappatura e per questo è importante che venga utilizzato in modo consapevole ed efficiente.

La modellazione matematica delle colate detritiche può essere affrontata attraverso l'utilizzo di due diversi approcci: quello monofasico, in cui il miscuglio di acqua e sedimento è trattato come un continuo, e quello bifasico, in cui la fase solida e quella liquida sono trattate separatamente. L'approccio monofasico si dovrebbe quindi adattare meglio alla descrizione di colate detritiche di tipo fangoso in cui la frazione di sedimento fine è preponderante (limi e argille) e le forze viscosse generate nel fluido interstiziale prevalgono su quelle di tipo collisionale. L'approccio bifasico è, invece, più appropriato per la modellazione di colate detritiche di tipo granulare (flussi formati da miscele di acqua e sedimenti non coesivi con particelle generalmente grossolane) dove le forze di natura cinetica (urti e frizioni) sono preponderanti.

Entrambe le tipologie di modelli, per fornire risultati appropriati, richiedono parametri che descrivono le caratteristiche del flusso (e le caratteristiche al contorno) corretti, la cui identificazione non è sempre agevole.

La definizione dei valori dei parametri da attribuire nella modellazione delle colate detritiche si basa principalmente su indagini ed esperimenti scientifici condotti a diversa scala:

- indagini a grande scala tramite:
 - la strumentazione di bacini reali da colata detritica
 - esperimenti su modelli fisici a larga scala
- indagini a piccola scala con:
 - modelli fisici a scala ridotta
 - specifici dispositivi di laboratorio.

Il lavoro di ricerca presentato in questa tesi si occupa di modellazione matematica monofasica e indagini di laboratorio a piccola scala. Gli obiettivi di questo lavoro sono:

1. studiare il comportamento delle colate detritiche a piccola scala con l'utilizzo di diversi strumenti, cercando di identificare nuove procedure per la definizione delle caratteristiche reologiche utili anche a fini modellistici;
2. determinare l'applicabilità dei risultati ottenuti a piccola scala alla scala reale, con particolare riferimento alla modellazione numerica delle colate detritiche, ed identificare metodologie per trasferire i risultati ottenuti in laboratorio alla modellazione numerica o comunque per ottenere una corretta calibrazione dei parametri reologici;
3. valutare i risultati che si ottengono dall'applicazione di queste metodologie alla modellazione di eventi reali osservati di colata detritica, anche attraverso l'utilizzo di diversi modelli numerici sui quali poter effettuare un confronto ed un'analisi di performance.

3.2 Sintesi della metodologia

La metodologia utilizzata in questo lavoro di ricerca per raggiungere gli obiettivi prefissati consta di tre fasi interdipendenti tra loro. La prima fase vede l'applicazione di due differenti strumentazioni di laboratorio per lo studio della reologia di materiale derivante da depositi di colata detritica. Gli scopi sono:

- definire nuove procedure facilmente riproducibili (esperimenti a piccola scala, che non richiedano la movimentazione di elevate quantità di materiale) e che impieghino strumentazioni a basso costo, per la definizione dei parametri reologici utilizzabili nella modellazione numerica;

- valutare l'applicabilità di procedure e strumentazioni già utilizzate in passato, per la definizione del comportamento reologico di materiale proveniente da colate detritiche con caratteristiche eterogenee;
- confrontare i risultati ottenuti da strumenti e procedure differenti e definire come la scala geometrica e l'utilizzo in laboratorio di materiale con particelle di dimensione ridotta rispetto alla colata detritica reale possano influenzare i risultati ottenuti;
- valutare l'applicabilità di alcuni numeri adimensionali significativi per la descrizione del regime del flusso.

Gli strumenti utilizzati sono un reometro con giranti a vano, modello Brookfield DVIII Ultra, e il reometro a piano inclinato presente nei laboratori del C.N.R. di Padova (D'Agostino e Cesca, 2009-a; D'Agostino *et al.*, 2010).

La seconda fase vede la definizione di procedure per la calibrazione dei parametri reologici nella modellazione numerica delle colate detritiche, in particolare attraverso l'applicazione dei risultati ottenuti in laboratorio. In questa fase saranno quindi presentati metodi per utilizzare le prove di laboratorio nelle simulazioni numeriche, che permettano il passaggio dai risultati di laboratorio alla rappresentazione reologica della colata detritica nel modello numerico.

La terza fase vede, infine, la validazione delle procedure per il passaggio dai dati di laboratorio ai modelli numerici attraverso l'analisi e la simulazione al computer di eventi reali con caratteristiche fisico-reologiche differenti. La scelta di analizzare colate detritiche che variano da quella strettamente fangosa alla granulare passando per delle tipologie intermedie è stata adottata in modo da valutare le procedure ed i risultati ottenuti su fenomeni che possono avere caratteristiche molto diverse tra loro. In questa fase, si è scelto di comparare due diversi modelli commerciali, FLO-2D (O'Brian, 2009) e RAMMS (McArdell *et al.* 2007-b, Christen *et al.* 2010).

4 MATERIALI E METODI

4.1 Attività di laboratorio

Questo capitolo è dedicato alla descrizione degli strumenti di laboratorio utilizzati e delle diverse procedure di misura adottate nel rilievo delle grandezze per la caratterizzazione della reologia delle colate detritiche.

4.1.1 Il reometro Brookfield DVIII Ultra

Il reometro Brookfield DV-III Ultra (Figura 4.1) è un dispositivo che permette di misurare sforzo tangenziale e viscosità di un fluido a determinati gradienti di velocità.

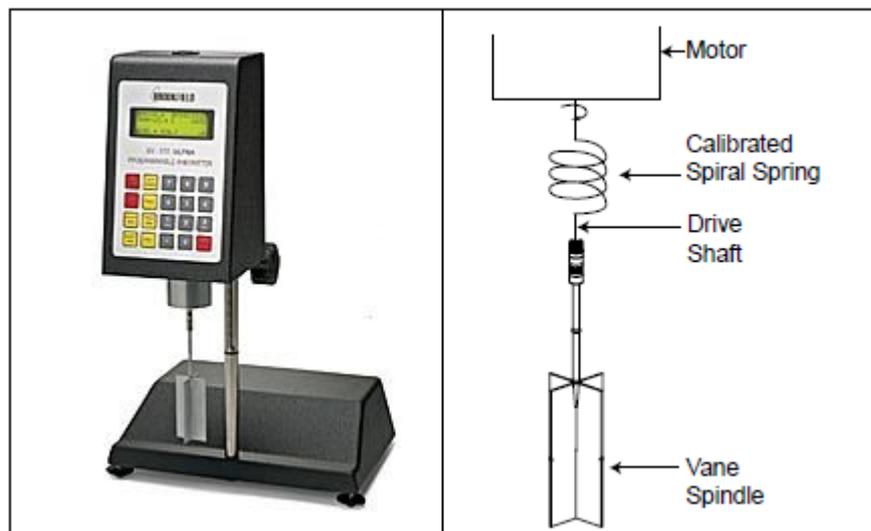


Figura 4.1. Il reometro Brookfield DV-III Ultra (a sinistra) e lo schema di funzionamento (a destra).

Il principio di funzionamento di questo strumento (Figura 4.1) consiste nel misurare il momento torcente necessario a far ruotare a una determinata velocità una girante immersa nel fluido in esame. Il momento torcente viene misurato in base alla deformazione della molla a spirale a cui la girante viene agganciata. L'ampiezza dei valori di viscosità misurabili è determinata dalla velocità di rotazione della girante, dalla sua forma, dalle sue dimensioni e dal tipo di contenitore in cui è immerso il fluido.

Quando si conduce un test con il reometro Brookfield DV-III Ultra, la migliore combinazione tra il tipo di girante (Figura 4.2) e la velocità di rotazione è quella che fornisce un momento torcente percentuale (frazione percentuale del momento torcente massimo sviluppato dallo strumento $5.7496 \cdot 10^{-3}$ N·m) compreso tra il 10 e il 100 %; maggiore è la percentuale di momento utilizzata e migliore è la sensibilità raggiunta dallo strumento. Per questo è necessario selezionare la coppia girante/velocità migliore per il fluido che si sta analizzando. Questa combinazione è stata inizialmente individuata per tentativi in quanto non si conoscevano i valori di viscosità delle miscele analizzate: nel caso in cui, durante le operazioni di misura, il momento torcente superava il massimo momento misurabile si procedeva a ridurre la velocità di rotazione o a sostituire la girante con una di dimensioni inferiori; se al contrario si otteneva una percentuale di momento torcente al di sotto del 10%, si procedeva ad incrementare la velocità di rotazione o installare una girante di dimensioni maggiori.

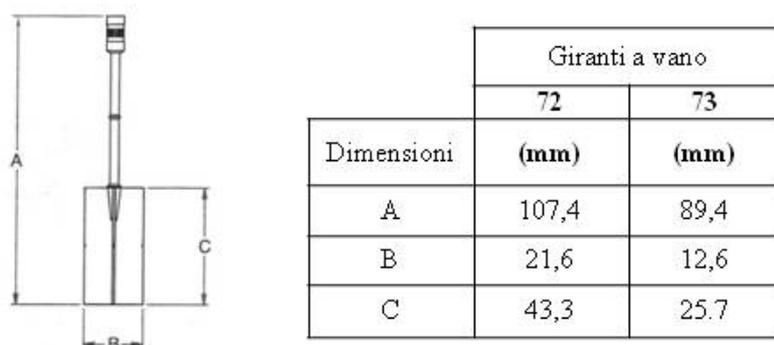


Figura 4.2. Caratteristiche delle giranti a vano utilizzate.

Un altro modo per calibrare la percentuale di momento torcente utilizzata è quello di immergere la girante per tutta la sua lunghezza o utilizzarne solo una parte. Lo strumento, infatti, è calibrato per due livelli di immersione della girante (*Immersion Mark*, Figura 4.3). Questa opportunità non è stata considerata nelle prove reologiche realizzate per il lavoro di ricerca descritto in questo elaborato di tesi, che sono state tutte realizzate utilizzando il livello di immersione principale (*Primary Immersion Mark* di Figura 4.3). La scelta di utilizzare solamente il livello di immersione primario si è resa necessaria per rendere il più possibile omogenee e confrontabili le diverse prove che, nel caso dell'utilizzo di due diversi livelli di immersione, potrebbero aver dato risultati difficilmente paragonabili a causa dell'eterogeneità delle miscele saggiate.

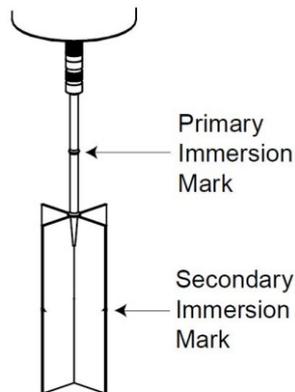


Figura 4.3. Livelli (*Immersion mark*) ai quali è possibile immergere le giranti a vano del reometro Brookfield DVIII Ultra.

Nell'ambito delle misure effettuate con il reometro Brookfield DVIII-Ultra, si sono utilizzate due procedure differenti, una per la misura dello sforzo tangenziale iniziale (*yield stress*, prove statiche) e una per la misura di viscosità e sforzo tangenziale della miscela in funzione del gradiente di velocità (prove dinamiche). Le due tipologie di prove verranno di seguito descritte approfonditamente.

4.1.1.1 Prove statiche

Nei modelli reologici utilizzati per descrivere il comportamento delle colate detritiche, il modello visco-plastico, prevede che il materiale inizi a deformarsi dopo che è stata superata la resistenza limite al taglio (*yield stress*) o sforzo tangenziale iniziale (τ_0). Il procedimento utilizzato in questo studio per la misura di questa grandezza fisica prevede l'immersione della girante nel fluido in esame e la successiva attivazione del reometro, il quale comincia ad applicare alla girante un momento torcente crescente nel tempo fino al momento in cui la girante 'taglia' il campione iniziando il suo movimento rotatorio. La forza applicata alla girante, nell'attimo in cui questa comincia a ruotare, corrisponde (una volta fatti gli appositi calcoli) allo sforzo tangenziale iniziale del fluido. Il software EZ-Yield, fornito in dotazione con il reometro Brookfield, permette l'esecuzione della procedura appena descritta e la registrazione in automatico dei dati di sforzo tangenziale. I parametri necessari al programma, per l'esecuzione del test di misura dello *yield stress*, sono:

- numero identificativo della girante utilizzata (Figura 4.2), necessario al programma per convertire la percentuale di momento torcente utilizzata dallo strumento in un valore di sforzo tangenziale espresso in Pascal o dynes/cm²;
- immersion mark: livello di immersione della girante nel fluido (Figura 4.3);
- velocità di rotazione: per le prove statiche è necessario utilizzare una bassa velocità di rotazione, tra 0.01 e 0.50 giri al minuto (*RPM*), in modo da rilevare il momento in cui il fluido viene tagliato con più precisione; infatti, una velocità elevata taglierebbe il fluido in un tempo ridotto e il reometro potrebbe registrare un valore di τ_0 che si discosta anche significativamente da quello reale. Nelle prove realizzate in questo studio, si è utilizzata una velocità di 0.08 *RPM*;
- intervallo di tempo di rilevazione del momento torcente: è stato utilizzato quello suggerito dal software (1250 millisecondi) che si basa sulla velocità di rotazione selezionata (0.08 *RPM*);
- riduzione percentuale del momento torcente: valore che permette di decidere quando terminare un test; di default è posto pari a 100 (la prova termina quando lo strumento registra una riduzione del momento torcente pari al 100% rispetto a quella massima registrata in corrispondenza dello yield stress), ma nelle prove effettuate in questo studio si è deciso di utilizzare un valore pari a 150 in modo da visualizzare una porzione maggiore della curva sforzo tangenziale/tempo, e analizzare quindi anche l'andamento decrescente che si osserva nel momento che segue il superamento dello sforzo tangenziale iniziale (passaggio da attrito statico ad attrito dinamico).

Il software, al termine del test, fornisce direttamente il valore di τ_0 (punto di massimo nella curva sforzo tangenziale/tempo) e il corrispondente valore della percentuale di momento massimo utilizzato.

Per ogni miscela (caratterizzata da un determinato tipo di materiale solido miscelato con acqua a concentrazione nota) sono stati effettuati quindici test di questo tipo. La scelta del numero di prove è stata compiuta sulla base di test preliminari con analisi della media mobile. Un numero di prove pari a quindici è stato scelto in quanto nei test preliminari questo numero era quello che forniva una differenza tra media mobile e il valore misurato compresa tra il 10 e il 20%. Questi test preliminari sono stati realizzati su materiale proveniente dai depositi di colata detritica del torrente Gadria setacciato a 2 mm e miscelato con acqua a concentrazione volumetrica nota pari a 0.55, 0.60 e 0.65.

4.1.1.2 Prove dinamiche

Questa seconda tipologia di prove consiste nel rilevare, da varie miscele di sedimento ed acqua a concentrazione nota, i dati necessari alla costruzione dei reogrammi (variazione di viscosità e sforzo tangenziale in funzione del gradiente di velocità). Il procedimento utilizzato in questo secondo tipo di test prevede l'impostazione di una velocità di rotazione costante della girante e la misura della percentuale di momento torcente utilizzata ad intervalli di tempo regolari. Per ogni valore di velocità sono state effettuate tre prove. Al termine di ogni singola prova la girante veniva rimossa dal mandrino e pulita accuratamente, inoltre, prima di cominciare il test, la miscela in esame veniva rimescolata in modo da riportare in sospensione le eventuali particelle che tendevano a segregare. La durata del singolo test è pari a 10 minuti, con un intervallo di registrazione dello sforzo tangenziale di 10 secondi; la durata totale del test è stata scelta a seguito di prove sperimentali preliminari che hanno identificato in 10 minuti il tempo necessario per raggiungere un valore di sforzo tangenziale pressoché costante. A partire dai valori di momento si è calcolato lo sforzo tangenziale (τ) con la seguente equazione che schematizza il fluido mosso dalla girante a vano in un cilindro di altezza L_c (lunghezza della girante, Figura 4.2) e raggio R_b (raggio della girante, $0.5 \cdot B$ in Figura 4.2)

$$\tau = \frac{M}{2\pi R_b^2 L_c} \quad (4.1)$$

La viscosità μ è stata anch'essa ricavata a partire dalla percentuale di momento torcente utilizzato con la formula:

$$\mu = \frac{FSS}{RPM} \frac{M\%}{100} \frac{1}{1000} \quad (4.2)$$

dove FSS è il fondo scala delle giranti utilizzate (*Full Scale Spindle*), cioè il massimo valore di viscosità rilevabile da quella determinata girante (V-72, $FSS = 888000$; V-73, $FSS = 4280000$) e RPM è la velocità della girante in giri al minuto.

Il gradiente di velocità è stato calcolato ipotizzando che il fluido spostato dalla girante sia di forma cilindrica:

$$\gamma = \frac{2 \omega R_c^2 R_b^2}{x^2 (R_c^2 - R_b^2)} \quad (4.3)$$

dove R_c è raggio del contenitore (430 mm, becker standard da 600 ml), x è la distanza dal centro della girante alla quale si vuole calcolare il gradiente di velocità e ω (rad/s) è la

velocità angolare della girante. x è stato posto pari a Rb in quanto lo strumento misura lo sforzo tangenziale in corrispondenza del piano di taglio imposto dalla girante.

In Tabella 4.1 sono riportati i valori del gradiente di velocità e dei valori minimi e massimi di viscosità misurabili per le combinazioni tra velocità di rotazione e girante utilizzate.

<i>RPM</i>	<i>V 72</i>			<i>V 73</i>		
	γ (sec^{-1})	μ_{max} ($Pa s$)	μ_{min} ($Pa s$)	γ (sec^{-1})	μ_{max} ($Pa s$)	μ_{min} ($Pa s$)
0.05	0.011	17.7600	1.7760	0.011	85.6000	8.5600
0.1	0.022	8.8800	0.8880	0.021	42.8000	4.2800
0.2	0.045	4.4400	0.4440	0.043	21.4000	2.1400
1	0.224	0.8880	0.0888	0.214	4.2800	0.4280
2	0.447	0.4440	0.0444	0.428	2.1400	0.2140
5	1.118	0.1776	0.0178	1.070	0.8560	0.0856
10	2.236	0.0888	0.0089	2.141	0.4280	0.0428
50	11.182	0.0178	0.0018	10.704	0.0856	0.0086
100	22.364	0.0089	0.0009	21.409	0.0428	0.0043
150	33.546	0.0059	0.0006	32.113	0.0285	0.0029
200	44.728	0.0044	0.0004	42.817	0.0214	0.0021

Tabella 4.1. Gradienti di velocità γ e valori minimo e massimo di viscosità (μ_{min} , μ_{max}) misurabili, calcolati per le diverse combinazioni di velocità di rotazione (RPM in giri/minuto) e tipologia di girante a vano (girante V 72 e V 73, caratteristiche in Figura 4.2) utilizzate nei test.

4.1.2 Il reometro a piano inclinato

Il reometro a piano inclinato utilizzato in questo studio è uno strumento del CNR-IRPI di Padova, che è stato realizzato per la modellazione a piccola scala di dam break e colate detritiche (Figura 4.4) (Cesca, 2008).

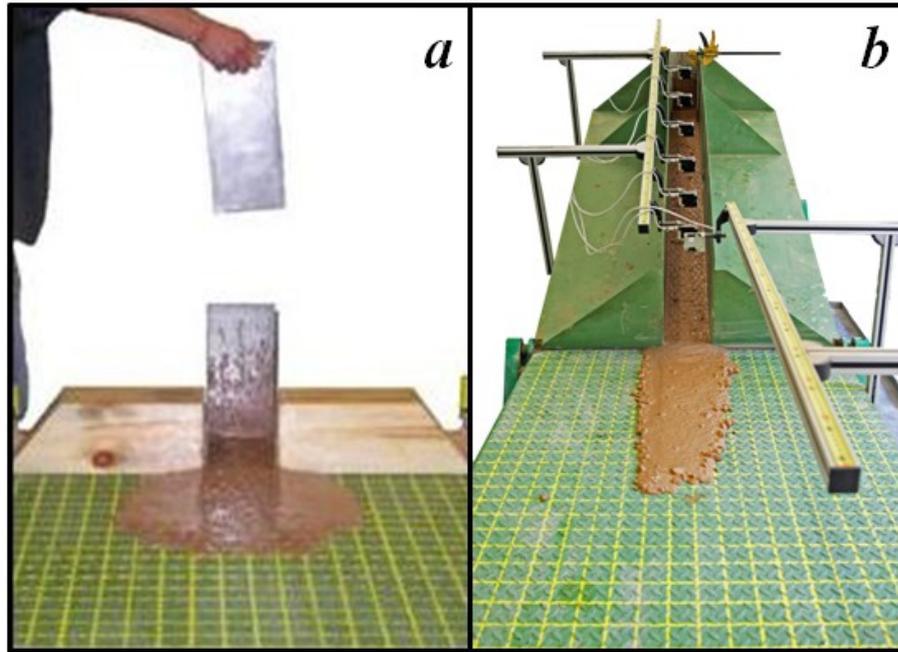


Figura 4.4. Il reometro a piano inclinato durante una prova di dam break (a) e al termine di una prova dinamica con l'utilizzo della canaletta (b).

Questo strumento è costituito da un piano orizzontale fisso (lungo 1.5 m e largo 1 m), che serve da area di deposizione, preceduto da un tratto inclinabile da 0° a 38° rispetto all'orizzontale (lungo 2 m e largo 1 m). Sopra al piano di deposizione può essere applicata o meno una lastra di ferro avente delle lenticelle in rilievo (Figura 4.5 a) atta a riprodurre l'attrito naturale della colata col fondo. Su questa lastra è tracciato un reticolo a maglie quadrate (5 cm di lato), che rende più agevole l'analisi della forma e della geometria dei depositi. Nella mezzeria del piano inclinabile è montata una canaletta artificiale costituita da due sponde di ferro, di spessore pari a 3 mm; la lunghezza complessiva del canale è di 2 m e la sua larghezza massima è di 0.15 m. Il fondo della canaletta è costituito da una piastra di ferro avente un disegno a rombi in rilievo (Figura 4.5 b); i rombi determinano una scabrezza che intende riprodurre l'attrito della colata con il fondo del canale. Al termine della canaletta due fazzoletti triangolari sorreggono le sponde (Figura 4.4 b) ed evitano che parte del materiale di prova vada a depositarsi sul piano inclinato anziché su quello di deposito.

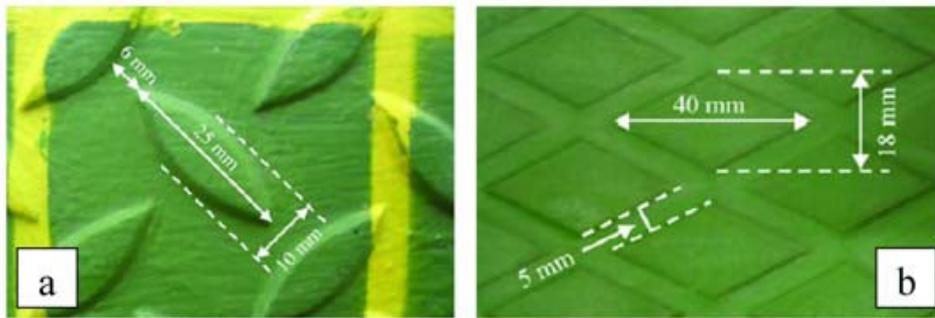


Figura 4.5. Particolari del reometro: a) Superficie del piano di deposito; b) Fondo della canaletta. In entrambi i casi, lo spessore del rilievo è pari a 2 mm (da Cesca, 2008).

All'interno della canaletta si posiziona una scatola in acciaio inossidabile avente la funzione di serbatoio di carico del miscuglio detritico-fangoso. Le scatole di cui si dispone sono due contenitori in acciaio a base quadrata: una più grande (lato interno pari a 14.8 cm, altezza 33 cm) e una più piccola (lato interno pari a 7.5 cm, altezza 33 cm). Le scatole sono dotate di una paratoia a tenuta, grazie alla quale, mediante rimozione manuale, si può operare il rilascio impulsivo (dam break) del miscuglio di prova. La lunghezza di corsa del debris flow lungo il canale può arrivare fino al massimo di 1.8 m a seconda del posizionamento della scatola di carico (resa solidale alle sponde con dei morsetti).

Anche per questo strumento si sono realizzate due tipologie di prove (mostrate nelle foto in Figura 4.4):

- **prove di trasporto:** scatola posizionata alla lunghezza massima della canaletta e simulazione di un debris flow;
- **prove di dam break:** scatola posizionata in corrispondenza del piano di deposito (quindi senza canaletta) e simulazione di un dam break.

Nelle prove di trasporto, la velocità del fronte della colata detritica all'interno della canaletta veniva misurata per mezzo di fotocellule poste al di sopra della canaletta come mostrato in Figura 4.4. La disposizione delle fotocellule lungo la canaletta utilizzata nelle prove presentate in questo studio è riportata in Tabella 4.2.

<i>Fotocellula</i>	<i>Distanza (m)</i>	<i>Interdistanza (m)</i>
<i>Start</i>	<i>0.325</i>	<i>-</i>
<i>1</i>	<i>0.650</i>	<i>0.325</i>
<i>2</i>	<i>0.950</i>	<i>0.300</i>
<i>3</i>	<i>1.250</i>	<i>0.300</i>
<i>4</i>	<i>1.500</i>	<i>0.250</i>
<i>5</i>	<i>1.700</i>	<i>0.200</i>
<i>6</i>	<i>1.900</i>	<i>0.200</i>

Tabella 4.2. Disposizione delle fotocellule per la misura del passaggio del fronte della colata detritica lungo la canaletta: nella prima colonna si riporta il codice assegnato alla fotocellula (la fotocellula Start fa partire il cronometro al passaggio del fronte), mentre la seconda colonna riporta la distanza della fotocellula dalla scatola di rilascio e la terza l'interdistanza tra due fotocellule successive.

4.2 Modellazione numerica: metodi

La modellazione numerica delle colate detritiche è stata conseguita utilizzando i programmi di calcolo FLO-2D (O'Brien *et al.*, 1993) e il modello messo a punto dall'Istituto Federale di ricerca WSL denominato RAMMS (Rapid Mass MovementS, Christen *et al.*, 2010). I due modelli sono stati utilizzati per simulare colate detritiche reali sfruttando i risultati delle prove di laboratorio per la definizione dei parametri di calibrazione. In questo modo è stato possibile verificare l'affidabilità delle procedure utilizzate per la misura delle caratteristiche reologiche in laboratorio e per il trasferimento dei dati al modello numerico.

4.2.1 Il programma di calcolo FLO-2D

Il programma di calcolo FLO-2D (O'Brien *et al.*, 1993) è un modello idraulico bidimensionale a fondo fisso (nel caso di simulazione di colate detritiche) o mobile (nel caso di simulazione di trasporto solido) utilizzabile per la simulazione di flussi non-Newtoniani in aree di conoide che, partendo da un'idrogramma di piena ed utilizzando un modello completamente dinamico, predice l'area di inondazione, la velocità e lo spessore del flusso per ogni cella in cui la topografia è stata discretizzata. FLO-2D, seguendo un metodo di integrazione numerica alle differenze finite, risolve le equazioni di continuità e di conservazione della quantità di moto utilizzando uno schema esplicito e centrato. L'equazione di continuità è la seguente:

$$i = \frac{\partial h}{\partial t} + \frac{\partial hV_x}{\partial x} + \frac{\partial hV_y}{\partial y} \quad (4.4)$$

dove i è l'intensità di pioggia efficace, h è la profondità del flusso e V_x e V_y sono le velocità mediate sulla profondità lungo gli assi x e y . Le equazioni del moto bidimensionale (equazione di conservazione della quantità di moto dell'onda dinamica) nelle direzioni x e y sono rispettivamente:

$$S_{fx} = S_{ox} - \frac{\partial h}{\partial x} - \frac{V_x}{g} \frac{\partial V_x}{\partial x} - \frac{1}{g} \frac{\partial V_x}{\partial t} \quad (4.5)$$

$$S_{fy} = S_{oy} - \frac{\partial h}{\partial y} - \frac{V_y}{g} \frac{\partial V_y}{\partial y} - \frac{1}{g} \frac{\partial V_y}{\partial t} \quad (4.6)$$

Le componenti energetiche S_{fx} e S_{fy} sono espresse in funzione delle pendenze medie del letto S_{ox} e S_{oy} , del gradiente di pressione, dell'accelerazione convettiva e locale.

L'approssimazione dell'onda diffusiva all'equazione del moto è definita omettendo gli ultimi tre termini nelle equazioni dinamiche. Trascurando il termine di gradiente di pressione viene, infine, derivata una rappresentazione dell'onda cinematica dell'equazione del moto. È possibile scegliere tra l'equazione di onda diffusiva o l'onda dinamica completa; O'Brien (2009) consiglia di applicare l'equazione dinamica completa, fatto salvo che per semplici simulazioni di flusso superficiale su pendenze molto sostenute dove può essere accettabile utilizzare l'equazione diffusiva.

FLO-2D riesce a simulare la propagazione di colate detritiche o fangose, trattandole come un mezzo continuo e viscoso. Per le colate di fango, il movimento della matrice fluida è governato dalla concentrazione di sedimento. FLO-2D utilizza un modello reologico quadratico (O'Brien e Julien, 1985, 1988; Julien e Lan, 1991; O'Brien *et al.*, 1993) per predire gli sforzi viscosi in funzione della concentrazione del sedimento. Al variare della concentrazione di sedimento, per un dato elemento della griglia, vengono simulati effetti di diluizione, cessazione della colata di fango e l'eventuale rimobilizzazione del deposito.

Le colate di fango sono dominate da sollecitazioni viscosse e dispersive e costituiscono un fenomeno molto differente dal trasporto convenzionale di sedimento in sospensione al fondo. Le componenti del trasporto di sedimento e le colate di fango non possono essere usate contemporaneamente nelle simulazioni in FLO-2D.

La propagazione della colata di fango e il comportamento reologico del flusso devono essere trattati come un continuum di acqua e sedimento mescolati (modellazione monofasica). La coesione dei sedimenti fini controlla il comportamento non-Newtoniano della matrice del fluido. Questa coesione contribuisce allo sforzo τ_0 (*yield stress*) che deve essere superato per avviare la deformazione, e quindi il movimento, del fluido. Combinando le componenti di sforzo tangenziale e viscosità, viene stabilito il noto modello plastico di Bingham.

Per alti valori di gradiente di velocità (da 10 s^{-1} a 50 s^{-1}), come si potrebbero verificare su ripidi conoidi alluvionali, si possono generare degli sforzi turbolenti. In flussi turbolenti, una componente addizionale dello sforzo, lo *shear stress* dispersivo, può sorgere dalla collisione di particelle di sedimento sotto elevati valori di deformazione del flusso. Lo stress dispersivo si verifica quando grandi particelle di sedimento dominano il flusso e la percentuale di sedimento coesivo fine (limo e argilla) è bassa. Con l'aumento della concentrazione fine di sedimento, la turbolenza del flusso e l'impatto delle particelle si riducono e il flusso finirà per essere laminare. La concentrazione di sedimento in un dato evento può variare drasticamente

nel tempo e, come risultato, gli sforzi viscosi e turbolenti possono dominare alternativamente, producendo ondate improvvise e di breve durata.

Lo sforzo tangenziale in flussi iperconcentrati, inclusi quelli descritti come colate detritiche o colate di fango, può essere misurato, in funzione del gradiente di velocità (du/dy), attraverso appositi strumenti di laboratorio come reometri o viscosimetri, altrimenti può essere calcolato per mezzo del modello reologico quadratico (O'Brien e Julien, 1988). In questo modello lo sforzo tangenziale viene calcolato in funzione del gradiente di velocità (du/dy) con la seguente equazione:

$$\tau = \tau_y + \mu_N \left(\frac{du}{dy} \right) + C \left(\frac{du}{dy} \right)^2 \quad (4.7)$$

dove

$$\tau_y = c + \sigma \tan \varphi \quad (4.8)$$

è lo sforzo coesivo e lo sforzo di Mohr-Coulomb (funzione della pressione intergranulare σ , dell'angolo di attrito del materiale φ e della coesione c), μ_N la viscosità dinamica e C_i rappresenta il coefficiente dello sforzo inerziale, che dipende dalla densità della miscela ρ_m , dalla c , dal diametro del sedimento D e da una funzione della concentrazione volumetrica del sedimento C_V :

$$C_i = \rho_m l^2 + f(\rho_m, C_V) D^2 \quad (4.9)$$

In sostanza, i primi due termini nell'equazione 4.7 sono attribuiti allo sforzo tangenziale di Bingham. L'ultimo termine è la somma dello sforzo tangenziale dispersivo e turbolento, che è una funzione del quadrato del gradiente di velocità. Per parametrizzare tutti i termini dello sforzo tangenziale che vengono usati in FLO-2D la relazione dello sforzo tangenziale è integrata sulla profondità e riscritta come una pendenza di dissipazione energetica:

$$S_f = S_y + S_{visc} + S_{td} \quad (4.10)$$

dove la pendenza energetica complessivamente dissipata S_f è la somma delle seguenti componenti: la pendenza S_y legata a τ_y ; la pendenza viscosa S_{visc} ; la pendenza turbolento-dispersiva S_{td} . Queste due ultime pendenze sono rappresentate in termini di velocità u mediata sulla profondità del flusso (y). S_y , S_{visc} e S_{td} sono rispettivamente esplicitate mediante la relazione:

$$S_f = \frac{\tau_y}{\gamma_m y} + \frac{K \mu_N}{8 \gamma_m} \frac{u}{y^2} + \frac{n_{td}^2 u^2}{y^{4/3}} \quad (4.11)$$

dove γ_m è il peso specifico del flusso.

Il parametro di resistenza K per fluidi laminari che si muovono su sezioni rettangolari è uguale a 24 per canali larghi e lisci, ma può aumentare significativamente, secondo O'Brien (2009), per scabrezze elevate e sezioni irregolari. La scabrezza turbolento-dispersiva (n_{td}) aumenta per concentrazioni molto elevate a causa dell'incremento degli sforzi tangenziali che risultano dal contatto tra le particelle di sedimento. Questo incremento è esplicitato da una funzione esponenziale della concentrazione del sedimento:

$$n_{td} = n b e^{m C_V} \quad (4.12)$$

dove n è la scabrezza di Manning per l'acqua pulita, b è un coefficiente pari a 0.0538 e m è un esponente di valore pari a 6.09.

Una soluzione dell'equazione sulla pendenza energetica complessivamente dissipata S_f (eq. 4.11) è stata formulata in FLO-2D per il calcolo della velocità nell'equazione di conservazione della quantità di moto (eq. 4.5). La velocità stimata rappresenta la velocità del flusso calcolata attraverso ogni lato della griglia o del canale usando la media profondità del flusso tra gli elementi. Si possono assumere valori ragionevoli di K e di n di Manning per la resistenza al moto nel canale e sulla piana inondabile. Il peso specifico della matrice fluida γ_m aumenta con la concentrazione del sedimento. Lo sforzo τ_y e la viscosità μ_N variano principalmente con la concentrazione del sedimento. Per calcolare rispettivamente la viscosità e lo sforzo tangenziale possono essere usate le seguenti relazioni empiriche:

$$\tau_y = \alpha_1 \cdot e^{\beta_1 C_V} \quad (4.13)$$

$$\mu_N = \alpha_2 \cdot e^{\beta_2 C_V} \quad (4.14)$$

dove α_1 e α_2 e β_1 e β_2 sono coefficienti empirici definiti in laboratorio (O'Brien e Julien, 1988). La viscosità e lo sforzo prodotto vengono rappresentati in funzione della concentrazione di sedimento C_V di limo, argilla e in alcuni casi, di sabbia fine e non considerano i clasti più grossolani trasportati dalla corrente. La viscosità di correnti iperconcentrate è funzione della proprietà della matrice fluida che comprende la

concentrazione del sedimento, la percentuale e il tipo di limo e argilla e la temperatura del flusso. Colate di fango viscoso hanno un'alta concentrazione e di conseguenza un alto valore di sforzo di taglio generato e possono comportarsi come un flusso laminare. Flussi meno viscosi sono sempre turbolenti.

4.2.2 Il programma di calcolo RAMMS

Il modello RAMMS (Rapid Mass MovementS) nell'attuale versione 1.4 è un software sviluppato dall'Istituto Federale per lo Studio della Neve e delle Valanghe (SLF) di Davos (Svizzera) basato su una serie di esperimenti estensivi con flussi di neve e sull'osservazione a scala reale di valanghe nel sito di test nella Valle di Sionne in Svizzera (Christen *et al.*, 2010). Inizialmente il programma era stato realizzato per la sola simulazione delle valanghe. Successivi studi, esperimenti di campo e osservazioni hanno sviluppato procedure e metodi per utilizzare RAMMS anche per la modellazione di debris flow e rock avalanche (Hurlimann *et al.* 2008). L'utilizzo di RAMMS riguardo la simulazione di debris flow al momento è largamente accettato e citato in vari studi (D'Agostino e Cesca, 2008; Hurlimann *et al.* 2008). Il modello contiene al suo interno tre diversi moduli per le simulazioni di valanghe, colate detritiche e crolli in roccia. Tutti e tre i moduli utilizzano un approccio monofasico che impiega lo schema reologico di Voellmy (Voellmy, 1955). In questo modello il moto del fluido è in funzione del peso specifico del fluido e di due parametri: il coefficiente di attrito cinematico (μ_c) e il coefficiente di turbolenza (ξ), che rappresentano le tensioni frizionali e collisionali del mezzo. Nel costruire il modello, inizialmente studiato per il moto delle valanghe, Voellmy ha combinato empiricamente la legge del moto viscoso di Coulomb con la formula di Chezy. Il termine di turbolenza ξ è stato pensato da Voellmy per inglobare tutti i fattori che influiscono sulla velocità del moto della valanga, includendo la turbolenza della dispersione aria-neve e la resistenza dell'aria sulla superficie della valanga. Il modello di Voellmy può essere rappresentato con la seguente equazione:

$$\tau = \tau_u + \tau_m + \tau_d + \tau_t \quad (4.15)$$

dove τ_u è lo sforzo di attrito viscoso, τ_m è lo sforzo di sfregamento tra i granuli adiacenti, τ_d è lo sforzo dispersivo e τ_t è lo sforzo turbolento. Voellmy ha previsto che per qualsiasi valanga di neve bagnata e per valanghe di neve asciutta con velocità maggiore di 10 m/s

(turbolenza pienamente sviluppata), gli sforzi viscosi fossero trascurabili ($\tau_u = 0$). Nella realizzazione analitica del modello, Voellmy ha considerato anche l'effetto dell'aria intrappolata nella massa di neve granulare. L'Autore ha descritto gli sforzi tangenziali riferiti a superfici unitarie secondo i seguenti criteri:

$$\tau_m = (\gamma_n - \gamma_{ar})\varphi y \cos\beta = (\gamma_n - \gamma_{ar})\mu_c y \cos\beta \quad (4.16)$$

$$\tau_d + \tau_t = \gamma_n \left(\frac{u^2}{\xi} \right) \quad (4.17)$$

con γ_n e γ_{ar} rispettivamente il peso specifico della neve e dell'aria, φ l'angolo di attrito interno del materiale, $\mu_c = \tan\varphi$ è il coefficiente di attrito cinematico, y l'altezza del flusso, β l'inclinazione del pendio, u la velocità del flusso e ξ il coefficiente di attrito turbolento. Körner (1976) ha dimostrato come il modello di Voellmy possa essere utilizzato anche per le valanghe di roccia e detrito, consentendo di ottenere ottime simulazioni delle velocità. Körner considerando ancora trascurabili gli effetti viscosi, ha modificato il modello originario di Voellmy proponendo la seguente equazione:

$$\tau = \mu_c y \gamma_m \cos\beta + \gamma_m \left(\frac{u^2}{\xi} \right) \quad (4.18)$$

dove ha sostituito l'effetto di galleggiamento dell'aria racchiusa nel volume di neve dello strato in esame ($\gamma_n - \gamma_{ar}$) con il peso specifico γ_m del fluido con il detrito. Nel modello di Voellmy, modificato da Körner, i parametri da definire sono quindi il coefficiente di attrito cinematico (μ_c) e quello di attrito turbolento (ξ).

5 RISULTATI OTTENUTI DALLE INDAGINI DI LABORATORIO

5.1 Risultati ottenuti con reometro Brookfield DVIII Ultra

5.1.1 *Materiale e miscele utilizzate nei test con reometro Brookfield*

Il materiale utilizzato nei test di laboratorio con rotoviscosimetro proviene dai depositi di tre colate detritiche con caratteristiche diverse per quanto riguarda la composizione granulometrica e geologica dei sedimenti e la tipologia di colata detritica che generano:

- rio Gatria (Silandro, BZ): colate detritiche di tipo fangoso;
- rio Rudan (Borca di Cadore, BL): colate detritiche di tipo granulare;
- torrente Rotolon (Recoaro Terme, VI): colate detritiche di tipo intermedio.

Una descrizione schematica delle principali caratteristiche morfometriche e geologiche dei bacini idrografici del rio Gatria, rio Rudan e torrente Rotolon viene riportata in APPENDICE. In Figura 5.1 si riporta il confronto tra le curve granulometriche (frazione inferiore ai 19.1 mm) dei campioni di materiale prelevati in campo sui depositi da colata detritica dei tre bacini sopraelencati.

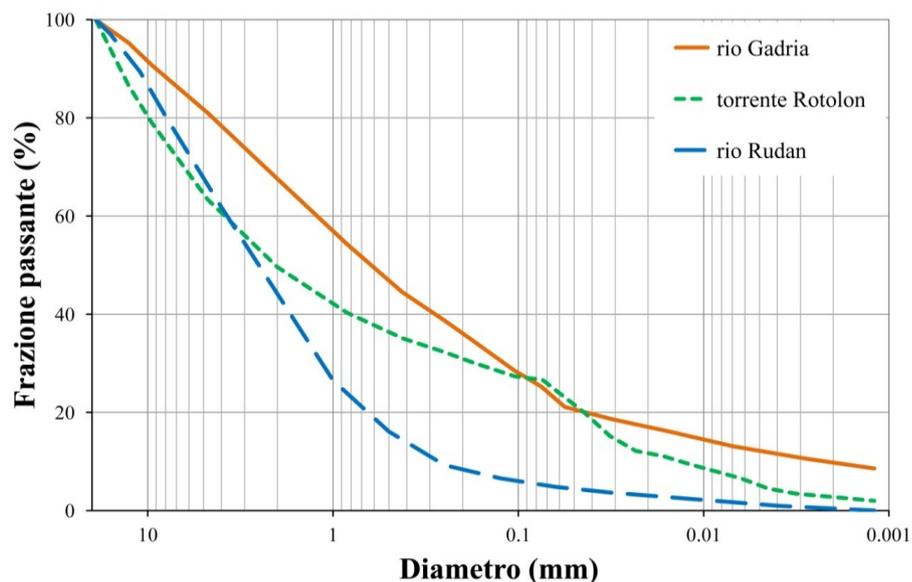


Figura 5.1. Granulometrie dei campioni di sedimento provenienti dai depositi di colata detritica dei corsi d'acqua oggetto di studio.

Le curve granulometriche del materiale campionato rispecchiano il comportamento delle colate detritiche reali da cui il materiale proviene: maggior presenza di materiale fine nel materiale proveniente da colate di tipo fangoso e viceversa per il materiale proveniente da colate di tipo granulare. Da notare comunque che l'elevata percentuale di materiale fine presente nei campioni di sedimento del torrente Rotolon, per la maggior parte rappresentata da limi, porta le colate detritiche di quest'ultimo ad avere un comportamento intermedio, ma tendente al viscoso.

I campioni analizzati con il rotoviscosimetro riguardano solo la frazione più fine del materiale. In particolare si sono eseguiti test su quattro sottocampioni di sedimento: tre serie di prove con materiale passante a 2 mm per i tre corsi d'acqua analizzati, alle quali si aggiunge un'altra serie di test con materiale passante a 0.5 mm per il rio Rudan. Queste ultime prove, realizzate con il materiale del Rudan, si sono rese necessarie a causa della quantità esigua di materiale fine presente in questo campione che, oltre a rendere difficile dal punto di vista operativo i test reologici (per la veloce sedimentazione del materiale), fornivano una reologia pesantemente dominata dalle forze di attrito che quindi non permetteva di fare considerazioni sulle forze viscoso che si vengono a creare nella porzione matriciale più fine della colata detritica. L'argomento sarà approfondito nell'analisi dei risultati (paragrafo 5.1.3 e 5.1.6).

In Tabella 5.1 si riporta il confronto fra le percentuali delle frazioni granulometriche principali dei campioni effettivamente utilizzati nell'analisi con il rotoviscosimetro.

	<i>Gadria</i> <i>d<2mm</i>	<i>Rotolon</i> <i>d<2mm</i>	<i>Rudan</i>	
			<i>d<2mm</i>	<i>d<0.5mm</i>
sabbia (%)	68.8	54.5	91.8	77.5
limo (%)	15.6	39.8	6.0	16.5
argilla (%)	15.7	5.7	2.2	6.0

Tabella 5.1. Composizione granulometrica dei campioni di sedimento utilizzati nelle prove con reometro Brookfield DVIII ultra.

Il materiale solido è stato miscelato con acqua a concentrazioni note per ricreare i possibili miscugli che compongono la matrice di un debris flow e valutare come il contenuto di acqua influenzi le misure ricavate dallo strumento. L'intervallo di concentrazioni solido volumetriche (C_v) utilizzato varia da 0.40 a 0.65; questo intervallo di concentrazioni è stato scelto perché rappresenta le condizioni che si osservano generalmente nelle colate detritiche reali. Non per tutte le tipologie di materiale è stato possibile analizzare miscele che vanno a coprire l'intero campo di concentrazioni. Questo è causato da limiti sperimentali dello

strumento e delle procedure utilizzate, in particolare a causa della natura del materiale da testare che, in certi casi, è risultato non facilmente analizzabile con strumenti di questo tipo. I limiti dello strumento, generati dalla tipologia di materiale utilizzato nelle prove, sono principalmente due:

- la sedimentazione che, in particolare con il materiale del rio Rudan, comprometteva l'omogeneità della miscela saggiata in talune miscele; ciò ha portato a rinunciare all'analisi delle miscele a concentrazione più bassa ($C_V < 0.60$) data la scarsa presenza di materiale fine, soffriva la rapida separazione tra componente liquida e solida (rio Rudan);
- il limite di plasticità che viene raggiunto con contenuti d'acqua relativamente bassi in particolare per il materiale del rio Rotolon a causa dell'elevato contenuto in limi e probabilmente della tipologia di argille in esso presenti; ciò ha comportato l'impossibilità di testare il materiale alle concentrazioni più elevate (concentrazione volumetrica massima per il Rotolon pari a 0.55).

5.1.2 Indagini preliminari sull'influenza della pressione geo/idrostatica

Analisi preliminari di laboratorio sono state realizzate per valutare l'influenza della pressione geo/idrostatica agente sulla girante del rotoviscosimetro effettuando misure di sforzo tangenziale, viscosità e resistenza limite al taglio a diverse profondità di immersione della girante. Le analisi si sono rese necessarie in modo da valutare la risposta dello strumento e l'applicabilità del dato ad altri casi, nonché per i confronti con i risultati di altri strumenti.

Per queste prove è stata utilizzata la girante a vano numero 72 (caratteristiche tecniche descritte in Figura 4.2) e la profondità di immersione è stata misurata sulla posizione baricentrica della stessa (segno di immersione secondario). In queste prove si è utilizzata la miscela con concentrazione pari a 0.50 realizzata con il materiale del torrente Rotolon. Si sono confrontati i risultati di quattro immersioni diverse: 2.2, 3.8, 4.8 e 6.6 cm. I quattro livelli di immersione sono stati selezionati sulla base delle dimensioni della girante e del beker che contiene la miscela, facendo in modo che la girante fosse sempre completamente immersa ed allo stesso tempo non andasse mai ad interferire con il fondo del contenitore.

I risultati delle prove dinamiche sono riportati in Figura 5.2 nella quale si osserva:

- un andamento decrescente di sforzo tangenziale e viscosità dovuto alla tissotropia della miscela (comportamento che sarà analizzato in dettaglio nel paragrafo 5.1.4);

- un aumento sia dello sforzo tangenziale che della viscosità all'aumentare della profondità di immersione.

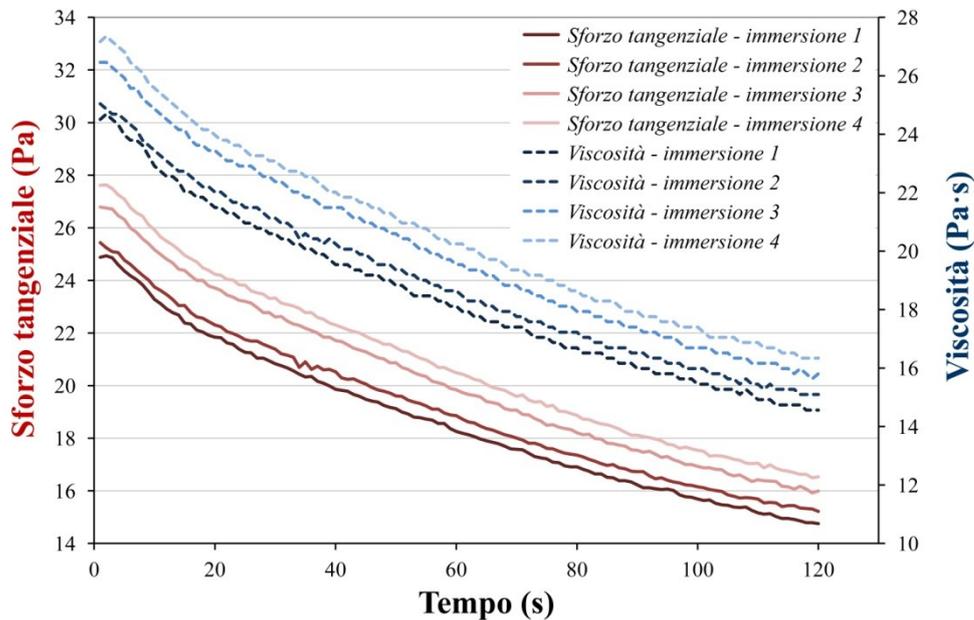


Figura 5.2. Sforzo tangenziale e viscosità in funzione del tempo di sollecitazione tangenziale per le prove con diversa immersione della girante.

Anche con i test statici si sono riscontrati valori crescenti di sforzo di taglio iniziale al crescere della profondità di immersione della girante. Il grafico in Figura 5.3 mostra, infatti, come il limite di taglio cresce all'aumentare della 'pressione idrostatica' p . Quest'ultima è stata calcolata con la seguente equazione:

$$p = \rho g h_i \quad (5.1)$$

dove ρ è la densità della miscela testata (nel nostro caso 1943 g/cm^3), g è l'accelerazione gravitazionale e h_i sono i diversi livelli di immersione della girante valutati rispetto al suo baricentro.

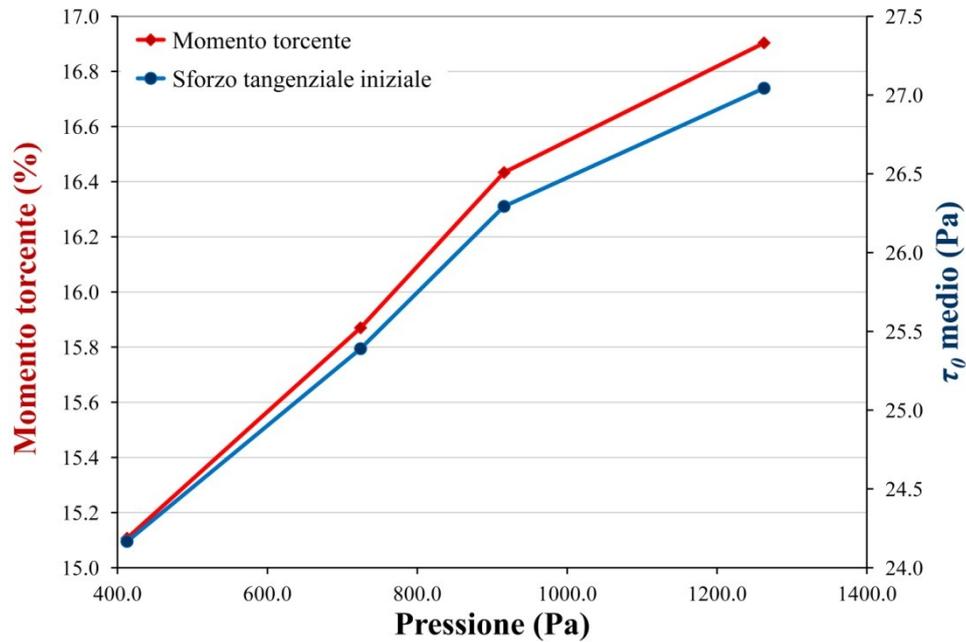


Figura 5.3. Percentuale di momento torcente utilizzato dallo strumento e sforzo tangenziale iniziale misurato in funzione della diversa 'pressione idrostatica' generata dalle diverse profondità di immersione della girante.

I test effettuati (Figura 5.2 e Figura 5.3) confermano una relazione diretta tra pressione e sforzo tangenziale, ma nuove prove si rendono necessarie per verificare la relazione per pressioni ancora più elevate. Dai test effettuati, infatti, la relazione appare direttamente proporzionale, ma non si hanno certezze su cosa possa verificarsi per valori di pressione superiore a 1300 Pa. Non è stato possibile indagare pressioni maggiori a causa dei limiti sperimentali (dimensioni della girante e del beker in cui questa veniva immersa). Con i dati a disposizione si è potuta comunque analizzare la relazione tra il rapporto τ_0/p e la profondità di immersione, che viene riportata in Figura 5.4.

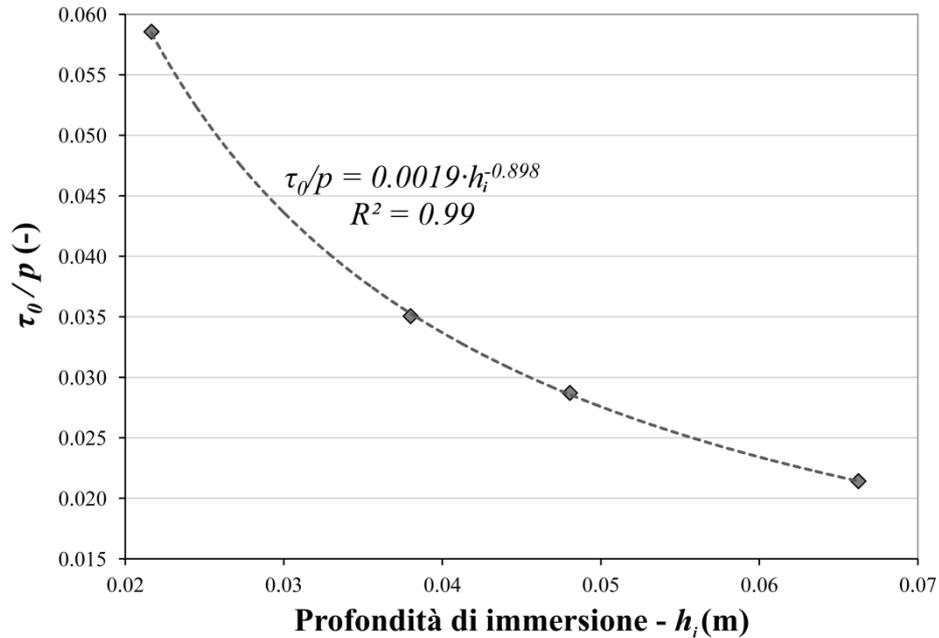


Figura 5.4. Rapporto tra sforzo tangenziale iniziale τ_0 e pressione idrostatica p in funzione della profondità di immersione della girante.

Questa relazione mostra come l'aumento del valore di sforzo tangenziale sia sempre minore all'aumentare della profondità in corrispondenza alla quale questo viene misurato, tendendo quindi presumibilmente a un valore costante.

5.1.3 Analisi e discussione dei risultati delle prove statiche

La Figura 5.5 mostra i risultati delle prove statiche mediante le quali è stato misurato lo sforzo tangenziale iniziale τ_0 (*yield stress*). Nel grafico si osservano gli effetti dei limiti sopradescritti che hanno impedito l'esecuzione di test usando le medesime concentrazioni volumetriche per tutti i campioni oggetto di studio. I valori riportati nel grafico corrispondono alla media dei risultati ottenuti da tre test per ognuna delle miscele oggetto di misura.

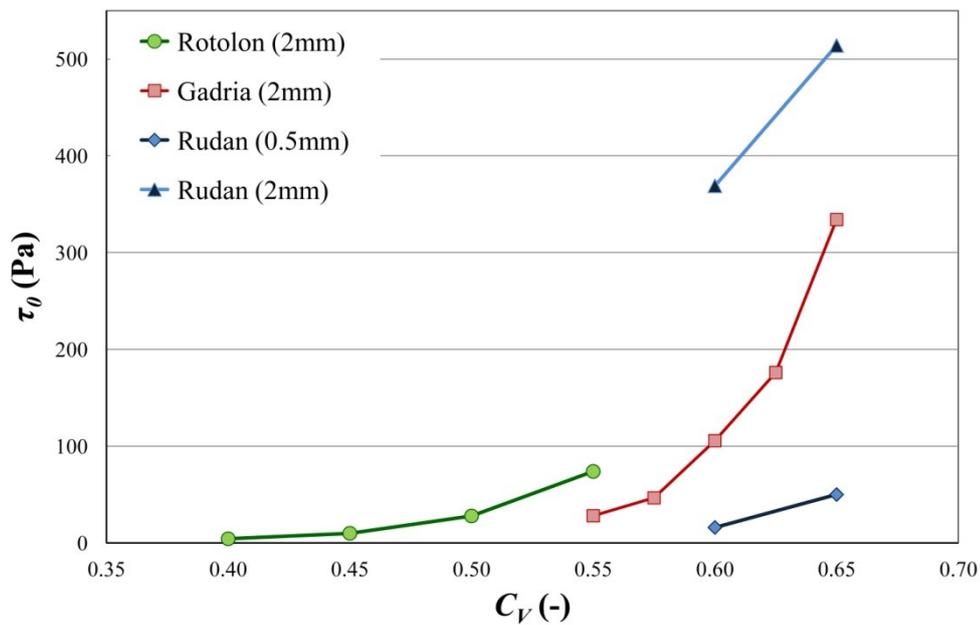


Figura 5.5. Grafico dello sforzo tangenziale iniziale (yield stress, media dei risultati di tre test effettuati per ogni miscela) in funzione della concentrazione volumetrica per le miscele di acqua e sedimento analizzate.

Dal grafico si osserva che il limite iniziale al taglio τ_0 misurato ha un andamento crescente con l'aumentare della concentrazione volumetrica. L'andamento, per le prove con il materiale del torrente Gatria e del rio Rudan, è di tipo esponenziale, concordando con le osservazioni effettuate in passato da altri ricercatori (O'Brien e Julien, 1988; Phillips e Davies, 1991; Major e Pierson, 1992; Coussot e Piau, 1995; Kaitna *et al.*, 2007). Nelle prove con il materiale del rio Rudan non è possibile identificare un analogo andamento di tipo esponenziale in quanto, a causa dei limiti sperimentali descritti nel paragrafo 5.1.1, i risultati si compongono di solo due punti. Si osserva comunque, anche in queste prove, un tendenziale aumento dei valori di sforzo tangenziale iniziale per valori crescenti di concentrazione volumetrica.

I risultati sul materiale del rio Rudan mostrano, inoltre, che la miscela realizzata con materiale più grossolano (frazione passante a 2 mm) presenta valori di sforzo di taglio iniziale sensibilmente maggiori rispetto alla miscela con materiale più fine (frazione passante a 0.5 mm). In alcuni studi (Ancy e Jorrot, 2001; Wang e Jan, 2002; Santolo *et al.*, 2010; Bisantino *et al.*, 2010;) si evidenzia, invece, la relazione opposta: minori sono le dimensioni dei grani delle miscele analizzate e maggiore è lo sforzo tangenziale iniziale; ciò è attribuito alle elevate forze viscosse che si generano in miscele con elevato contenuto in limi e argille. Tuttavia il materiale del rio Rudan presenta una modesta quantità di materiale fine (2.2 % di argilla nel materiale setacciato a 2 mm e 6.0 % in quello setacciato a 0.5 mm) e di

conseguenza una limitata propensione a generare forze viscosive. Gli elevati *yield stress* osservati nel nostro studio per le prove con materiale di dimensioni maggiori sono quindi da attribuire quasi esclusivamente alle forze di attrito tra i grani, che nel nostro caso sovrastano ampiamente le forze coesive. Iverson (2003) spiega che l'aumento dello sforzo tangenziale iniziale dovuto all'aumento della dimensione dei grani è una logica conseguenza dell'incremento di peso dei grani di dimensione maggiore.

5.1.4 Comportamento tissotropico e configurazione delle prove dinamiche

Le prove di tipo dinamico, realizzate con il rotoviscosimetro, mostrano innanzitutto la natura tissotropica delle miscele fangose, in particolare per quelle a concentrazione più elevata e maggior presenza di argille. La tissotropia delle sospensioni fangose è già stata ben documentata in letteratura (Coussot e Piau, 1994) ed è dovuta a lenti adattamenti della collettività delle particelle (generati da effetti browniani e colloidali) che avvengono, con fluido a riposo, fino al raggiungimento di una disposizione di 'minima energia' (Coussot e Anciey, 1999). In Figura 5.6 si riporta a titolo esplicativo il grafico che mostra l'andamento dello sforzo tangenziale misurato dallo strumento in funzione del tempo. Questo trend è stato riscontrato in quasi tutti i test (solo le miscele realizzate con il materiale del rio Rudan setacciato a 2 mm mostravano un andamento praticamente costante già dai momenti iniziali del test, seguito da un successivo incremento dovuto alla sedimentazione delle particelle più solide sul fondo del becker).

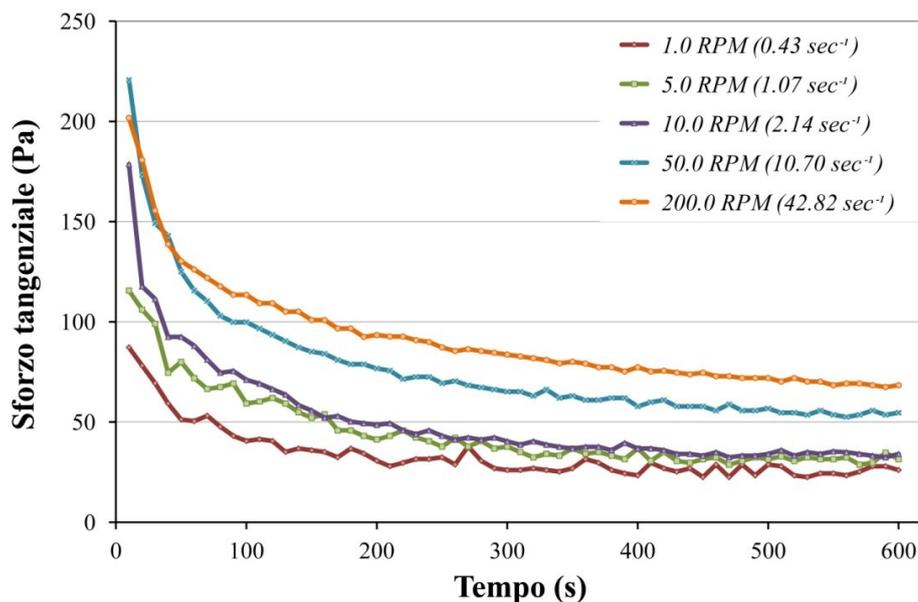


Figura 5.6. Sforzo tangenziale misurato dal viscosimetro in funzione del tempo di rotazione per la miscela con concentrazione volumetrica pari a 0.60 (materiale del rio Gadoria).

Il trend decrescente (con un apparente limite asintotico inferiore) dei valori di sforzo tangenziale registrati dal viscosimetro al crescere del tempo di miscelazione dà origine al problema sull'istante da considerare per la selezione del valore di sforzo tangenziale rappresentativo da utilizzare nella realizzazione dei reogrammi.

Il quesito è stato risolto basandosi sulle seguenti osservazioni:

- lo studio si prefigge di descrivere il comportamento della fase matriciale di colate detritiche reali;
- l'elevato valore di sforzo tangenziale registrato nei momenti iniziali della prova è probabilmente generato dal superamento della fase di avvio della rotazione durante la quale si passa da condizioni statiche a condizioni dinamiche, e quindi non attribuibile ad una fase di moto della colata detritica;
- il valore a cui tende la curva è raggiunto solo dopo un certo tempo in cui il fluido viene sollecitato da uno sforzo tangenziale operante sempre sulla stessa zona di taglio e nella stessa direzione, situazione anch'essa difficilmente verificabile nella realtà dove generalmente il moto è più turbolento e il fluido viene sollecitato in modo più isotropico.

Quest'ultima osservazione lascia supporre, inoltre, che la diminuzione dei valori di sforzo tangenziale osservata possa attribuirsi non solo alla natura tissotropica del materiale, ma anche ad un possibile richiamo di acqua sul piano di taglio.

Le considerazioni succitate hanno portato quindi alla definizione di un criterio oggettivo che permettesse la selezione di un valore di sforzo tangenziale non influenzato dagli attriti inerziali osservati ad inizio prova o da un eccessivo tempo di 'taglio'. Il criterio osservato consiste nel selezionare il valore di sforzo tangenziale all'istante t (τ_t) tale che:

$$\frac{|\tau_{t+\Delta t} - \tau_t|}{\tau_t} < \varepsilon \quad (5.2)$$

Lo scarto percentuale ε e l'intervallo di tempo Δt su cui lo scarto viene calcolato sono stati posti rispettivamente pari al 5% e a 50 secondi. I due valori adottati sono il risultato di un'indagine preliminare che ha permesso di individuare ε e Δt che portano alla scelta di un τ non troppo vicino alla fase di avvio e, al tempo stesso, stabilizzato in misura accettabile prima possibile (il protrarsi della prova introduce, come si è detto, altre incertezze).

5.1.5 Definizione dell'intervallo di gradiente di velocità da analizzare

Lo strumento utilizzato permette la misurazione di sforzo tangenziale e viscosità per un ampio intervallo di gradiente di velocità (*shear rate*). Infatti, le giranti possono ruotare con una velocità che varia da 0.01 a 200 giri al minuto (RPM). Quindi, a seconda del tipo di girante utilizzata, il gradiente di velocità può variare da valori minimi intorno a $2 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ fino a valori massimi prossimi a 50 s^{-1} . Inizialmente si è valutata la risposta delle miscele in un intervallo del gradiente di velocità che fosse il più ampio possibile, anche per effettuare considerazioni su limiti e possibilità dello strumento utilizzato. Risultati preliminari effettuati su miscele realizzate con il materiale del rio Gatria, su un intervallo di viscosità compreso tra 0.011 e 44.28 s^{-1} , sono riportati in Figura 5.7.

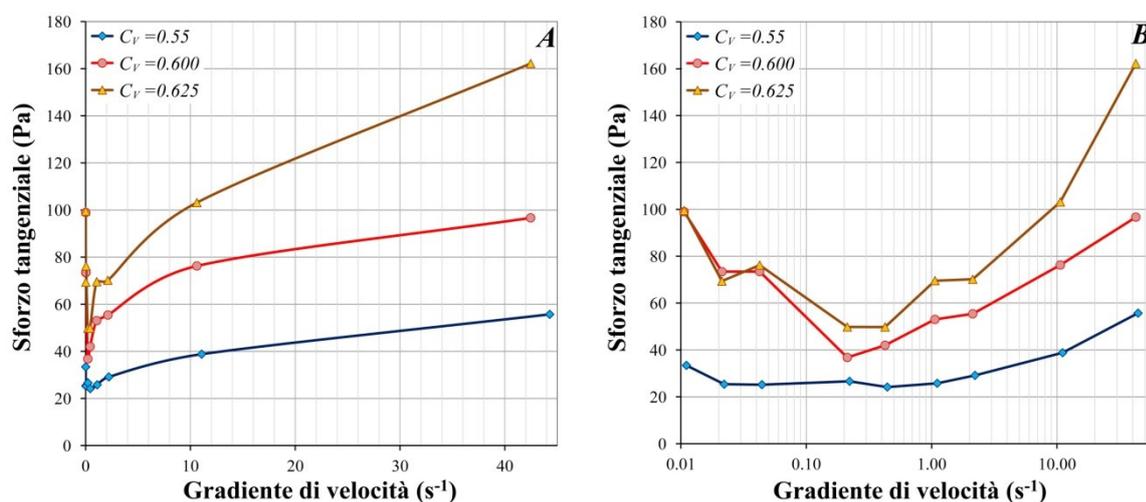


Figura 5.7. Sforzo tangenziale in funzione del gradiente di velocità misurato per le miscele realizzate con il materiale del rio Gatria (concentrazioni volumetriche pari a 0.55, 0.60 e 0.625); asse delle ascisse in scala naturale (grafico A) e in scala logaritmica (grafico B) per una visualizzazione migliore dei risultati per gradienti di velocità inferiori a 1 s^{-1} .

Le curve originate dall'unione dei punti sperimentali mostrano un tendenziale andamento decrescente fino a valori del gradiente di velocità prossimi a 0.2 s^{-1} , seguito da un progressivo aumento che caratterizza la maggior parte dell'intervallo di *shear rate* analizzato. La fase di decremento iniziale che si osserva nel grafico è stata riportata anche in altri studi (Nguyen e Boger, 1985; Alderman *et al.*, 1991; Major e Pierson, 1992; Perret *et al.*, 1996; Pignon *et al.*, 1996; Ancy e Jorrot, 2001; Martino, 2003; Kaitna *et al.*, 2007), ma non è mai stata né presa in considerazione nell'analisi dei dati né rappresentata da alcun modello reologico.

In letteratura, le descrizioni delle colate detritiche reali riportano spessori del fronte compresi tra 1 e 20 m e velocità medie attorno ai 3-4 m/s con valori massimi prossimi a 20 m/s. Questi dati ci mostrano come difficilmente in natura si possano osservare gradienti di velocità inferiori all'unità se non nella fase che precede immediatamente l'arresto.

Per questo motivo, e a causa del comportamento osservato nelle miscele ai bassi gradienti di velocità, si è deciso di considerare solo le prove per gradienti di velocità superiori a 0.2 s^{-1} .

5.1.6 Analisi e discussione dei risultati delle prove dinamiche

Per ogni combinazione tra tipo di materiale, concentrazione volumetrica della miscela e gradiente di velocità a cui quest'ultima è soggetta, sono state effettuate tre misure del momento torcente utilizzato dallo strumento e quindi dello sforzo tangenziale in modo da valutare la ripetibilità delle prove e la precisione della procedura utilizzata (descrizione degli scarti nel paragrafo 5.1.7). Nei grafici successivi, i valori di sforzo tangenziale rappresentano il valore medio di queste tre prove.

Le Figure 5.8, 5.9, 5.10 e 5.11 riportano in grafico i valori di sforzo tangenziale misurato in funzione del gradiente di velocità. Nei grafici si riportano anche le equazioni interpolanti che possiamo distinguere in due tipologie:

- modello viscoso-plastico di Bingham, la cui formulazione analitica è la seguente:

$$\tau = \tau_0 + \mu \cdot \gamma \quad (5.3)$$

dove τ_0 è la resistenza limite al taglio (o sforzo tangenziale iniziale) e μ è la viscosità di Bingham.

- modello viscoso-plastico di Herschel e Bulkley, riassunto dalla seguente equazione

$$\tau = \tau_0 + K_c \cdot \gamma^\eta \quad (5.4)$$

dove K_c è un coefficiente di consistenza maggiore di zero, e η è un'esponente compreso tra 0 e 1.

Per il materiale del rio Rudan setacciato a 2 mm non si riportano equazioni interpolanti in quanto le miscele mostrano un comportamento quasi indipendente dal gradiente di velocità (Figura 5.11).

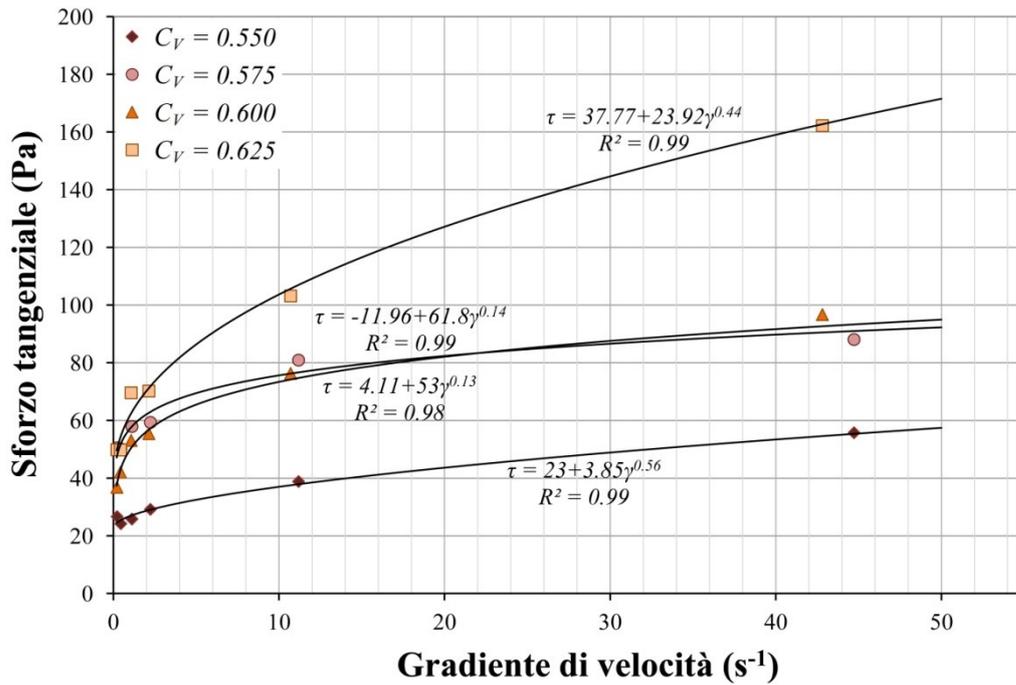


Figura 5.8. Sforzo tangenziale (τ) in funzione del gradiente di velocità (γ) per le prove con reometro Brookfield DVIII Ultra sul materiale del rio Gatria.

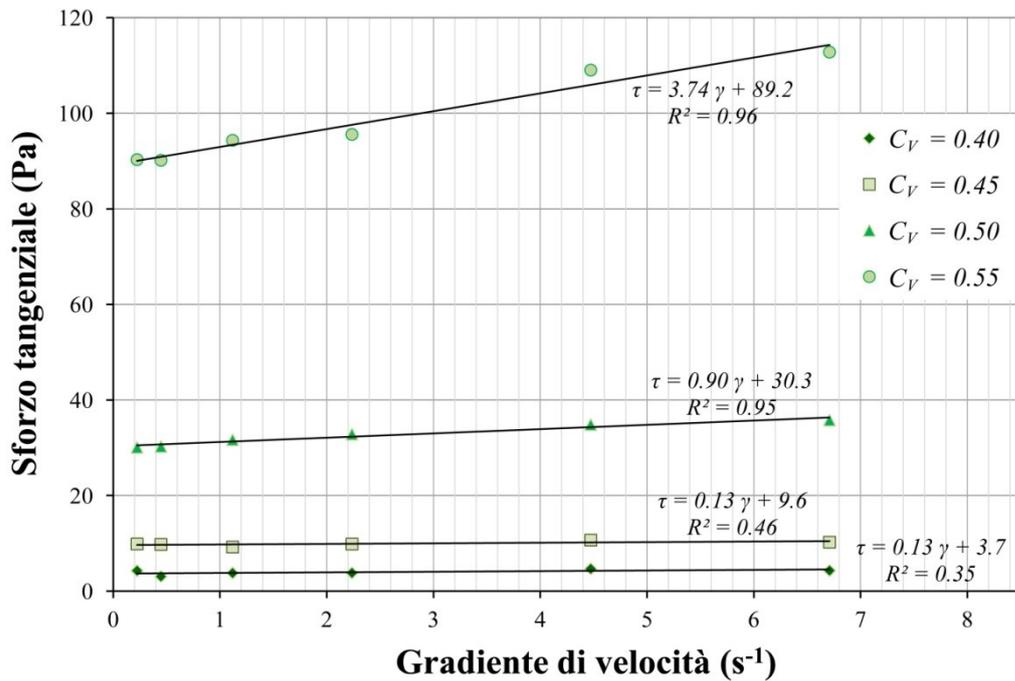


Figura 5.9. Sforzo tangenziale (τ) in funzione del gradiente di velocità (γ) per le prove con reometro Brookfield DVIII Ultra sul materiale del rio Rotolon.

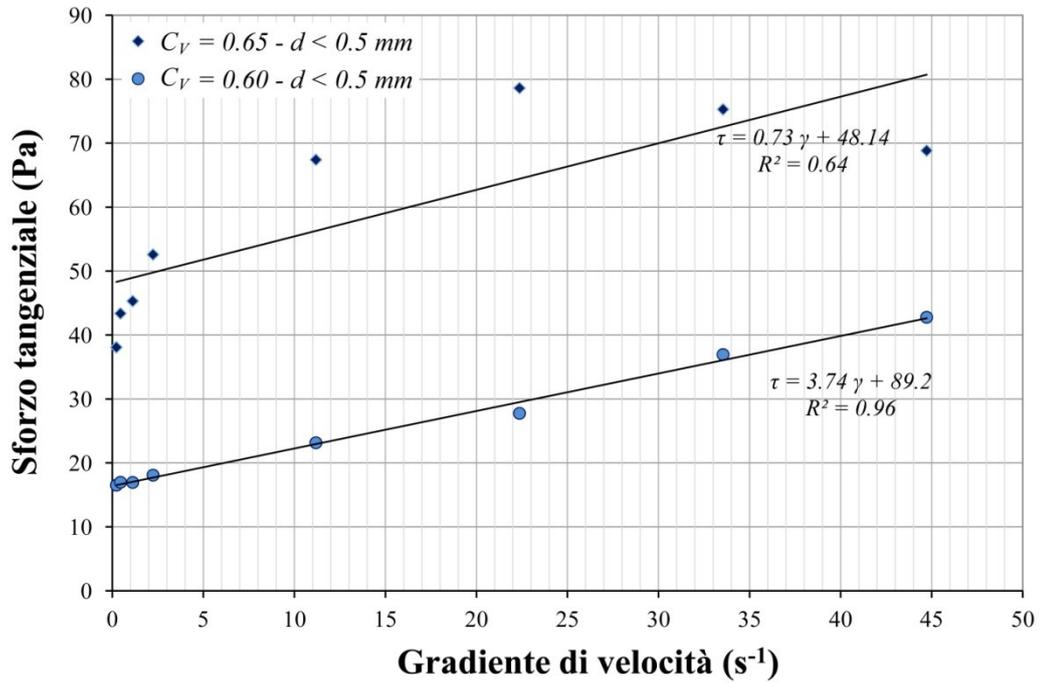


Figura 5.10. Sforzo tangenziale (τ) in funzione del gradiente di velocità (γ) per le prove con reometro Brookfield DVIII Ultra sul materiale del rio Rudan setacciato a 0.5 mm.

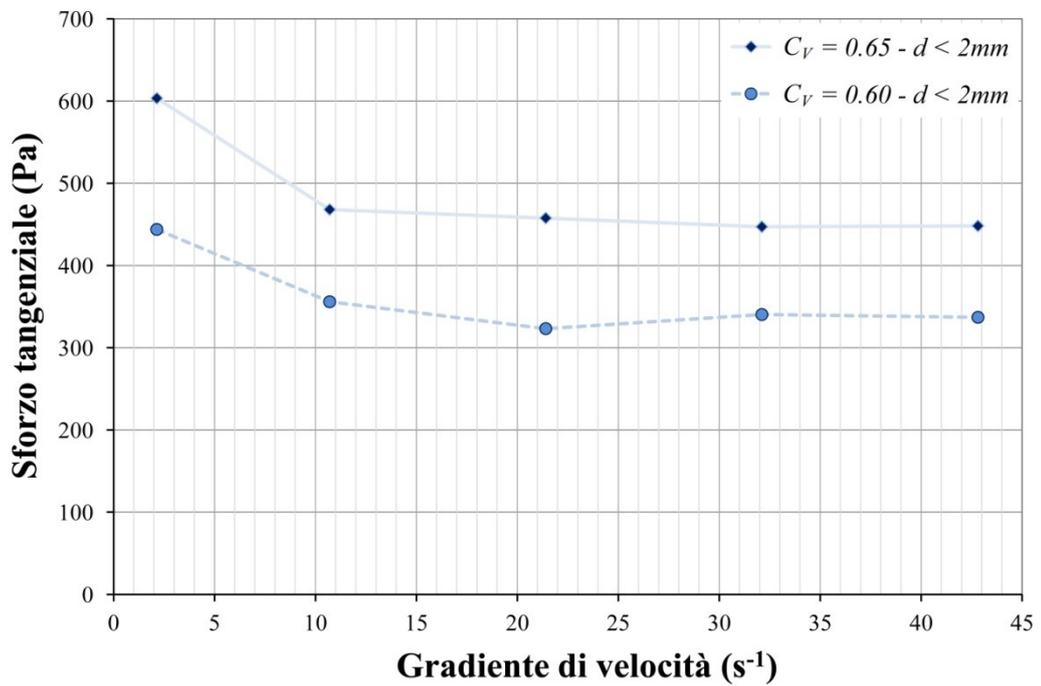


Figura 5.11. Sforzo tangenziale (τ) in funzione del gradiente di velocità (γ) per le prove con reometro Brookfield DVIII Ultra sul materiale del rio Rudan setacciato a 2mm.

Dall'interpolazione dei punti sforzo tangenziale/gradiente di velocità ottenuti dalle prove dinamiche con rotoviscosimetro è stato possibile realizzare i reogrammi per le diverse miscele saggiate (Figure 5.8, 5.9, 5.10 e 5.11). Questi grafici mostrano principalmente tre forme:

- andamento viscoso-plastico del tipo Herschel e Bulkley: presenza di un valore di sforzo tangenziale iniziale maggiore di zero e di una viscosità che diminuisce all'aumentare del gradiente di velocità;
- andamento viscoso-plastico del tipo Bingham: presenza di un valore di sforzo tangenziale iniziale maggiore di zero e di una viscosità costante;
- andamento *shear rate* indipendente: equazioni interpolanti orizzontali per cui si ha viscosità nulla e sforzo tangenziale costante.

I comportamenti riscontrati per le varie miscele analizzate sono rappresentati concettualmente in Figura 5.12 e vanno a riassumere quanto visto nei grafici di Figura 5.8, 5.9, 5.10 e 5.11.

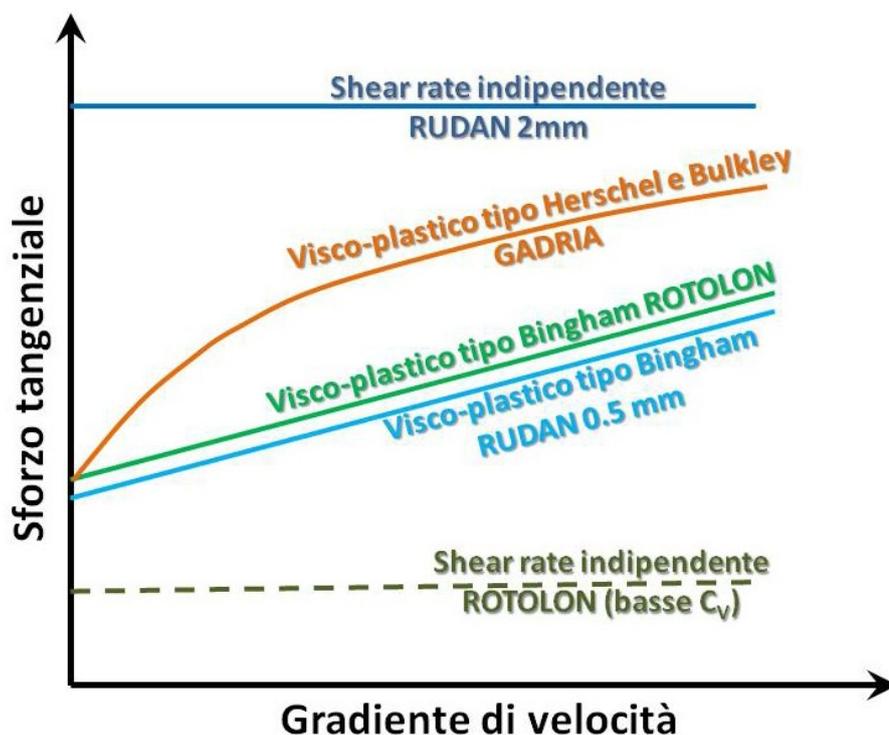


Figura 5.12. Rappresentazione schematica dei comportamenti reologici riscontrati per diversi materiali analizzati con reometro Brookfield DVIII Ultra.

Per quanto riguarda le miscele realizzate con il materiale del torrente Gadia, il comportamento principalmente osservato è quello del tipo Herschel e Bulkley. Anomalie si

riscontrano per le concentrazioni pari a 0.575 e 0.600 che, oltre a presentare valori simili mostrano che l'equazione interpolante possiede valori di sforzo tangenziale iniziale molto basso (per la miscela con $C_V = 0.575$) o fisicamente non plausibili (negativo per $C_V = 0.600$). Si ritiene che tale comportamento sia dovuto al fatto che per queste due miscele si sono dovute utilizzare due giranti di dimensioni diverse per la misura dello sforzo tangenziale a gradienti di velocità più bassi (girante V-72) e più elevati (girante V-73) e che questi particolari dati non siano omogenei poiché condizionati da diverse sensibilità dello strumento di misura. Inoltre, l'intervallo di sforzo tangenziale misurato era al limite tra i massimi misurabili dalla girante V-72 e i minimi della girante V-73. Le dimensioni diverse delle due giranti, e in particolare la profondità di immersione dissimile (effetto verificato dalle analisi del paragrafo 5.1.2), potrebbe essere la causa delle anomalie riscontrate.

I reogrammi ottenuti dalle prove con il materiale del torrente Rotolon mostrano, invece, un andamento del tipo Bingham, con viscosità costante. Le miscele a concentrazione inferiore ($C_V = 0.40$ e 0.45) mostrano equazioni con pendenza molto bassa, quasi a raggiungere un comportamento quasi *shear rate* indipendente.

Infine, i reogrammi ottenuti dall'interpolazione delle prove con il materiale del rio Rudan mostrano andamenti differenti in funzione del massimo diametro dei sedimenti utilizzato nelle miscele:

- il materiale setacciato a 0.5 mm ha un comportamento viscoso-plastico del tipo Bingham che sembra raggiungere quasi un comportamento tipo Herschel e Bulkley per la miscela a concentrazione maggiore;
- il materiale setacciato a 2 mm mostra invece un comportamento *shear rate* indipendente con andamento inizialmente decrescente e poi pressoché parallelo all'asse delle ascisse.

Da questi risultati si può dedurre che il comportamento reologico della fase matriciale di una colata detritica dipende da concentrazione volumetrica e percentuale di materiale fine (limi e argille) presenti in essa. Comportamenti viscoso plastici del tipo Herschel e Bulkley sembrano tipici di matrici ad elevato contenuto di materiale fine e concentrazioni elevate. Miscele con contenuti intermedi di frazione fine e concentrazioni intermedie si comportano, invece, come un fluido viscoso-plastico del tipo Bingham. Infine, miscele in cui il contenuto in frazione fine e/o la concentrazione volumetrica sono talmente bassi da annullare le interazioni viscosive tra le particelle di sedimento mostrano un comportamento indipendente dal gradiente di velocità.

5.1.7 Valutazione della ripetibilità delle prove e analisi degli errori

Per valutare la ripetibilità delle prove dinamiche realizzate con il rotoviscosimetro è stato verificato che i dati ottenuti dalle ripetizioni dello stesso test differissero significativamente dai test effettuati sulla stessa miscela con velocità di rotazione diverse. Tale verifica è stata effettuata avvalendosi del test non parametrico di Kruskal-Wallis per il confronto delle mediane. Si è deciso di non utilizzare un test parametrico, come l'analisi della varianza ANOVA, in quanto, in questo caso, non si sarebbe potuta eseguire una verifica delle assunzioni a causa del basso numero di dati disponibili all'interno di ogni gruppo (3 test realizzati per ogni combinazione tra concentrazione volumetrica e gradiente di velocità come descritto nel precedente paragrafo). Il test di Kruskal-Wallis ha fornito valori del *p-value* inferiori a 0.05 in tutti i casi analizzati confermando che esiste una differenza significativa tra test effettuati a gradienti di velocità diversi. Differenze non significative si sono riscontrate nei dati ottenuti dal materiale del rio Rudan setacciato a 2 mm, confermando ancora in questo caso l'indipendenza dello sforzo tangenziale dal gradiente di velocità.

Inoltre, è stata realizzata un'analisi della variabilità degli scarti percentuali rispetto alla media, per ogni combinazione C_V/ω , in funzione della concentrazione volumetrica e del gradiente di velocità. Per i materiali del rio Rudan e del torrente Rotolon non sono stati evidenziati trend significativi nella distribuzione degli scarti, nel primo a causa del basso intervallo di concentrazioni saggiato, mentre nel secondo perché i gradienti di velocità analizzati sono relativi solamente a quelli necessari alla costruzione dei reogrammi ($\dot{\gamma} > 0.2 \text{ s}^{-1}$ come descritto nel paragrafo 5.1.5). I dati riguardanti le prove effettuate con il materiale del Gadria, che comprendono un campo maggiore di gradienti di velocità in quanto il materiale è stato utilizzato anche per i test preliminari descritti nel paragrafo 5.1.5, mostrano invece degli andamenti interessanti che si è ritenuto opportuno evidenziare e riportare di seguito (Figura 5.13 e Figura 5.14).

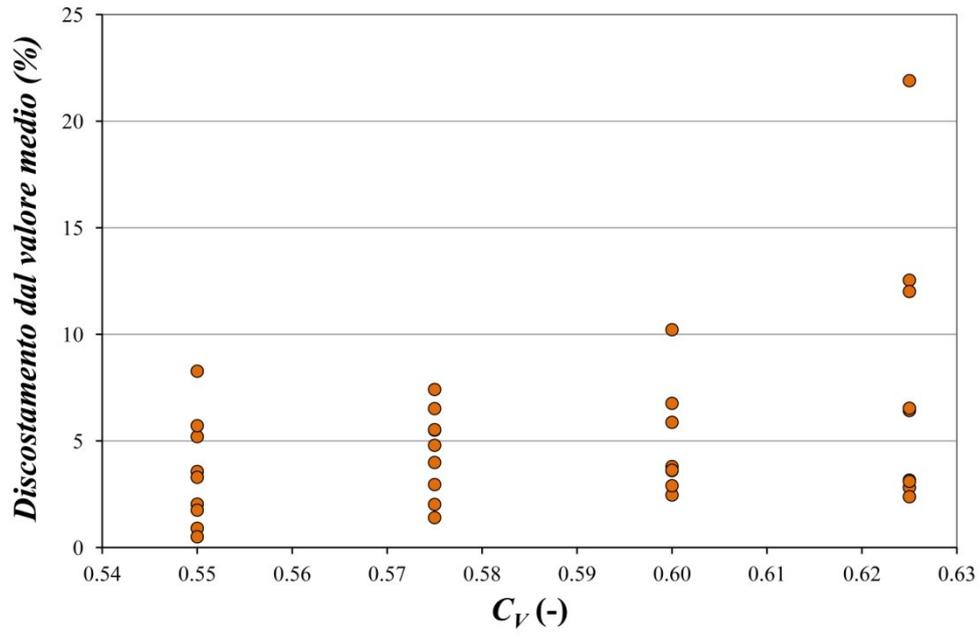


Figura 5.13. Discostamento percentuale dal valore medio, per ogni combinazione tra concentrazione e gradiente di velocità, in funzione della concentrazione volumetrica C_V (prove realizzate con materiale del torrente Gadria).

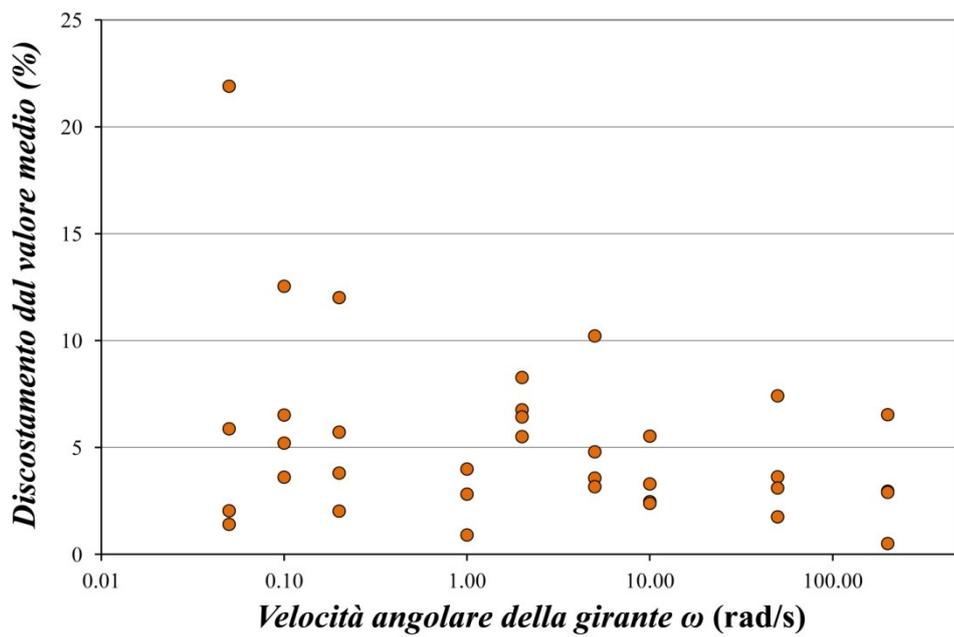


Figura 5.14. Discostamento percentuale dal valore medio, per ogni combinazione tra concentrazione e gradiente di velocità, in funzione della velocità angolare di rotazione della girante (prove realizzate con materiale del torrente Gadria).

Dai grafici riportati (Figura 5.13 e Figura 5.14) si osserva un tendenziale incremento dell'errore all'aumentare della concentrazione volumetrica delle miscele testate e al diminuire della velocità di rotazione della girante. L'aumento dell'errore alle alte concentrazioni ($C_V \geq 0.60$) è da attribuire al fatto che le viscosità misurate superano di poco il limite di utilizzo dalla girante a vano V-72, ricadendo nei valori minimi registrabili dalla V-73; questo implica che l'errore commesso dallo strumento sia più alto in questo secondo caso in quanto la percentuale di momento torcente utilizzata è inferiore, come descritto nel paragrafo 4.1.1. L'incremento di errore al diminuire della velocità di rotazione è, invece, di più difficile interpretazione, anche se si ipotizza che sia dovuto al lento riarrangiamento delle particelle di sedimento all'interno della miscela causato dalle basse velocità di miscelamento indotte dalla girante. In questi test, quindi, non sempre si raggiunge quel livello di 'equilibrio', di minima energia, che, invece, si osserva nei test in cui il campione è sollecitato a gradienti di velocità maggiori. In conclusione, il valore medio dello scarto percentuale osservato è pari a 4.4% (valore massimo pari al 21.9%, test realizzati con concentrazione volumetrica pari a 0.63 e velocità di rotazione di 0.05 RPM). L'errore massimo si concentra nei test realizzati a velocità molto basse, che però non sono stati utilizzati nella realizzazione dei reogrammi, come descritto nel precedente paragrafo. Quindi, se si mantengono nell'analisi solo i test utilizzati nella costruzione dei reogrammi (gradienti di velocità maggiori di 0.2 s^{-1}), lo scarto percentuale medio si abbassa raggiungendo un valore pari al 3.8%.

5.2 Risultati ottenuti nelle prove di dam break con reometro a piano inclinato

5.2.1 Materiale utilizzato nelle prove di dam break

Nelle prove di dam break su reometro a piano inclinato, si è deciso di utilizzare il materiale con il quale si sono riscontrate le maggiori difficoltà nell'esecuzione delle prove con il rotoviscosimetro: il materiale del rio Rudan. L'obiettivo è quindi quello di identificare una procedura per la caratterizzazione reologica di materiale matriciale di colate detritiche granulari caratterizzato da basse percentuali di materiale fine e, quindi, difficilmente analizzabile da strumentazioni più tradizionali come i viscosimetri.

Oltre al materiale del rio Rudan, sono stati realizzati dei test anche con quello proveniente dai depositi di colata detritica del rio Acquabona, un corso d'acqua dolomitico con caratteristiche molto simili a quelle del rio Rudan, ma per il quale è possibile trovare in letteratura studi sul comportamento delle colate detritiche che lo caratterizzano (Berti e Simoni, 2005; Berti e Simoni, 2007) e inerenti la stima degli sforzi tangenziali che le contraddistinguono (Tecca *et al.*, 2003). In questo modo è stato possibile eseguire dei confronti con le misure ricavate dalle procedure di laboratorio utilizzate in questo lavoro di ricerca.

Una descrizione schematica delle principali caratteristiche morfometriche e geologiche dei bacini idrografici del rio Rudan e del rio Acquabona è riportata in APPENDICE.

Con il materiale a disposizione si sono realizzati quattro campioni con composizione granulometrica differente in modo da valutare se, anche in queste prove, la frazione granulometrica utilizzata avesse la stessa rilevanza osservata nei test con reometro Brookfield. Quindi è stata utilizzata la frazione passante al vaglio dei 19 mm per il materiale dell'Acquabona (denominato A19), mentre con il materiale del rio Rudan sono stati creati tre sottocampioni denominati R2, R1 e R^{1/2}, rispettivamente setacciati a 2, 1 e 0.5 mm. In Tabella 5.2 si riportano le caratteristiche dei campioni di sedimento utilizzati nelle prove.

<i>Materiale</i>	<i>Bacino di provenienza</i>	ρ (g/cm ³)	G (%)	Sa (%)	Si+C (%)	D_m (mm)	D_{84} (mm)	D_{50} (mm)	D_{16} (mm)	Porosità	Angolo di riposo
A19	Acquabona	2.55	31	38	31	2.14	5.66	0.67	0.005	0.25	40°
R2	Rudan	2.65	0	89	11	0.80	1.60	0.79	0.149	0.33	36°
R1	Rudan	2.65	0	82	18	0.40	0.80	0.40	0.047	0.35	38°
R½	Rudan	2.65	0	70	30	0.20	0.41	0.20	0.020	0.42	43°

Tabella 5.2. Caratteristiche principali dei campioni di sedimento utilizzato per realizzare le miscele utilizzate nelle prove di laboratorio: densità (ρ), percentuale di ghiaia (G), sabbia (Sa) e limo e argilla (Si+C), diametro medio delle particelle (D_m) e percentili diametrici D_{84} , D_{50} e D_{16} .

I test sono stati eseguiti con miscele di acqua e sedimento a diversa concentrazione volumetrica (da 0.45 a 0.67), con inclinazioni della scatola di carico variabile tra zero e 15°, e con l'utilizzo di due scatole di carico di dimensioni diverse (scatola *LT*, *large tank*, dimensioni: base rettangolare 15 cm di lato, altezza 33 cm; scatola *ST*, *small tank*, dimensioni: base rettangolare 7.5 cm di lato, altezza 33 cm). Sono state utilizzate due scatole diverse per verificare l'influenza del volume e dell'effetto scala nelle misurazioni dello sforzo tangenziale basale e per venire incontro alle diverse granulometrie utilizzate nei test.

5.2.2 Procedura per il calcolo degli sforzi tangenziali basali

Nell'ambito dei test reologici su piano inclinato si è cercato di sviluppare una procedura facile e ripetibile per la stima dello sforzo tangenziale basale medio agente nella fase deposizionale di una colata detritica. Un primo approccio in questa direzione è stato proposto da Hungr (1995) adottando una semplificazione bidimensionale: considerando un rilascio istantaneo di materiale, Hungr ha posto la larghezza del materiale in movimento pari alla larghezza del deposito finale ed ha eguagliato la perdita di energia potenziale per unità di larghezza al lavoro di attrito sul piano di scorrimento. Hungr ottenne un'equazione polinomiale cubica che permette di calcolare lo sforzo tangenziale in funzione della profondità iniziale del flusso, del peso specifico della miscela e della posizione iniziale ($x = x_0$) e finale ($x = x_f$) del fronte della colata. Nella semplificazione di Hungr, il lavoro totale è ottenuto dall'integrazione, tra la posizione iniziale e finale del materiale, del lavoro effettuato per uno spostamento elementare da x a $x+\Delta x$, assumendo che l'area basale su cui viene effettuato lo spostamento infinitesimale sia quella presente prima che lo spostamento abbia inizio. Un'ulteriore approssimazione utilizzata in questo metodo è che la perdita di energia è attribuita solamente agli attriti basali, anche se nella realtà altri fattori contribuiscono alle

dissipazioni energetiche, come le accelerazioni e decelerazioni del flusso e le interazioni tra le componenti della miscela (attriti tra i grani, collisioni, turbolenza del flusso interstiziale) che si trasformano in calore ed energia acustica.

Considerando che nei test di dam break (paragrafo 4.1.2) il volume rilasciato è posizionato immediatamente al di sopra dell'area di deposizione (non percorre un canale), le dissipazioni interne si possono considerare di secondo ordine rispetto a quelle prodotte dall'attrito con il fondo. Un bilancio del lavoro fatto tra il momento precedente l'apertura della scatola e l'istante in cui il flusso si ferma può essere scritto come segue (Figura 5.15):

$$\Delta E_p = \int_{x_{G0}}^{x_{Gf}} \tau(x_G) S(x_G) dx_G \quad (5.5)$$

Dove il termine a sinistra rappresenta la perdita di energia potenziale (E_p), x_G è la posizione del centro di massa durante la propagazione del flusso, $S(x_G)$ e $\tau(x_G)$ sono rispettivamente l'area planimetrica sottoposta ad attrito e lo sforzo tangenziale basale quando il centro di massa corrisponde a x_G . Ipotizzando che durante il movimento lo sforzo tangenziale resti costante (non dipenda da x_G), sostituendo l'integrale degli spostamenti infinitesimali con la somma di n spostamenti finiti del centro di massa Δx_{Gj} e considerando il sistema analizzato (reometro a piano inclinato schematizzato in Figura 5.15 a), l'equazione 5.5 può essere riscritta nella seguente forma:

$$M_D \cdot g \cdot h_{GD} = \tau_{bm} \sum_{j=1}^n \frac{(S_j + S_{j-1})}{2} \Delta x_{Gj} \quad (5.6)$$

dove M_D è la massa depositata, h_{GD} è la differenza tra le altezze del centro di massa prima e dopo il rilascio, S_j è l'area basale cumulata alla fine del j-esimo spostamento.

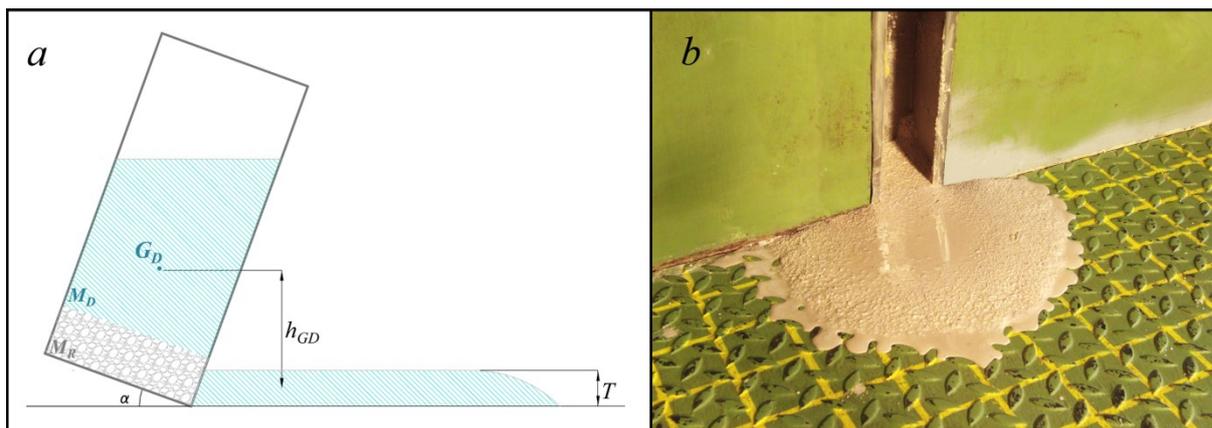


Figura 5.15. Schematizzazione delle prove statiche su piano inclinato e delle variabili in gioco utilizzate per il calcolo dello sforzo tangenziale medio al fondo (a) e immagine del reometro alla fine di un test con il materiale del rio Rudan (b).

Immagini fotografiche ad alta velocità (30 scatti al secondo, fps) riprese perpendicolarmente al piano di deposito durante la fase di deposizione, per mezzo di una fotocamera Casio EX-FH25, hanno permesso di valutare la forma della dispersione del flusso in modo da adottare una semplificazione il più simile alla realtà nell'applicazione dell'equazione 5.6. Le immagini mostrano che la propagazione del deposito può essere ben rappresentata da semiellissi successivi (Figura 5.16) in cui l'area finale corrisponde a quella registrata a fine prova.

Un'analisi preliminare per definire il numero n di suddivisioni da adottare per l'applicazione dell'equazione 5.6, è stata realizzata attraverso la creazione di uno script Matlab che permette di calcolare lo sforzo tangenziale medio agente sul fondo (τ_{bm}) automaticamente per differenti valori di n .

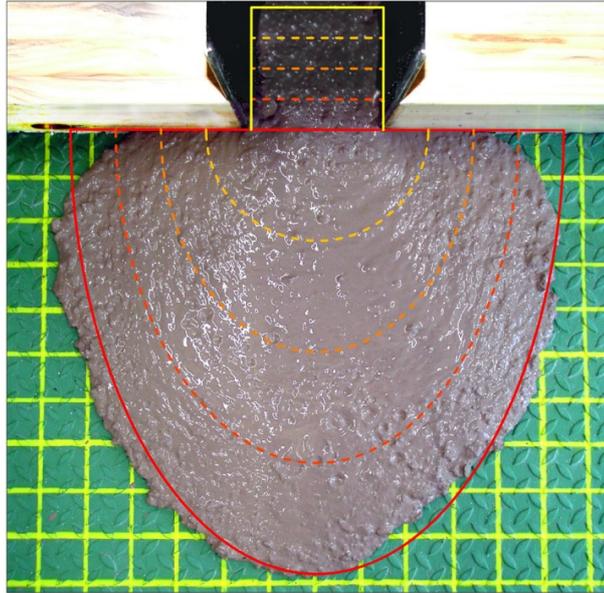


Figura 5.16. Schematizzazione adottata per la risoluzione dell'equazione 5.6.

Quest'analisi preliminare ha mostrato che lo sforzo tangenziale basale medio (τ_{bm}) cresce rapidamente fino a $n = 7$, raggiungendo poi un valore asintotico quasi costante già attorno alle 15 suddivisioni come mostrato nel grafico in Figura 5.17.

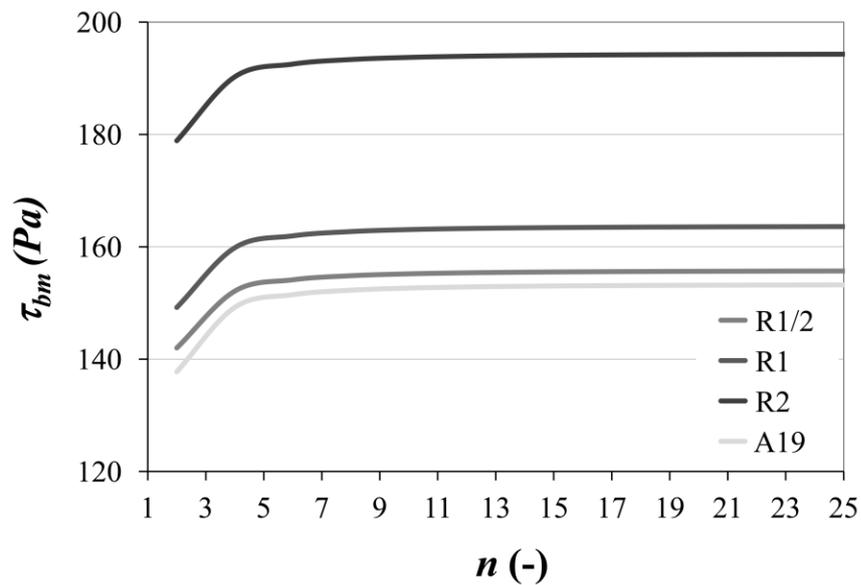


Figura 5.17. Grafico tra sforzo tangenziale (τ_{bm}) calcolato con l'equazione 5.6 per diversi valori di suddivisione degli spostamenti (n).

Dopo questa indagine, lo sforzo tangenziale basale è stato calcolato per ogni test adottando, per sicurezza, un valore delle suddivisioni n pari a 40.

Oltre allo sforzo tangenziale basale medio calcolato con la 5.6, per i test di dam break è stata calcolata la pressione normale basale media σ_{bm} . Il valore medio è stato determinato pesando la superficie del deposito rispetto al tempo attraverso l'analisi delle foto ad alta velocità (30 fps) della fase di deposizione. La formula per il calcolo della pressione normale basale media è quindi la seguente:

$$\sigma_{bm} = \frac{g \cdot M_D}{S_m} \quad \sigma_{bm} = \frac{gM_D}{S_m} \quad (5.7)$$

dove S_m rappresenta l'area di deposizione pesata sul tempo calcolata, per ogni test, grazie all'analisi delle immagini riprese dalla fotocamera. I valori di S_m riscontrati dall'analisi delle immagini sono comunque molto simili alla media tra S_0 (superficie iniziale, pari alla base della scatola di rilascio) e S_f (superficie del deposito a fine prova), discostandosi dalla media aritmetica al massimo di un 13 % in eccesso e di un 5 % in difetto.

L'analisi delle immagini riprese dalla fotocamera ortogonalmente al piano di deposito hanno permesso, inoltre, di analizzare l'evoluzione temporale della posizione del fronte e quindi dell'accelerazione e dei gradienti di velocità in gioco nella massa in movimento (Figura 5.18).

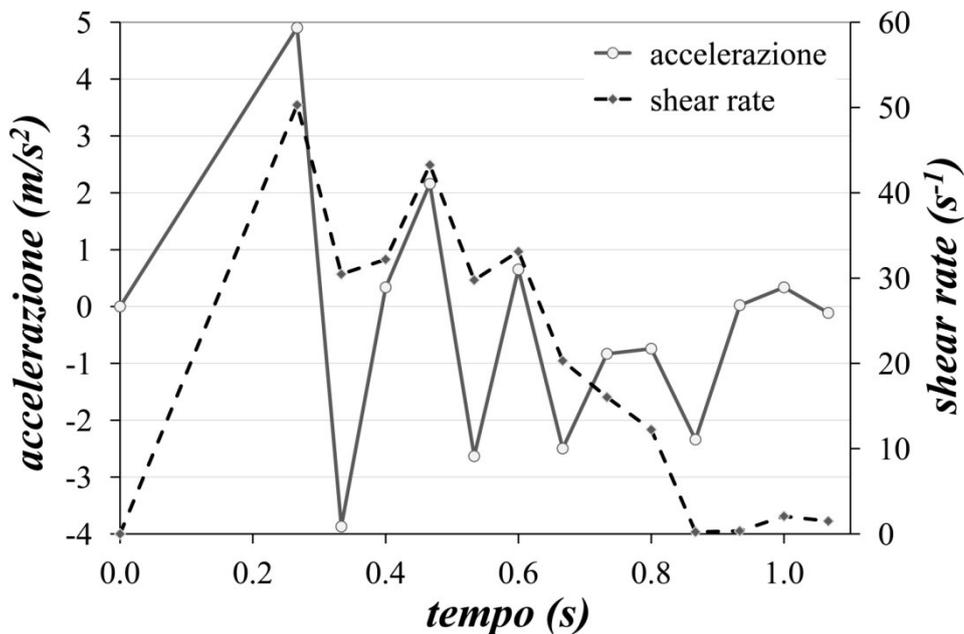


Figura 5.18. Accelerazione e shear rate, in funzione del tempo, osservati nella fase deposizionale delle modellazioni di dam break a piccola scala (test realizzato con materiale R2 e $C_v = 0.55$).

Il grafico in Figura 5.18 è rappresentativo dell'andamento di accelerazione e gradiente di velocità di tutti i test di dam break realizzati. Come evidenziato dal grafico, l'accelerazione ha un andamento oscillatorio molto evidente nelle fasi iniziali di deposito con ampiezza che diminuisce mano a mano che il moto si avvicina all'arresto. Questo andamento è dovuto al fatto che un'accelerazione nella direzione principale di movimento è seguita da un'accelerazione nella direzione ortogonale (dispersione laterale della colata). Durante la fase in cui la dispersione laterale predomina si osserva quindi una fase di rallentamento della colata nella direzione principale di movimento e, solo una volta che il flusso viene confinato lateralmente (formazione di argini laterali), l'accelerazione nella direzione principale di moto può riprendere.

Per quanto riguarda lo shear rate, anche in questo caso si osserva, di conseguenza, un andamento oscillatorio, anche se meno marcato rispetto all'accelerazione. I valori raggiunti dallo shear rate nei test di dam break realizzati si attestano su valori compresi tra 11 e 105 s⁻¹.

5.2.3 *Analisi e discussione dei risultati ottenuti nelle prove di dam break*

In Tabella 5.3 si riportano i dati che riassumono i test reologici realizzati e i valori dello sforzo tangenziale medio basale e della pressione normale basale media calcolati come descritto nel precedente paragrafo.

<i>Codice materiale</i>	α (°)	C_V	M_T (kg)	M_D (kg)	V_D (m ³)	h_{GD} (m)	L_{max} (m)	B_{max} (m)	S_n (m ²)	σ_{bm} (Pa)	τ_{bm} (Pa)
A19 - LT	0	0.667	9.153	7.496	0.00368	0.118	0.450	0.525	0.185	396.513	397.332
A19 - LT	0	0.600	9.623	8.759	0.00455	0.121	0.760	0.770	0.459	187.046	153.252
A19 - LT	0	0.545	10.136	8.931	0.00485	0.137	0.890	0.955	0.667	131.312	113.011
A19 - LT	0	0.500	5.325	4.120	0.00232	0.082	0.750	0.710	0.418	96.689	53.582
A19 - LT	0	0.450	5.093	3.907	0.00230	0.082	0.810	0.830	0.528	72.615	39.543
A19 - LT	5	0.667	8.684	7.124	0.00369	0.119	0.490	0.475	0.183	382.502	354.710
A19 - LT	5	0.600	9.660	8.946	0.00463	0.120	0.745	0.745	0.436	201.426	164.374
A19 - LT	5	0.545	10.135	8.778	0.00476	0.139	0.960	0.980	0.739	116.600	96.153
A19 - LT	5	0.500	5.325	4.464	0.00251	0.078	0.680	0.770	0.411	106.543	61.668
A19 - LT	5	0.450	5.093	4.213	0.00248	0.079	0.780	0.840	0.514	80.346	43.263
A19 - LT	10	0.667	9.170	7.931	0.00389	0.116	0.490	0.560	0.215	361.196	347.044
A19 - LT	10	0.600	9.667	8.825	0.00456	0.123	0.760	0.795	0.474	182.530	153.140
A19 - LT	10	0.545	10.138	9.166	0.00497	0.136	0.935	1.005	0.738	121.899	100.607
A19 - LT	10	0.500	5.325	4.612	0.00260	0.077	0.700	0.770	0.423	106.930	59.688
A19 - LT	10	0.450	5.093	4.299	0.00253	0.079	0.800	0.840	0.528	79.937	42.153
A19 - LT	15	0.667	9.139	8.172	0.00402	0.115	0.500	0.610	0.239	334.833	324.347
A19 - LT	15	0.600	9.664	9.250	0.00479	0.120	0.710	0.825	0.460	197.346	171.775
A19 - LT	15	0.545	10.112	9.319	0.00507	0.137	0.960	0.950	0.716	127.695	102.858
A19 - LT	15	0.500	5.325	4.739	0.00267	0.077	0.750	0.780	0.459	101.235	53.626
A19 - LT	15	0.450	5.093	4.601	0.00271	0.076	0.780	0.870	0.533	84.721	44.126
R2 - ST	10	0.650	1.041	0.717	0.00035	0.063	0.190	0.240	0.036	196.496	224.056
R2 - ST	10	0.600	1.000	0.811	0.00041	0.056	0.230	0.250	0.045	176.259	161.928
R2 - ST	10	0.550	0.958	0.834	0.00044	0.053	0.245	0.255	0.049	166.824	139.900
R2 - ST	10	0.650	1.041	0.696	0.00034	0.064	0.175	0.220	0.030	225.916	260.545
R2 - ST	10	0.600	1.000	0.845	0.00043	0.054	0.200	0.260	0.041	203.073	194.348
R2 - ST	10	0.550	0.958	0.720	0.00039	0.059	0.240	0.225	0.042	166.624	152.149
R2 - ST	10	0.500	0.983	0.748	0.00044	0.060	0.270	0.340	0.072	187.073	101.948
R2 - ST	10	0.450	0.962	0.737	0.00044	0.060	0.300	0.380	0.089	149.057	77.917
R1 - ST	10	0.650	1.041	0.844	0.00041	0.057	0.165	0.270	0.035	236.752	267.105
R1 - ST	10	0.600	1.000	0.912	0.00045	0.053	0.250	0.305	0.060	149.470	132.906
R1 - ST	10	0.550	0.933	0.857	0.00047	0.051	0.270	0.270	0.057	146.910	113.863
R1 - ST	10	0.650	1.041	0.777	0.00038	0.060	0.145	0.245	0.028	273.329	326.798
R1 - ST	10	0.600	1.000	0.911	0.00045	0.053	0.220	0.300	0.052	172.494	163.663
R1 - ST	10	0.550	0.933	0.864	0.00047	0.051	0.255	0.280	0.056	151.222	122.893
R1 - ST	10	0.500	0.983	0.934	0.00053	0.052	0.310	0.420	0.102	165.759	73.755
R1 - ST	10	0.450	0.940	0.880	0.00053	0.052	0.340	0.430	0.115	139.318	58.209
R1/2 - ST	10	0.650	1.041	0.651	0.00031	0.066	0.120	0.175	0.016	387.401	447.767
R1/2 - ST	10	0.600	1.000	0.906	0.00045	0.053	0.230	0.300	0.054	164.089	152.003
R1/2 - ST	10	0.550	0.955	0.883	0.00047	0.051	0.275	0.285	0.062	140.793	110.324
R1/2 - ST	10	0.650	1.041	0.516	0.00025	0.072	0.095	0.160	0.012	424.234	533.696
R1/2 - ST	10	0.600	1.000	0.918	0.00046	0.052	0.225	0.300	0.053	169.957	155.755
R1/2 - ST	10	0.550	0.955	0.870	0.00046	0.052	0.265	0.265	0.055	154.820	123.313
R1/2 - ST	10	0.500	1.005	0.983	0.00054	0.051	0.380	0.420	0.125	142.723	53.389
R1/2 - ST	10	0.450	0.959	0.729	0.00054	0.051	0.410	0.480	0.154	86.042	31.178

Tabella 5.3. Riassunto dei principali dati che descrivono le prove statiche realizzate su reometro a piano inclinato (α : angolo di inclinazione della scatola di rilascio; C_V : concentrazione volumetrica della miscela; M_T : massa totale della miscela; M_D : massa depositata; V_D : volume depositato; h_{GD} : altezza del centro di gravità della miscela all'interno della scatola; L_{max} : massima distanza raggiunta sul piano di deposito; B_{max} : massima dispersione laterale; S_n massima superficie del deposito, σ_{bm} pressione normale media del deposito, τ_{bm} sforzo tangenziale basale medio).

In Figura 5.19 e 5.20 si riportano i grafici che descrivono la forma dei depositi e un indice di mobilità in funzione della concentrazione volumetrica. L'indice di mobilità considerato è il rapporto tra la distanza coperta dalla colata detritica L_{max} e la differenza di quota tra il baricentro della massa movimentata all'inizio e alla fine del moto (h_{GD}). Questo indice rappresenta l'efficienza di trasporto netta del fenomeno gravitativo e fornisce l'ampiezza delle dissipazioni energetiche complessive all'interno (forze frizionali, turbolente e viscosi) e all'esterno del flusso (attriti con il fondo del canale di scorrimento) (D'Agostino *et al.*, 2010). I grafici di Figura 5.21 e 5.22 mostrano, inoltre, le relazioni tra lo sforzo tangenziale basale medio, calcolato per mezzo della procedura sopra descritta (paragrafo 5.2.2), in funzione della pressione normale media dei depositi e della concentrazione volumetrica.

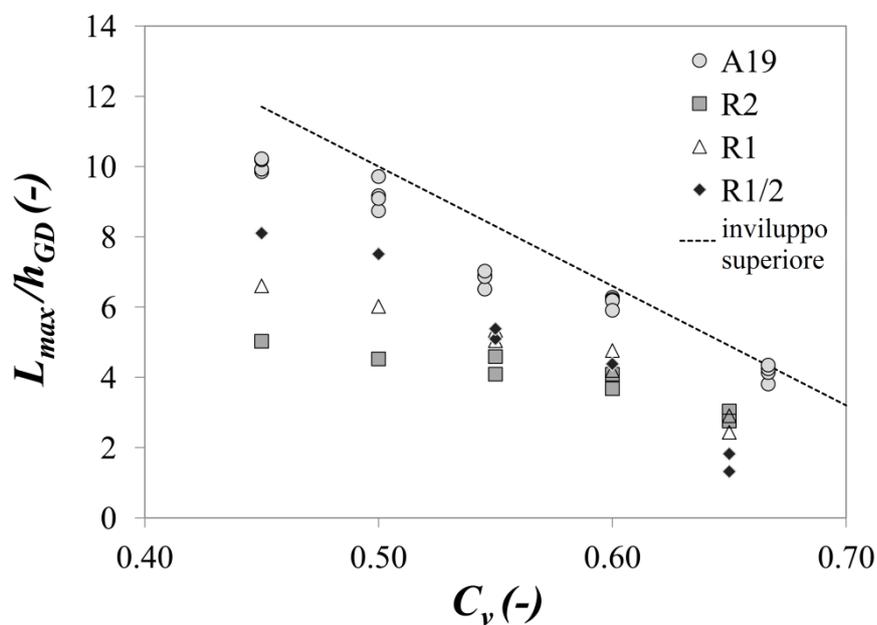


Figura 5.19. Runout L_{max} scalata sull'altezza del baricentro della massa movimentata ad inizio prova (h_{GD}) in funzione della concentrazione volumetrica della miscela C_v .

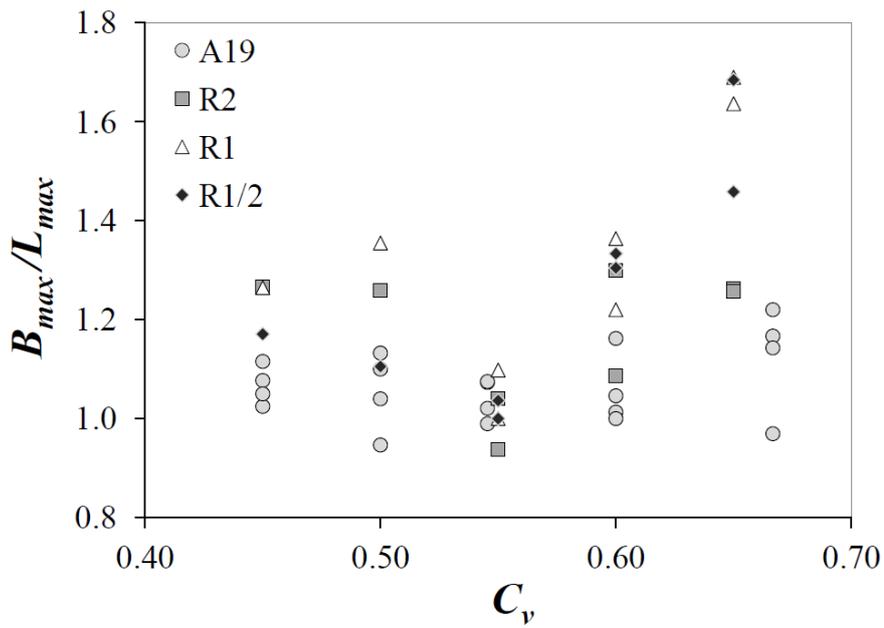


Figura 5.20. Massima dispersione laterale B_{max} scalata sulla lunghezza di runout L_{max} in funzione della concentrazione volumetrica della miscela C_v .

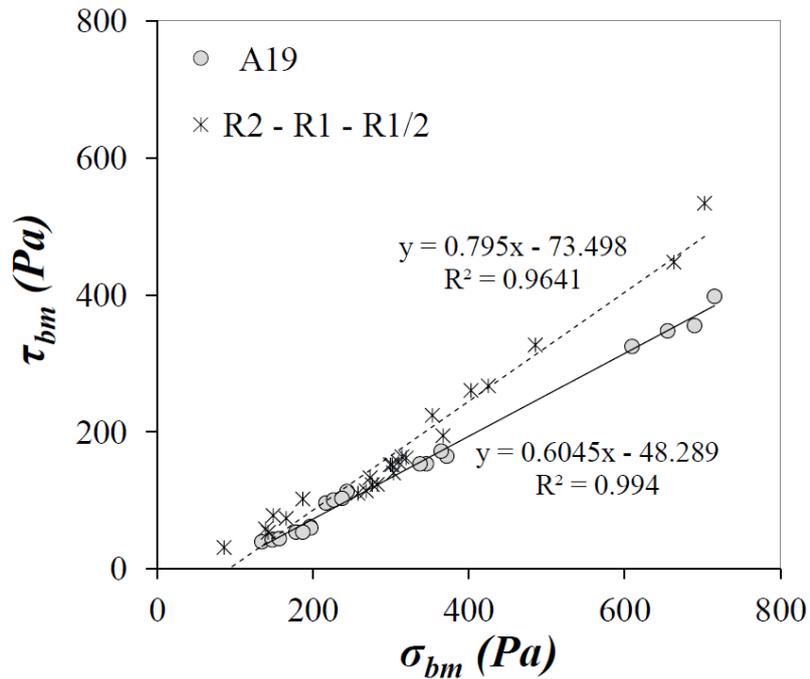


Figura 5.21. Sforzo tangenziale basale medio in funzione della pressione media del deposito per i due materiali analizzati nelle prove statiche su reometro a piano inclinato.

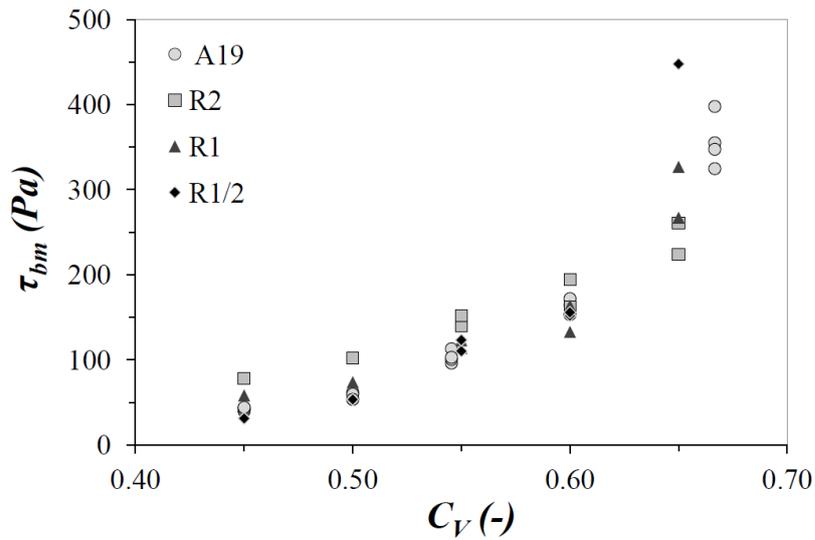


Figura 5.22. Sforzo tangenziale basale medio in funzione della concentrazione volumetrica.

Per quanto riguarda la forma dei depositi, si osserva che il rapporto tra massima dispersione laterale e distanza di arresto (Figura 5.20) si attesta in media su valori prossimi a 1.2 con un tendenziale aumento della dispersione laterale rispetto alla distanza di arresto per concentrazioni volumetriche più alte e per miscele con un contenuto percentuale maggiore di materiale fine (R1 e R1/2). Questo indica che l'aumento di viscosità dovuto alla componente fangosa, generata dalla frazione fine del sedimento, rallenta il movimento della colata in senso longitudinale, favorendo, quindi, la dispersione laterale che in questi casi può raggiungere valori pari a 1.5-1.7 volte L_{max} . Il rapporto di mobilità L_{max}/h_{GD} è un indicatore della mobilità del flusso e di conseguenza degli sforzi basali che si verificano nella fase di deposito della colata. I valori osservati cadono negli intervalli riportati in letteratura (Corominas, 1996), anche se nel nostro caso i valori maggiori, compresi tra 10 e 20, non sono rappresentati a causa dell'elevata dissipazione di energia che caratterizza il comportamento del materiale dolomitico, come già evidenziato da D'Agostino *et al.* (2010).

La linea tratteggiata riportata nel grafico in Figura 5.19 rappresenta l'involuppo superiore del rapporto di mobilità in funzione della concentrazione volumetrica. L'equazione che rappresenta questa retta ($L_{max}/h_{GD}=27-34C_V$) potrebbe risultare utile alla definizione dei valori massimi di distanza di arresto e, quindi, della pericolosità, in bacini dolomitici. Il valore di altezza da inserire nella formula è il dislivello tra area di innesco, solitamente ben evidente nei corsi d'acqua dolomitici, e l'inizio dell'area di deposizione. Il valore del limite superiore di distanza di arresto fornito dall'equazione è assicurato anche dal fatto che i test effettuati non presentano dissipazioni energetiche dovute alla fase di trasporto (assenza del canale), si

può quindi assumere che, nelle prove, tutta l'energia potenziale iniziale sia dissipata nella fase di deposito, cosa che non avviene invece nella realtà dove il tratto di trasporto può essere una causa importante di dissipazione energetica.

Un altro aspetto interessante, evidenziato nei grafici, è il ruolo della componente granulare e della frazione fine del sedimento sulla mobilità della colata detritica. In particolare, per le concentrazioni più basse ($C_V = 0.45-0.50$) si osserva una dipendenza della mobilità al rapporto q tra le componenti granulometriche grossolane (sabbia e ghiaia) e quelle fini (limo e argilla):

$$q = \frac{G+Sa}{c+si} \quad (5.8)$$

Per queste basse concentrazioni si osserva, infatti, che i materiali A19 e R1/2 con q pari a 2.2 e 2.3 sono più mobili rispetto ai materiali R1 e R2 con rapporto q pari a 4.6 e 8.1. Con concentrazioni maggiori si osserva, invece, che l'influenza di q sul rapporto di mobilità diminuisce. Questi risultati confermano le osservazioni effettuate da D'Agostino *et al.* (2010) a seguito di alcune prove in laboratorio in cui la miscela veniva rilasciata dalla sommità di una canaletta lunga 1.80 m.

Dal grafico riguardante lo sforzo tangenziale basale medio in funzione della pressione normale media dei depositi (Figura 5.21) si osserva che i dati si dispongono su due rette a seconda del materiale utilizzato nelle prove: il materiale del rio Acquabona (A19) o quello del rio Rudan (R2, R1 e R1/2). Le linee interpolanti sono del tipo:

$$\tau_{bm} = k_1 \sigma_{bm} - k_2 \quad (5.9)$$

L'equazione 5.9 può essere confrontata con l'equazione di Iverson (1997-a) per il calcolo degli sforzi basali (relazione di Mohr-Coulomb estesa ai debris flow):

$$\tau_b = (\sigma_b - p) \tan \varphi + c \quad (5.10)$$

dove p è la pressione dei pori, c è un coefficiente di coesione effettiva che, secondo Iverson (2005), è trascurabile per debris flow granulari soggetti a grandi deformazioni, σ_b è lo sforzo tangenziale intergranulare e φ è l'angolo di attrito del materiale.

Eguagliando le equazioni 5.9 e 5.10 e considerando nullo lo sforzo tangenziale basale per pressioni pari a zero, si ottiene che

$$\varphi = \arctan(k_1) \quad (5.11)$$

e

$$p_{bm} = \frac{k_2}{\tan\varphi} = \frac{k_2}{k_1} \quad (5.12)$$

dove p_{bm} indica il valore medio della pressione dei pori basale sviluppata durante la fase di deposizione.

Applicando quindi i coefficienti delle rette interpolanti di Figura 5.21 alle equazioni 5.11 e 5.12, si ottiene un valore di 31.15° per l'angolo di attrito del materiale del rio Acquabona e un valore di 38.48° per quello del materiale del rio Rudan. Le pressioni dei pori basali medie risultano, invece, pari a 79.88 Pa per Acquabona e 92.45 Pa per il Rudan. Nel caso in cui venga identificata una retta interpolante per ognuno dei tre campioni di materiale del rio Rudan (R2, R1, R1/2) i valori di angolo di attrito e pressione dei pori calcolati non si discostano di molto dal valore ottenuto dalla retta passante per i punti di tutti e tre i campioni. I valori calcolati indicano che la legge di attrito di Coulomb rappresenta bene la fase di arresto delle colate detritiche simulate in laboratorio. L'angolo di attrito ottenuto dall'applicazione dell'equazione 5.11 ha fornito valori molto alti (generalmente più alti di quelli riportati in letteratura) che però spiegano bene gli elevati angoli di deposizione che si riscontrano nei bacini montani dolomitici (D'Agostino *et al.* 2010). Gli angoli di attrito calcolati si avvicinano molto a quelli misurati in laboratorio per il materiale asciutto (Tabella 5.2) anche se non è comunque possibile avere una corrispondenza diretta a causa della presenza della fase liquida nelle simulazioni su piccola scala.

5.3 Risultati ottenuti nelle prove di trasporto con reometro a piano inclinato

Le prove dinamiche sono state realizzate con lo scopo di studiare il comportamento reologico di miscele composte da acqua e sedimento proveniente dai depositi di una colata detritica reale, e di utilizzare i numeri adimensionali calcolati nella fase di moto della colata e un'analisi delle forme deposizionali per definire quali sono le forze che hanno un ruolo principale nella dissipazione energetica. Successivi test a scala diversa sono stati realizzati a fini modellistici per verificare l'influenza di scala e magnitudo sulla mobilità della colata detritica.

5.3.1 Materiale utilizzato nelle prove per l'analisi del regime di flusso

La parte del lavoro riguardante l'analisi dimensionale è stata realizzata anche in collaborazione con il Dipartimento di Scienze Agro Ambientali e Territoriali dell'Università di Bari (Bettella *et al.*, 2012).

Il materiale utilizzato in questi test proviene dai depositi di colata detritica del torrente Pulsano, corso d'acqua della provincia di Foggia che si estende dal promontorio del Gargano fino alla città di Manfredonia.

Il campione di sedimento prelevato dai depositi di colata detritica del torrente Pulsano è stato suddiviso in quattro sottocampioni setacciati a 4, 5.6, 9.5 e 19 mm. Le granulometrie dei quattro campioni sono riportate in Figura 5.23.

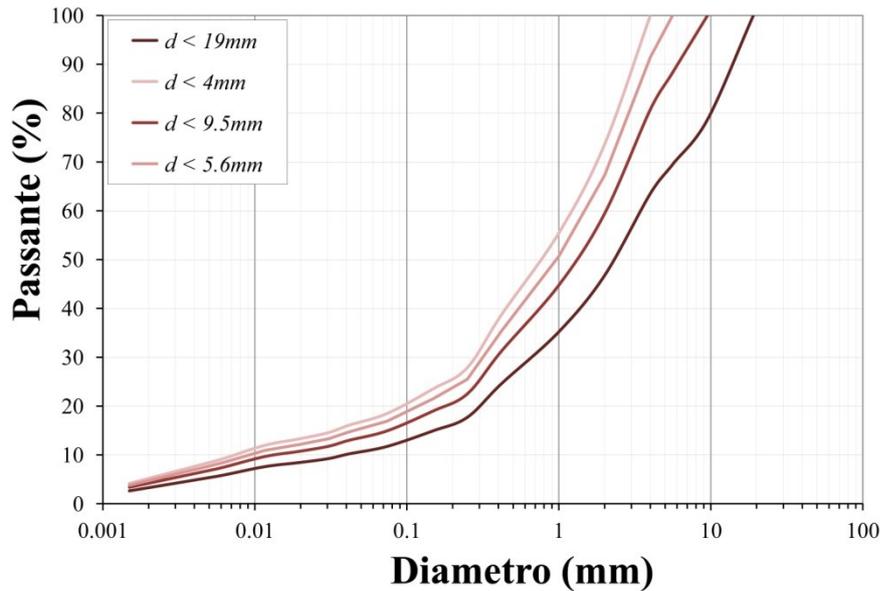


Figura 5.23. Curve granulometriche dei campioni di sedimento utilizzati nelle prove dinamiche con reometro a piano inclinato.

I quattro sottocampioni sono stati miscelati con acqua a concentrazione nota per realizzare le miscele da utilizzare nei test. Otto prove sono state realizzate con un volume totale della miscela costante pari a 4 dm^3 e concentrazioni solido volumetriche comprese tra 0.40 e 0.60. Grazie al rilievo della velocità del fronte della colata detritica simulata sul modello a scala ridotta per mezzo delle fotocellule (Tabella 4.2), è stato possibile calcolare, per le prove realizzate, i valori dei numeri adimensionali che descrivono la relazione tra forze collisionali, frizionali e viscosi durante la fase di moto del debris flow. Queste variabili sono il numero di Bagnold (rapporto tra forze inerziali e forze viscosi, equazione 2.28), il numero di Savage (rapporto tra forze collisionali e forze frizionali, equazione 2.27) e il numero di attrito (rapporto tra forze frizionali e viscosi, equazione 2.32).

Come descritto anche nel paragrafo 2.3, sulla base delle prove di laboratorio condotte da diversi autori, si può considerare che le forze collisionali dominano sulle forze viscosi quando $N_{BAG} > 200$, le forze collisionali dominano su quelle frizionali se $N_{SAV} > 0.1$ e le forze frizionali dominano sulle viscosi per $N_f > 2000$ (Bagnold, 1954; Savage e Hutter, 1989; Iverson, 1997-a). Seguendo le considerazioni di Iverson (1997-b), la densità del fluido interstiziale è stata stimata assumendo che l'intera massa di limo e argilla contribuisse al fluido interstiziale.

5.3.2 *Analisi e discussione dei risultati delle prove di trasporto*

Il grafico in Figura 5.24 mostra la posizione del fronte della colata detritica simulata nella canaletta nei diversi istanti di tempo (le curve sono state realizzate dall'unione dei tempi registrati dalle sei fotocellule disposte al di sopra della canaletta).

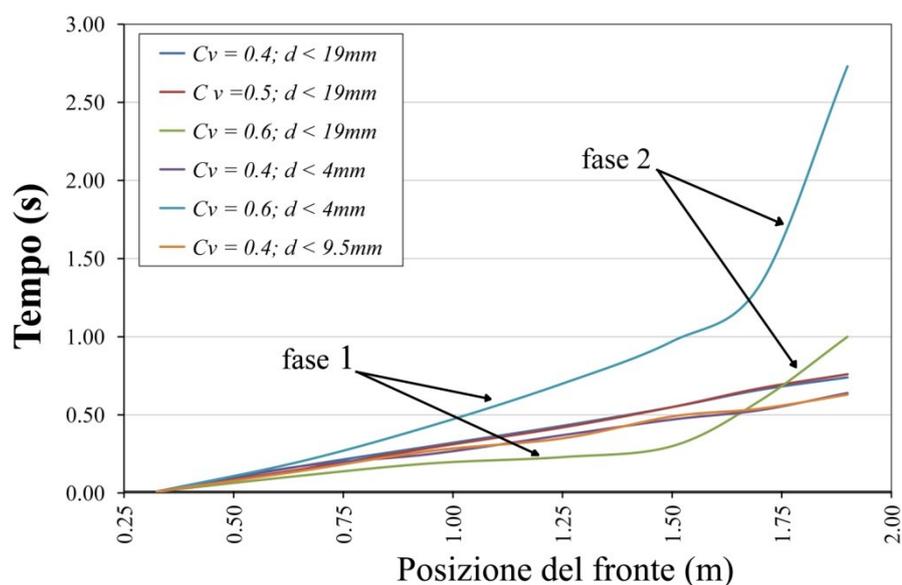


Figura 5.24. *Variazione temporale della posizione del fronte della colata detritica nella canaletta del reometro a piano inclinato; i test con $C_V=0.60$ mostrano due distinte fasi con velocità diversa.*

Le miscele a concentrazione più bassa ($C_V = 0.4-0.5$) mostrano una velocità del fronte pressoché costante, mentre le miscele a concentrazione più alta ($C_V = 0.6$) mostrano un rallentamento del flusso nella parte terminale della canaletta, indicando il passaggio ad un diverso regime di flusso. Questo ci ha permesso di identificare per questi test due fasi (fase 1 e 2 di Figura 5.24) in cui la velocità può considerarsi pressoché costante e all'interno delle quali il regime di flusso rimane invariato.

Il valore dei numeri adimensionali sopradescritti è stato calcolato per le prove realizzate e per le fasi in cui si è osservata una velocità costante. Come diametro caratteristico dei sedimenti si è considerato il D_{90} , mentre il gradiente di velocità è stato calcolato come rapporto tra velocità media del fronte e il massimo spessore registrato nella canaletta. La viscosità è stata calcolata ricorrendo alla formula di Einstein (1906):

$$\mu = 1 + B'(Si + C) \quad (5.13)$$

dove S_{i+C} (limo più argilla) è la frazione fine del sedimento ($d < 0.02$ mm) e la costante B' è la viscosità intrinseca (coefficiente di Einstein pari a 4, calcolato in base al peso specifico della miscela). In Tabella 5.4 si riportano i dati ottenuti da questa analisi dei test di laboratorio.

D_{max} (cm)	0.40	0.40	1.90	1.90	1.90	0.95
C_v	0.40	0.60	0.40	0.50	0.60	0.40
D_{90} (cm)	0.30	0.30	1.40	1.40	1.40	0.70
h (cm)	3.90	1.60	3.90	2.10	1.80	3.50
V_1 (cm/s)	2.64	1.24	2.50	2.22	3.35	2.71
V_2 (cm/s)	2.64	0.14	2.5	2.22	0.49	2.71
γ_1 (1/s)	0.68	0.78	0.64	1.06	1.86	0.77
γ_2 (1/s)	0.68	0.09	0.64	1.06	0.27	0.77
ϕ	0.15	0.15	0.08	0.08	0.08	0.10
$C_{v_{fine}}$	0.06	0.09	0.03	0.04	0.05	0.04
μ (Pa s)	0.0012	0.0014	0.0011	0.0012	0.0012	0.0012
ρ_s (g/cm ³)	1.45	1.45	1.45	1.45	1.45	1.45

Tabella 5.4. Dataset ottenuto dall'elaborazione dei risultati delle prove di trasporto su reometro a piano inclinato.

Il grafico in Figura 5.25 riporta i valori del numero di Bagnold in funzione del numero di Savage per i test di laboratorio realizzati. Linee tratteggiate sono state tracciate per evidenziare i valori soglia trovati in letteratura per il passaggio da un regime di flusso ad un altro. In Figura 5.26 si riporta, invece, il grafico del numero di Bagnold in funzione del numero di attrito.

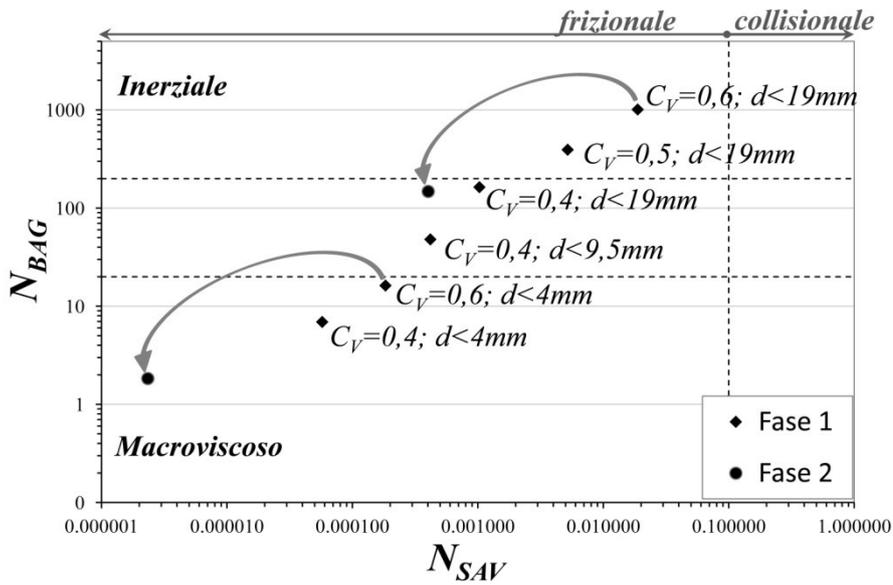


Figura 5.25. Numero di Bagnold in funzione del numero di Savage (la freccia indica il passaggio dalla prima alla seconda fase nei test con $C_V=0.6$).

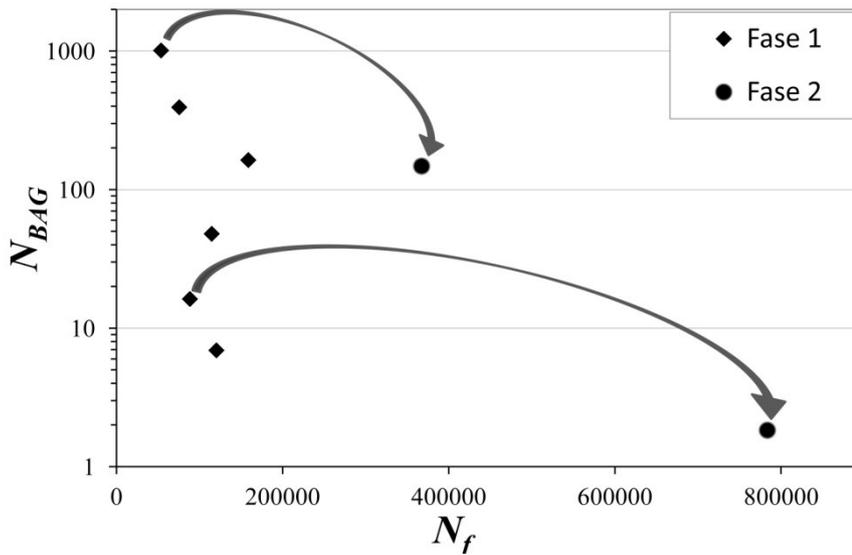


Figura 5.26. Numero di Bagnold in funzione del numero di attrito (la freccia indica il passaggio dalla prima alla seconda fase nei test con $C_V=0.6$).

I dati sperimentali mostrano che per le miscele con $C_V \leq 0.5$ i numeri adimensionali sono costanti, il flusso è in equilibrio ed è guidato da un regime inerziale in cui le collisioni tra le particelle giocano il ruolo più importante nella dissipazione di energia. Le miscele con $C_V = 0.6$ mostrano invece una diminuzione del numero di Bagnold di un ordine di grandezza (da 1623 a 183 nella prova con $d < 0.4$ mm e da 100987 a 14771 nella prova con $d < 19$ mm) e

un aumento del numero di attrito. La miscela a $C_V = 0.6$ e diametro dei sedimenti inferiore a 0.4 mm mostra inoltre un passaggio di regime di flusso, passando dal comportamento inerziale a quello intermedio-viscoso (Figura 5.25).

Infine, si riportano i contorni delle forme di deposito osservate alla fine delle prove dinamiche in Figura 5.27 e le loro dimensioni caratteristiche (Tabella 5.5)

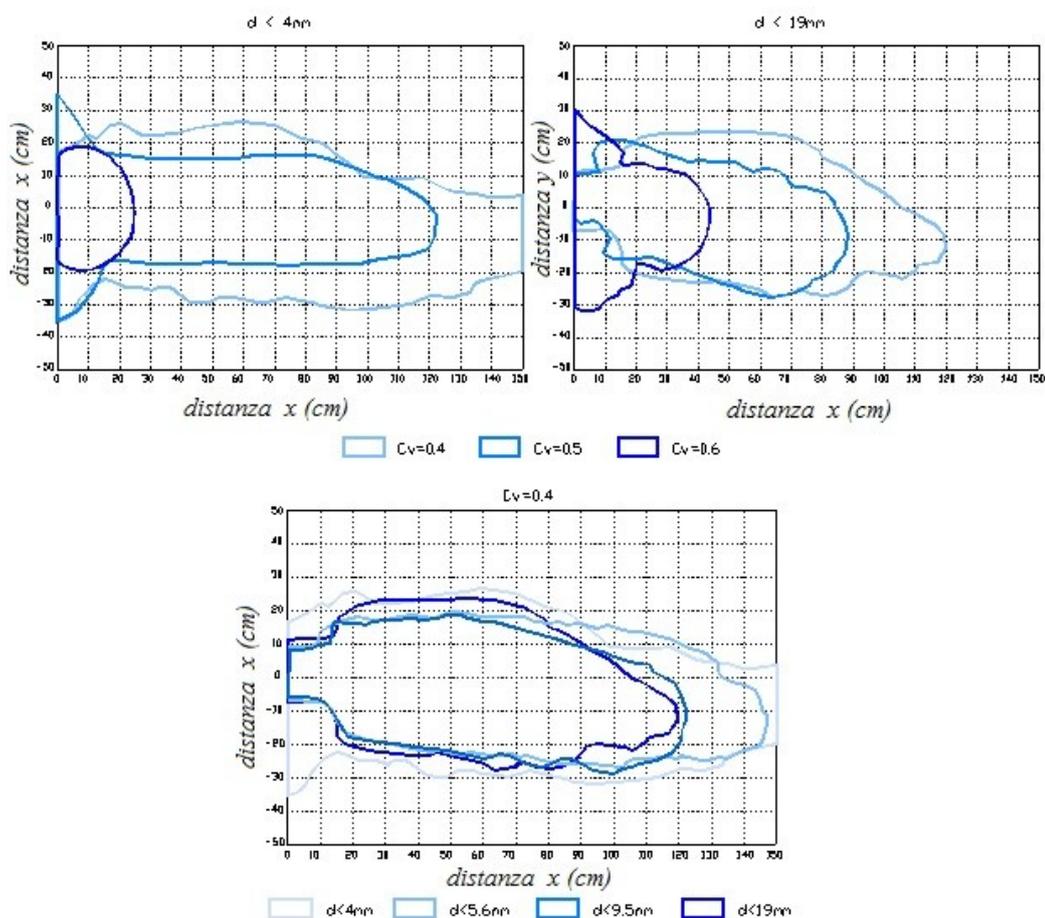


Figura 5.27. Forme di deposito osservate sul piano di deposito del reometro a piano inclinato alla fine delle prove dinamiche.

d_{max} (mm)	C_V	Distanza di arresto R (cm)	Massima dispersione laterale B (cm)	Area deposito (m ²)	B/R	N_f
19	0.60	43.5	32.5	0.15	0.75	3673
	0.50	87.0	39.0	0.29	0.45	756
	0.40	120.0	48.0	0.42	0.40	1587
10	0.40	122.0	42.0	0.44	0.34	1147
6	0.40	147.0	42.0	0.58	0.29	-
4	0.60	25.0	39.0	0.03	1.56	7835
	0.50	122.0	33.5	0.40	0.27	-
	0.40	151.5	50.0	0.53	0.33	1203

Tabella 5.5. Grandezze caratteristiche delle forme de posizionali osservate.

I risultati sopradescritti mostrano una differenza di comportamento tra le miscele a bassa concentrazione ($C_V = 0.4 - 0.5$) e quelle a concentrazione più elevata ($C_V = 0.6$). Nel primo caso si osserva una velocità e un regime costanti lungo tutto il moto in canaletta, mentre nelle seconde si osserva un cambiamento di regime evidenziato da un brusco rallentamento del fronte della colata verso la fine della canaletta. In queste ultime prove si osservano quindi due fasi con velocità pressoché costante (fase 1 e fase 2 di Figura 5.24).

Si ritiene opportuno evidenziare che i numeri adimensionali di Bagnold, Savage e di attrito calcolati per la fase di moto del flusso sono confrontabili con quelli delle altre prove a concentrazione minore, e quindi non predicano il cambiamento nel regime di flusso che si è osservato alle concentrazioni maggiori. Il rallentamento è probabilmente dovuto ad un aumento nella concentrazione volumetrica di sedimento nel fronte della colata generato da un accumulo della frazione solida in questa parte del flusso durante la fase di moto. Il fenomeno è causato da un aumento degli sforzi frizionali (evidenziati anche dai valori raggiunti dal numero di attrito) che hanno permesso un rallentamento del flusso anche in assenza di un cambio di pendenza. Questo fenomeno si è osservato solo per i test a concentrazione maggiore, per cui si può dedurre che esiste una soglia di concentrazione volumetrica che provoca un aumento dell'angolo di attrito dinamico maggiore di 20° (pendenza della canaletta). Alle basse concentrazioni, invece, il flusso nel canale resta in equilibrio in quanto la maggior percentuale in frazione liquida inibisce la formazione di un *plug* più solido nel fronte. In questi casi, solo un cambio di pendenza può arrestare il flusso o variare il suo regime.

L'analisi delle forme deposizionali mostra che le distanze di arresto diminuiscono all'aumentare della concentrazione volumetrica e la diminuzione è più sensibile quando la

percentuale di componente fine è maggiore. Infatti, le miscele con materiale con diametro massimo delle particelle pari a 19 mm mostra una riduzione del 63.7% passando da $C_V=0.6$ a $C_V=0.4$. Mentre le miscele realizzate con sedimento con diametro massimo pari a 4 mm mostrano una riduzione della distanza di arresto del 83.5% passando da $C_V=0.6$ a $C_V=0.4$. Per valori di concentrazione costanti e più bassi ($C_V=0.4$), si osserva invece una riduzione della distanza di arresto con l'aumento della dimensione delle particelle di sedimento (e quindi con una riduzione della percentuale di materiale fine presente nella miscela), fino a un valore limite di diametro pari a 9.5 mm.

La dispersione laterale generalmente diminuisce all'aumento della concentrazione e lo stesso avviene per il rapporto tra dispersione laterale e distanza di arresto. D'altro canto l'effetto del diametro delle particelle su questo rapporto non è ancora chiaro a causa del limitato numero di dati.

Il regime di flusso nella fase di moto della colata all'interno della canaletta, che è stato valutato per mezzo dei numeri adimensionali, sembra fornire un'interpretazione della geometria dei depositi altrimenti non spiegabile attraverso le variazioni della concentrazione volumetrica e della granulometria dei sedimenti. Infatti, i dati mostrano che le miscele dominate da un regime di tipo inerziale sono caratterizzate da depositi di forma allungata, in cui il moto del flusso sulla piana di calcolo è confinato dalla formazione di argini laterali (*levees*). Le miscele con regime intermedio (viscoso-inerziale), a causa dell'aumento delle forze viscosive, sono caratterizzate da una dispersione laterale maggiore che comincia a svilupparsi non appena il flusso fuoriesce dal canale, causando una notevole diminuzione della distanza di arresto.

Anche il numero di attrito mostra una relazione con la forma assunta dal deposito: bassi valori del numero di attrito generano depositi caratterizzati da un rapporto tra dispersione laterale e distanza di arresto basso, inferiore a 0.45 (depositi allungati e confinati lateralmente), mentre alti valori del numero di attrito generano depositi più compatti e con una forma più circolare (rapporto tra dispersione laterale e distanza di arresto maggiore di 0.75).

5.3.3 Analisi e discussione dei risultati delle prove sull'analisi dell'effetto di scala

Le indagini a piccola scala, per l'analisi dell'effetto scala, si compongono di prove dinamiche su reometro a piano inclinato eseguite a tre differenti scale geometriche. Le dimensioni della canaletta originale sono state scalate di 0.5 e 0.7 volte, ottenendo così tre reometri diversi (dimensione originaria di riferimento: lunghezza 180 cm, larghezza 15 cm). Anche la scatola di rilascio è stata scalata allo stesso modo della canaletta, mentre i volumi utilizzati nelle prove sono stati scalati avvalendosi della similitudine di Froude.

Il materiale utilizzato è quello proveniente dai depositi di colata detritica del torrente Rotolon (granulometria in Figura 5.1). Anche la granulometria del sedimento utilizzato nelle prove è stata scalata allo stesso modo delle dimensioni della canaletta. Le prove per le tre diverse scale sono state quindi realizzate con materiale setacciato a 19 mm (scala 1), a 13.2 mm (scala 0.7) e a 9.5 mm (scala 0.5). Per ogni scala sono stati realizzati tre test a concentrazione volumetrica nota pari a 0.550, 0.575 e 0.600.

I risultati ottenuti da questa indagine mostrano che la scala di amplificazione ha una grande influenza sulla mobilità del materiale. La mobilità è stata rappresentata utilizzando il rapporto tra distanza orizzontale totale percorsa dalla colata L e dislivello H (differenza di quota tra il baricentro della massa movimentata all'inizio e alla fine del moto), un indice spesso utilizzato in letteratura per la caratterizzazione della mobilità di colate detritiche reali (D'Agostino *et al.*, 2010) (indice di mobilità già considerato nel paragrafo 5.2.3). Il grafico in Figura 5.28 mostra come la scala di amplificazione abbia un'influenza maggiore rispetto alla concentrazione volumetrica delle miscele testate.

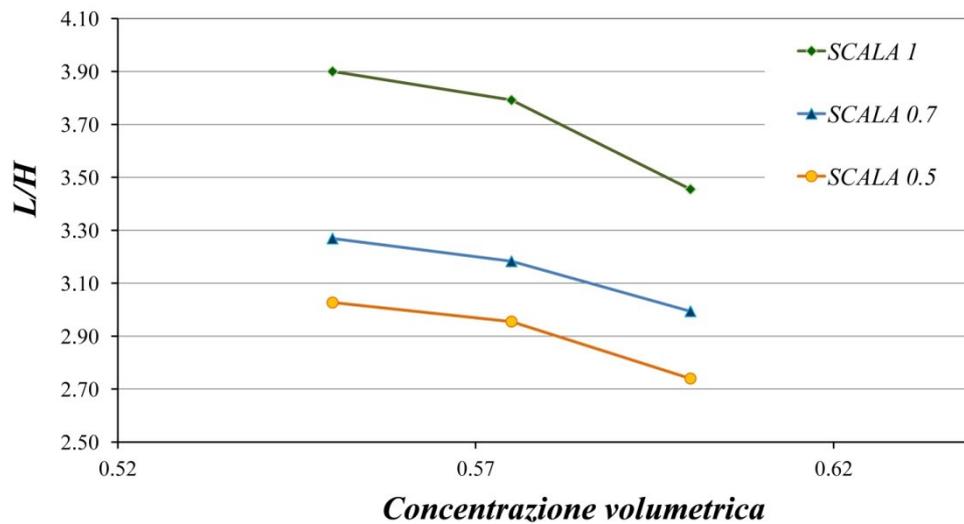


Figura 5.28. Mobilità (espressa dal rapporto L/H) delle miscele testate in laboratorio in funzione della concentrazione volumetrica e della scala di amplificazione utilizzata.

I risultati dei test mostrano, inoltre, una relazione esponenziale tra il volume della colata detritica simulata M e la distanza percorsa L . Il grafico in Figura 5.29 riassume il confronto tra l'interpolazione dei dati di laboratorio e le equazioni empiriche proposte da Rickenmann (1999, eq. 5.14) e Lorente *et al.* (2003, eq. 5.15) realizzate interpolando i dati di eventi reali raccolti rispettivamente nell'arco alpino e su bacini montani dei Pirenei. Le due equazioni sono rispettivamente:

$$L = 30(MH)^{0.25} \quad (5.14)$$

$$L = 7.13(MH)^{0.271} \quad (5.15)$$

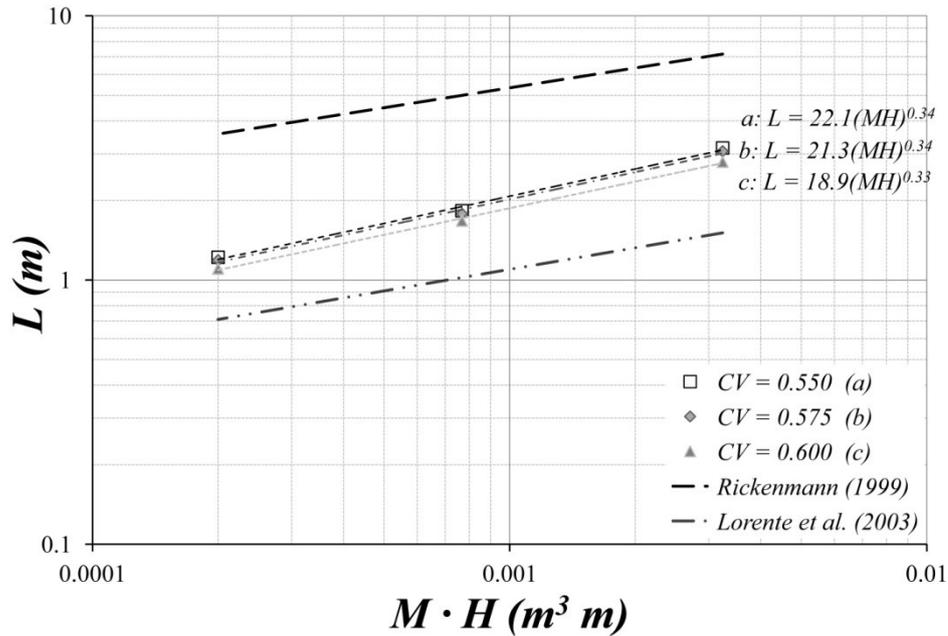


Figura 5.29. Distanza percorsa dalla colata detritica osservata in laboratorio in funzione dell'energia potenziale disponibile ($M \cdot H$). I dati di laboratorio sono confrontati con le relazioni empiriche di Rickenmann (eq. 5.14) e di Lorente et al. (eq. 5.15).

L'esponente delle curve interpolanti si attesta su un valore prossimo a 0.34. Questo valore è leggermente maggiore rispetto alle equazioni empiriche trovate in letteratura; ciò sembra essere dovuto al piccolo intervallo di volumi analizzati in laboratorio. L'esponente teorico individuato da Rickenmann (1999) imponendo la validità dalla similitudine di Froude, è uguale a 0.25, ma l'equazione identificata da Lorente *et al.* e le nostre indagini di laboratorio mostrano che l'esponente può aumentare, anche se di poco, con una diminuzione della magnitudo degli eventi considerati. Il fenomeno è probabilmente dovuto a un fattore di scala che non è considerato dalla similitudine di Froude, come la mancata conservazione del numero di Reynolds.

Il grafico in Figura 5.29 mostra inoltre che la concentrazione volumetrica si conferma comunque un importante parametro nella determinazione della mobilità della colata detritica, come osservato anche nelle prove di trasporto realizzate per l'analisi del regime di flusso e già descritte nel paragrafo 5.3.2.

6 DALLE INDAGINI DI LABORATORIO ALLA MODELLAZIONE NUMERICA: PROPOSTE PER LA CALIBRAZIONE DEI PARAMETRI REOLOGICI

I modelli utilizzati e confrontati in questo lavoro sono due modelli bidimensionali monofasici a fondo fisso: FLO-2D (O'Brien *et al.*, 1993) e RAMMS (Christen *et al.*, 2010). L'obiettivo di questa parte della ricerca è definire delle procedure per la calibrazione dei parametri reologici nella modellazione numerica in particolar modo trovando una relazione tra i dati ottenuti in laboratorio e i parametri dei modelli numerici.

La strumentazione di laboratorio, tra quelle utilizzate, che è stata ritenuta più adatta a questo scopo è il reometro a piano inclinato. Si è preferita questa strumentazione, rispetto al rotoviscosimetro, perché permette la simulazione e la misura di grandezze più rappresentative dell'intera dinamica di una colata detritica a differenza del reometro Brookfield che permette di fare considerazioni sulle sole forze coesive e frizionali in gioco nella componente matriciale.

Purtroppo, l'obiettivo prefissato è stato difficilmente perseguibile avvalendosi del modello RAMMS in quanto non si è trovata una relazione tra i parametri misurati in laboratorio e i parametri di calibrazione. Inoltre, diverse difficoltà si sono riscontrate nella modellazione a piccola scala (modellazione dei test di laboratorio) perché il modello presentava problemi di conservazione della massa dovuta alla dimensione centimetrica delle celle non prevista nel codice di calcolo e, soprattutto, problemi di instabilità numerica causati dalle elevate differenze tra le quote delle celle che descrivono la canaletta e quelle relative alle sponde.

Questo ha spinto il lavoro di ricerca a utilizzare FLO-2D per il perseguimento dell'obiettivo presentato. Si è ritenuto opportuno non abbandonare la modellazione numerica con RAMMS che è stato comunque utilizzato per un confronto su cinque casi di studio reali (Capitolo 7).

La ricerca di una procedura per la calibrazione dei parametri reologici del modello ha quindi portato a percorrere strade diverse che prevedono l'utilizzo o meno degli strumenti di laboratorio visti nei capitoli precedenti. Le procedure individuate sono due:

- la prima si basa su prove dinamiche condotte su reometro a piano inclinato (paragrafo 6.1) e la sua valutazione è stata realizzata in concomitanza al lavoro di confronto tra FLO-2D e RAMMS (Capitolo 7);
- la seconda, invece, non si basa direttamente su indagini di laboratorio, ma utilizza la relazione tra magnitudo dell'evento e mobilità già descritta in letteratura (Rickenmann, 1999; Lorente *et al.*, 2003) e un indice reologico realizzato *ad hoc* (paragrafo 6.2).

6.1 Calibrazione numerica della reologia a piccola scala (reometro a piano inclinato)

La metodologia presentata di seguito prevede la calibrazione numerica dei parametri reologici utilizzati in FLO-2D attraverso l'utilizzo dei risultati di prove di laboratorio condotte su piano inclinato. Questa metodologia, già presentata da D'Agostino e Cesca (2009-b) in un rapporto tecnico redatto per la Provincia Autonoma di Bolzano, in questo studio viene ripresa, approfondita e, infine, valutata mediante la sua applicazione a cinque casi studio reali descritti nel Capitolo 7.

La metodologia si basa fondamentalmente su un confronto fra prove di trasporto su piano inclinato (descrizione dell'apparato strumentale nel paragrafo 4.1.2) e la modellazione delle stesse mediante FLO-2D utilizzando differenti set di parametri di calibrazione. Il parametro che si è deciso di utilizzare per il confronto tra modellazioni di laboratorio e simulazioni in FLO-2D è la distanza di arresto (confronto fra distanza di arresto osservata in laboratorio, misurata sul piano di deposizione, e distanza di arresto osservata nei risultati delle modellazioni in FLO-2D delle prove sperimentali), poiché è uno dei parametri maggiormente influenzati dalle caratteristiche reologiche del materiale ed è una grandezza facilmente misurabile sia in laboratorio sia nell'analisi dei risultati della modellazione numerica. In definitiva, la reologia migliore per la modellazione in FLO-2D del materiale testato in laboratorio è quella che minimizza il valore assoluto degli scarti tra distanza di arresto osservata in laboratorio e quella simulata in FLO-2D.

Pertanto le fasi principali del metodo di calibrazione proposto sono tre: la realizzazione dei test di laboratorio con materiale detritico proveniente dalle colate detritiche da caratterizzare dal punto di vista reologico, la modellazione dei test mediante l'utilizzo di FLO-2D con un ampio set di parametri reologici di calibrazione noti, il confronto tra le distanze di arresto osservate in laboratorio e quelle osservate nelle modellazioni numeriche.

Nei sottoparagrafi che seguono, si riporta una descrizione delle tre fasi e dei risultati ottenuti nella verifica del metodo su cinque casi studio reali particolarmente significativi.

I casi studio selezionati per l'applicazione e la verifica di questo metodo sono cinque colate detritiche verificatesi nelle Alpi e Prealpi Orientali. Questi eventi di colata detritica sono ben documentati ed eterogenei tra loro per volumetrie in gioco, caratteristiche geolitologiche e topografiche (presenza o meno di un conoide e di opere di trattenuta). L'eterogeneità è stata ricercata in modo da verificare l'applicabilità della metodologia ad un ampio intervallo di casistiche.

Di seguito si riportano le principali caratteristiche dei bacini e delle colate detritiche che li hanno interessati, mentre un riassunto schematico delle caratteristiche principali dei bacini è riportato in APPENDICE.

Il rio Gadria (Silandro, BZ) è un corso d'acqua della Val Venosta, affluente sinistro del fiume Adige. È un bacino montano di piccole dimensioni (circa 6 km² di superficie) che, con la sua attività, ha generato uno dei più grandi conoidi d'Europa. Il bacino è caratterizzato da un substrato metamorfico (prevalenza di micascisti e filladi quarzifere), facilmente erodibile, da cui si è originata un'elevata quantità di aree sorgenti di sedimento, che assicurano una disponibilità di detrito illimitata. In apice al conoide, in confluenza tra il rio Gadria e il suo principale affluente, il rio Strimo, è stata costruita una briglia filtrante in grado di trattenere circa 40000 m³ di detriti. È un bacino molto attivo in cui si verificano colate detritiche di tipo intermedio-fangoso in media ogni 2 anni. L'evento considerato in questo studio è quello verificatosi il 12 luglio 2010, che ha visto mobilizzarsi in totale circa 35000 m³ di sedimento, suddivisi in due eventi, uno proveniente dal rio Gadria (circa 20000 m³) seguito immediatamente da un evento di colata del rio Strimo (circa 15000 m³).

Il bacino idrografico del torrente Rotolon (Recoaro Terme, VI) rappresenta il sottobacino di testata del bacino del torrente Agno. Il corso d'acqua è assai pendente e possiede caratteristiche di tratto inciso condizionato da frane e colate detritiche. Le caratteristiche litologiche dominanti sono di origine sedimentaria, il materiale movimentato è rappresentato principalmente da rocce terrigene (Formazioni di Werfen e Calcarea di Recoaro) e detrito calcarea Dolomitico.

Il torrente Rotolon drena una superficie di 4.83 km², il collettore principale ha una lunghezza pari a 3.30 km e una pendenza media di circa 17 %. Il 2 maggio 2009 in seguito a fenomeni di scioglimento nivale e forti piogge primaverili il corso d'acqua ha provocato un evento di colata detritica della volumetria di circa 50000 m³.

Il rio Dosson è un affluente laterale del Sarca di val Genova (Trentino occidentale, Adamello Presanella), di modeste dimensioni (1.7 km²), caratterizzato da un substrato granitico, da pendenze importanti in particolare nella zona di valle del bacino e da una disponibilità illimitata di sedimento garantita dalle morene glaciali nella parte sommitale. Il bacino è localizzato in una zona di esclusivo interesse turistico ed il conoide è interessato esclusivamente da una strada a circolazione controllata e limitata. Il rio Dosson dà luogo episodicamente a colate di tipo granulare di modeste dimensioni, l'ultima delle quali, l'11 luglio del 2010, ha avuto una magnitudo stimata di circa 11000 m³.

Il rio Val Molinara e il rio Val del Lago (Pinè, TN) afferiscono a due piccoli bacini contigui ($< 1 \text{ km}^2$), caratterizzati da densa copertura forestale, substrato porfirico alterato e da una disponibilità limitata di sedimento (Bovis e Jakob, 1999). Sul conoide del rio val del Lago era stata costruita una briglia filtrante alla fine degli anni '90, mentre nessuna opera di difesa era stata eretta a difesa dell'abitato di Campolongo, sul conoide del rio val Molinara. Non vi è memoria storica di eventi di colata detritica su questi bacini. Il 15 agosto 2010, in seguito ad un evento meteorico particolarmente intenso, si sono verificate due colate detritiche a dominanza granulare ma con una presenza comunque abbondante di sedimenti fini (colata definita di tipo intermedio-granulare in Tab.1). Le volumetrie depositate nel tratto terminale sono state stimate pari a 7000 m^3 per il rio Val del Lago, quantità totalmente trattenuta dalla briglia filtrante, e pari a 55000 m^3 per il rio val Molinara, che invece ha interessato integralmente l'abitato di Campolongo, arrecando danni ma non vittime.

I principali parametri morfometrici delle aree di studio e le caratteristiche delle colate detritiche che li hanno interessati sono riassunti in Tabella 6.1.

<i>Corso d'acqua</i>	Gadria	Rotolon	Dosson	Val Molinara	Val del Lago
<i>Superficie (km²)</i>	6.0	4.8	1.7	0.9	0.4
<i>Quota minima (m s.l.m.)</i>	1393	592	1620	1065	1024
<i>Quota massima (m s.l.m.)</i>	2944	1930	3224	1951	1722
<i>Pendenza media del collettore (%)</i>	37	17	49	23	22
<i>Substrato - litologia</i>	Metamorfico (prevalenza di micascisti e filladi)	Sedimentario (Formazioni di Werfen, calcari terrigeni)	Granitico	Porfirico alterato	Porfirico alterato
<i>Data dell'evento</i>	12 luglio 2010	2 maggio 2009	11 luglio 2010	15 agosto 2010	15 agosto 2010
<i>Tipo di colata detritica</i>	Intermedio - fangoso	Detritico - fangoso (intermedio - viscoso)	Granulare	Intermedio - granulare	Intermedio - granulare
<i>Magnitudo stimata (m³)</i>	35000	50000	11000	55000	7000

Tabella 6.1. Parametri morfometrici dei bacini idrografici dei corsi d'acqua montani presi in considerazione in questo studio.

6.1.1 Prove di trasporto su piano inclinato

Si è ritenuto opportuno presentare questa serie di prove di laboratorio all'interno di questo capitolo, separandole quindi dai risultati ottenuti dalla serie di prove analoghe descritte nel paragrafo 5.3 (realizzate con materiale del torrente Pulsano), perché i test di seguito presentati sono stati realizzati con lo scopo di effettuare una calibrazione dei parametri reologici in FLO-2D e non un'analisi più ampia dei regimi di flusso.

Le prove di trasporto presentate in questo paragrafo si basano anche sui risultati di Michelini (2011) per il rio Dosson e Reginato (2011) per i rii Val Molinara e Val del Lago.

Come descritto in precedenza, le prove di trasporto sono state realizzate con materiale proveniente dai depositi di colata detritica dei cinque casi studio presentati. Dal punto di vista reologico, le colate detritiche dei rii Val Molinara e Val del Lago sono state considerate analoghe, perché le caratteristiche geolitologiche del materiale detritico dei due corsi d'acqua sono le stesse. I due bacini sono, infatti, adiacenti e occupando lo stesso versante del Dosso di Costalta (come evidenziato in APPENDICE). Pertanto i test di laboratorio sono stati realizzati sul solo materiale del rio Val Molinara e in seguito applicati anche al rio Val del Lago.

Le miscele acqua-sedimento utilizzate nei test sono state realizzate utilizzando i campioni di materiale solido, setacciato a 19 mm, prelevati dai depositi di colata detritica sopraccitati. Per ogni campione sono stati realizzati sei test (concentrazioni volumetriche da 0.40 a 0.65 incrementate con passo di 0.05). Per alcuni materiali i test a concentrazione pari a 0.65 non sono riportati in quanto l'elevata viscosità della miscela arrestava il moto del flusso all'interno della canaletta non permettendo la misurazione di una distanza di arresto nella piana di deposito. Il volume totale delle miscele utilizzate nelle prove è pari a 4 dm³.

Le strumentazioni utilizzate e le procedure di realizzazione delle prove di trasporto su piano inclinato sono quelle descritte nel paragrafo 4.1.2.

Le distanze di arresto misurate al termine dei test di trasporto sono riportate in Tabella 6.2.

Concentrazione volumetrica	Distanza di arresto (cm)			
	<i>torrente Rotolon</i>	<i>torrente Gadria</i>	<i>rio Dosson</i>	<i>rio Val Molinara</i>
0.65	22	-	6	-
0.60	83	23.5	27	44
0.55	128	52	30	72
0.50	143	64	72	86
0.45	135	82	75	106
0.40	144	98	92	132

Tabella 6.2. Valori della distanza di arresto misurata al termine delle prove di trasporto su piano inclinato.

I dati mostrano come le distanze di arresto diminuiscano al crescere della concentrazione volumetrica. Questo è dovuto ad un incremento delle forze coesive interne alla miscela che fanno sì che siano necessari sforzi tangenziali sempre più alti per mantenere in moto il fluido mano a mano che il rapporto tra frazione solida e frazione liquida aumenta, come verificato anche nei test su rotoviscosimetro (paragrafo 5.1).

Il rapporto tra la distanza totale percorsa dalla colata detritica L e il dislivello coperto H rappresenta l'efficienza di trasporto netta del fenomeno gravitativo e fornisce l'ampiezza delle dissipazioni energetiche complessive all'interno (forze frizionali, turbolente e viscosi) e all'esterno del flusso (attriti con il fondo del canale di scorrimento) (D'Agostino *et al.*, 2010). Secondo diversi autori il rapporto L/H ricade generalmente in un intervallo compreso tra 2 e 20 (Corominas, 1996; Iverson, 1997-a). Per caratterizzare la mobilità del materiale utilizzato nelle prove di laboratorio anche questo importante parametro è stato calcolato e il suo andamento in funzione della concentrazione volumetrica è riportato in Figura 6.1.

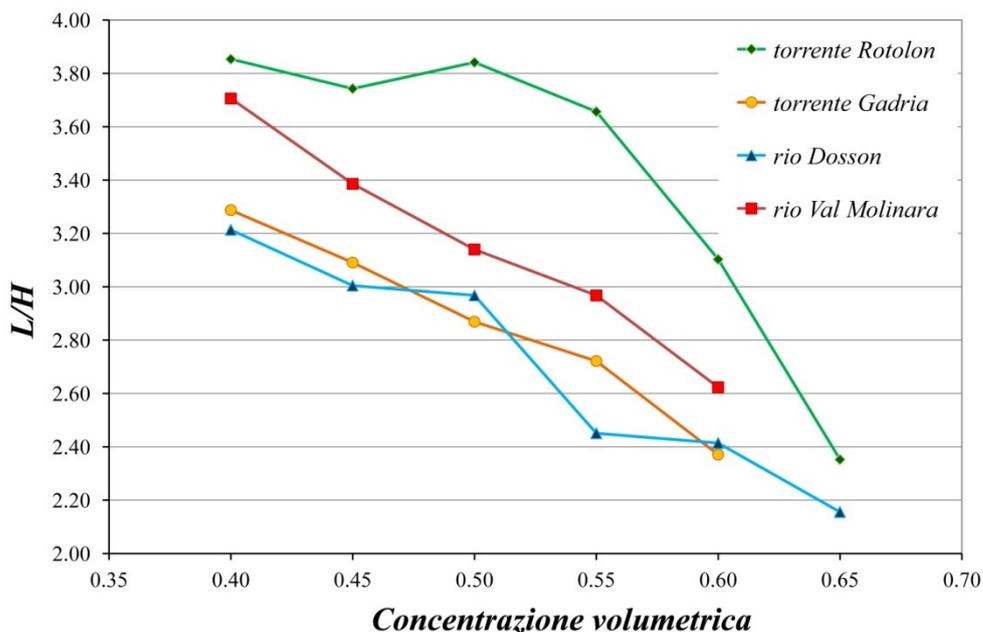


Figura 6.1. Rapporto tra distanza totale percorsa dal flusso e dislivello

Il grafico mostra come la mobilità diminuisca all'aumentare della concentrazione volumetrica a causa dell'aumento delle forze coesive, analogamente alle distanze di arresto. Il materiale del torrente Rotolon è il più mobile tra quelli testati, ma è anche quello che risente maggiormente dell'effetto della concentrazione volumetrica; per la concentrazione volumetrica maggiore, infatti, la mobilità della miscela realizzata con materiale del Rotolon raggiunge valori comparabili a quelle degli altri materiali. Mobilità intermedie sono state registrate per il rio Val Molinara, mentre il torrente Gadria e il rio Dosson evidenziano i coefficienti di mobilità inferiori e con valori comparabili tra loro.

Il rapporto L/H per le prove di laboratorio realizzate varia tra 2.15 e 3.85 collocandosi all'interno dell'intervallo di valori riscontrati in letteratura; i valori di laboratorio si attestano comunque tra i valori minimi osservati in campo e questo è probabilmente dovuto ai bassi volumi in gioco nella scala di laboratorio. Iverson (1997-a), in un'analisi di alcuni debris flow con volume variabile da 10 (esperimenti condotti nella canaletta artificiale del USGS) a 10^9 m³ (colata detritica verificatasi sul Mount Rainier, Osceola), identifica infatti un trend crescente del rapporto L/H all'aumentare della magnitudo dell'evento.

6.1.2 Modellazione numerica delle prove di trasporto su piano inclinato

I test di laboratorio sono stati simulati in FLO-2D, software che utilizza il modello reologico quadratico per la modellazione di colate detritiche (paragrafo 4.2.1). Come descritto nel paragrafo 4.8, i parametri reologici di calibrazione utilizzati nel modello sono lo sforzo tangenziale τ_y e la viscosità μ_N (calcolati in funzione della concentrazione volumetrica e di due parametri di calibrazione, equazioni 4.13 e 4.14), il parametro di resistenza K (che per fluidi laminari che si muovono su sezioni rettangolari in canali larghi e lisci è uguale a 24, ma può aumentare significativamente per scabrezze elevate e sezioni irregolari) e la scabrezza del fondo espressa mediante la n di Manning. Quest'ultima è stata assegnata direttamente alle celle che descrivono la piana di calcolo: il valore assegnato è stato definito sulla base di dati di letteratura (Benini, 2000) ($n = 0.014 \text{ m}^{-1/3} \text{ s}$).

Il problema iniziale nella modellazione delle prove in canaletta è stato la definizione dei set di parametri da utilizzare. Innanzitutto si è deciso di avvalersi dei set standard proposti da O'Brien e Julien (1988) che si riportano in Tabella 6.3.

Fonte	$\tau_y = \alpha e^{\beta C_V}$ (dynes/cm ²)		$\mu_N = \alpha e^{\beta C_V}$ (poises)	
	α_1	β_1	α_2	β_2
Dati ricavati da indagini reometriche				
Aspen Pit 1	0.181	25.7	0.0360	22.1
Aspen Pit 2	2.72	10.4	0.0538	14.5
Aspen Natural Soil	0.152	18.7	0.00136	28.4
Aspen Mine Fill	0.0473	21.1	0.128	12.0
Aspen Watershed	0.0383	19.6	0.000495	27.1
Aspen Mine Source Area	0.291	14.3	0.000201	33.1
Glenwood 1	0.0345	20.1	0.00283	23.0
Glenwood 2	0.0765	16.9	0.0648	6.20
Glenwood 3	0.000707	29.8	0.00632	19.9
Glenwood 4	0.00172	29.5	0.000602	33.1
Dati disponibili in letteratura				
Iida (1938)	-	-	0.0000373	36.6
Dai et al. (1980)	2.60	17.48	0.00750	14.39
Kang e Zhang (1980)	1.75	7.82	0.0405	8.29
Qian et al. (1980)	0.00136	21.2	-	-
	0.050	15.48	-	-
Chien e Ma (1958)	0.0588	19.1-32.7	-	-
Fei (1981)	0.166	25.6	-	-
	0.00470	22.2	-	-
Bertolo e Wiczorek (2005)	0.054	14.5	2.72	11

Tabella 6.3. Sforzo tangenziale (τ_y) e viscosità (μ_N) in funzione della concentrazione volumetrica. La tabella riporta i valori di $\alpha_{1,2}$ e $\beta_{1,2}$ che descrivono le diverse tipologie di colata (O'Brien e Julien, 1988).

Visto l'elevato numero di parametri reologici disponibili, si è quindi deciso di ridurre il campo di indagine scegliendo 5 set di parametri reologici tra quelli proposti. Per fare ciò è stata rappresentata la pendenza di dissipazione energetica (S_e) in funzione della concentrazione solida volumetrica (C_V), tralasciando la componente turbolento-dispersiva che non dipende direttamente dalla reologia (ma dalla sola scabrezza del fondo). S_e è stata calcolata imponendo un peso specifico della miscela acqua-sedimenti (γ_m) pari a 18000 N/m³, un tirante (h_f) di 1.5 m, una velocità del flusso (u) pari a 1 m/s e, almeno inizialmente, un valore del parametro di resistenza K per fluidi laminari pari a 24. In base a tale elaborazione,

sono state scelte le due reologie dalla Tabella 6.2 che presentano i valori massimi e minimi di S_e e tre reologie intermedie (Figura 6.2).

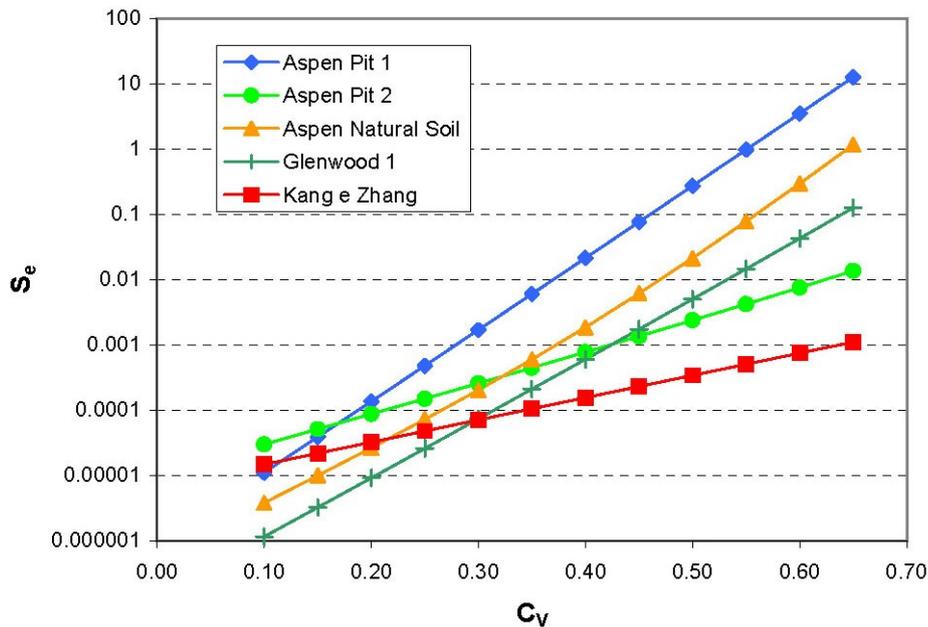


Figura 6.2 Pendenza di dissipazione energetica (S_e) in funzione della concentrazione volumetrica (C_v) per le cinque reologie scelte per la calibrazione della prove di laboratorio (da D'Agostino e Cesca, 2009 -b)

Per ognuno dei cinque set reologici prescelti si è deciso di far variare il valore del parametro di resistenza K da 24 a 20000 ($K = 24, 250, 2000, 5000, 20000$); l'effetto di tale variazione comporta, all'aumentare del valore di tale parametro, in tutti i casi una riduzione del valore di runout così come della massima dispersione laterale del deposito a causa dell'aumento del valore di S_e .

L'intero set di prove di laboratorio è stato riprodotto mediante FLO-2D utilizzando i cinque tipi reologici di riferimento (Aspen Pit 1, Aspen Pit 2, Aspen Natural Soil, Glenwood 1, Kang e Zhang) e, per ognuno di essi, è stato utilizzato un valore di K variabile da 24 a 20000.

Oltre ai cinque set reologici sopra riportati si è deciso di testare ulteriori reologie nate dalla combinazione di alcune tra le reologie proposte nella Tabella 6.3: si sono scelti i parametri per lo sforzo di taglio di un set reologico e quelli della viscosità relativi ad un altro tipo reologico. Le combinazioni aggiuntive testate sono riportate in Tabella 6.4.

<i>Combinazione</i>	$\tau_y = \alpha_1 e^{\beta_1 C_v}$	$\mu_N = \alpha_2 e^{\beta_2 C_v}$
1	<i>Aspen Pit 2</i>	<i>Kang e Zhang (1980)</i>
2	<i>Aspen Natural Soil</i>	<i>Kang e Zhang (1980)</i>
3	<i>Glenwood 1</i>	<i>Kang e Zhang (1980)</i>

Tabella 6.4. Combinazioni aggiuntive dei parametri reologici di FLO-2D per la calibrazione delle prove di laboratorio.

Queste tre ultime combinazioni sono state testate con un valore di K pari a 24.

Per ogni set reologico si sono realizzate modellazioni con valori di concentrazione volumetrica compresi tra 0.40 a 0.65 (con intervallo di 0.025).

In totale si sono realizzate quindi 308 simulazioni del piano inclinato: 5 set reologici principali per undici concentrazioni volumetriche per cinque valori di K , più ulteriori 3 set reologici aggiuntivi (Tabella 6.4) per undici concentrazioni (K costante pari a 24).

FLO-2D non consente di simulare celle di dimensioni centimetriche e intervalli temporali di input dell'idrogramma troppo ridotti. Quindi, anche se non del tutto congruente con i moti a pelo libero di fluidi non-Newtoniani, si è scelto di assumere valida la similitudine di Froude. E' stata stabilita una scala di amplificazione geometrica (λ) delle prove di laboratorio, assumendo l'invarianza del numero di Froude fra il modello 'amplificato' e utilizzato per la modellazione numerica (Fr_{FLO-2D}) e quello fisico di laboratorio (Fr_{FISICO}):

$$\frac{u_{FLO-2D}}{\sqrt{gh_{FLO-2D}}} = \frac{u_{FISICO}}{\sqrt{gh_{FISICO}}} \quad (6.1)$$

Dall'equazione 6.1 sono state ricavate le scale di trasformazione per le grandezze di interesse: lunghezza, tempo, velocità, portata e volume. Nel caso specifico si è utilizzata una scala spaziale di amplificazione pari a 100; alle celle del dominio topografico in FLO-2D (floodplain) è stata assegnata una lunghezza del lato pari a 5 m così da simulare il reticolo di colore giallo (maglie di 5 cm di lato) presente sul piano orizzontale del reometro (Figura 4.4). L'inclinazione della canaletta artificiale è stata riprodotta assegnando quote progressivamente crescenti alle celle, a partire dal piano di deposito avente quota costante e pari a zero. Le sponde del canale sono state simulate assegnando, alle celle immediatamente esterne e a quelle del fondo canale, un fattore di riduzione all'area pari ad 1 (ARF: Area Reduction Factor, parametro utilizzato da FLO-2D che consente di ridurre la capacità di invaso degli elementi della griglia di calcolo) in modo da incanalare il flusso lungo la direzione

preferenziale della canaletta (con $ARF = 1$ la cella è completamente bloccata, capacità di invaso pari a zero).

In corrispondenza della paratoia della scatola di carico sono state posizionate tre celle di ingresso del flusso (inflow) adiacenti, in senso trasversale alla canaletta, atte a simulare il punto di rilascio del materiale di prova.

Il parametro *Surface Detention* (corrispondente ad un valore di profondità del flusso fino al quale la portata in ingresso alla cella non viene distribuita alle otto celle adiacenti, ma trattenuta come se la cella fosse un serbatoio) è stato posto uguale all'altezza degli elementi in rilievo del fondo della canaletta e del piano di deposito, riscalata secondo la similitudine di Froude. Il volume rilasciato nel modello numerico è anch'esso costante in ciascuna simulazione e pari a 4000 m^3 , in base sempre al criterio di similitudine adottato. L'idrogramma liquido di input è stato costruito per un tempo di rilascio complessivo istantaneo pari a 5 secondi (50 secondi in FLO-2D) ed imponendo una forma di tipo triangolare; la concentrazione solida volumetrica è costante in ogni istante dell'idrogramma e pari al valore della prova da riprodurre. La portata liquida al picco, opportunamente riscalata, è stata calcolata in modo da ricercare l'esatta congruenza tra i volumi solidi e liquidi della prova fisica e di quella numerica.

Una volta che le simulazioni sono state realizzate, i valori della distanza di arresto sono stati misurati avvalendosi del sottoprogramma Mapper di FLO-2D.

In Figura 6.3 si riportano i valori del rapporto L/H in funzione della concentrazione volumetrica per le simulazioni realizzate con i vari set reologici ($K = 24$).

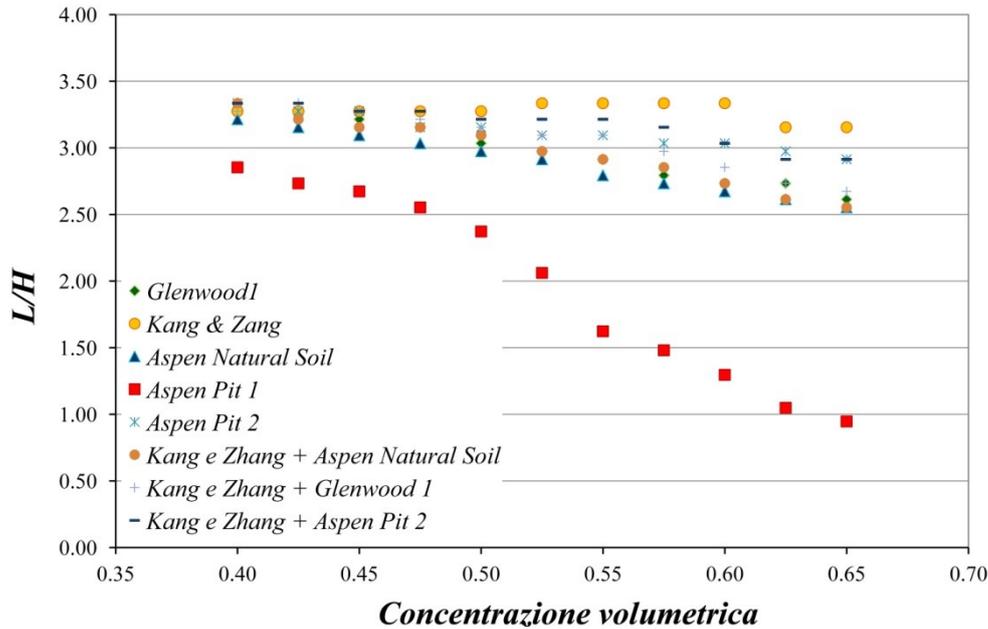


Figura 6.3. Valori del rapporto L/H per le simulazioni del reometro a piano inclinato (K costante e uguale a 24).

Dal grafico si osserva che ci sono reologie la cui mobilità è più o meno influenzata dalla concentrazione volumetrica della colata detritica. Il set reologico proposto da Kang e Zang e le combinazioni reologiche 1 e 3 di Tabella 6.4 sono quelli meno influenzati dalla concentrazione volumetrica, mentre Aspen Pit 1 è il set che mostra un maggior decremento della mobilità all'aumentare della concentrazione volumetrica.

I valori dell'indice L/H variano da un minimo di 0.95 a un massimo di 3.35. Anche nelle modellazioni riscontriamo delle basse mobilità analogamente ai test di laboratorio. Questo può essere dovuto alla topografia del reometro che presenta un piano di deposizione a pendenza nulla. Questo nella realtà non si verifica, infatti, le colate detritiche depositano in genere su conoidi di deiezione con pendenze comprese tra 2 e 12°.

6.1.3 Confronto tra modellazione fisica e modellazione numerica

Come descritto all'inizio del capitolo, la taratura dei parametri reologici di FLO-2D, per il materiale di colata detritica dei corsi d'acqua Dosson, Val Molinara, Gadria e Rotolon, è stata condotta confrontando i valori di runout misurati in laboratorio con quelli riprodotti dalla modellazione numerica delle prove stesse. La reologia prescelta è quella che minimizza il valore assoluto degli scarti tra distanza di arresto osservata e simulata.

Si è scelto di non considerare la massima dispersione laterale del deposito poiché è generalmente sovrastimata dal programma di calcolo. La forma del deposito simulato è, infatti, sempre simmetrica, con valori di runout e dispersione laterale massima quasi confrontabili; il modello matematico non risente pertanto della presenza del canale a monte del piano di deposito e della maggiore quantità di moto nella direzione della canaletta. Infatti, una volta che il flusso giunge sul piano orizzontale, la velocità media e la conservazione della massa vengono calcolate attraverso i confini della cella nelle otto direzioni potenziali di flusso (quattro cardinali e quattro diagonali), avendo tutti i nodi la medesima quota e lo stesso coefficiente di scabrezza. Per cui se il modello si trova ad operare in situazioni senza significative o addirittura nulle variazioni di quota tra le celle, come nel caso del piano orizzontale del reometro, il risultato della simulazione predice con accuratezza solamente la massima distanza di arresto della colata.

Il calcolo degli scarti in valore assoluto tra le distanze di arresto osservate in laboratorio e quelle simulate in FLO-2D utilizzando i set reologici descritti nel precedente paragrafo ha permesso di definire i migliori set reologici per la caratterizzazione, nel modello reologico quadratico, del materiale da colata detritica dei cinque bacini in esame. I risultati sono riportati in Tabella 6.5.

<i>Bacino</i>	<i>Reologia</i>	<i>K</i>
<i>torrente Rotolon</i>	<i>Kang e Zhang</i>	<i>2000</i>
<i>torrente Gatria</i>	<i>Glenwood 1</i>	<i>2000</i>
<i>rio Dosson</i>	<i>Aspen Natural Soil</i>	<i>250</i>
<i>rio Val Molinara</i>	<i>Glenwood 1</i>	<i>24</i>
<i>rio Val del Lago</i>	<i>Glenwood 1</i>	<i>24</i>

Tabella 6.5. Set di parametri reologici tarati per le colate detritiche dei bacini oggetto di studio.

6.2 Calibrazione numerica sulle runout osservate in campo (o sulla magnitudo) e proposta di un indice sintetico

La procedura di calibrazione concepita e presentata in questa sezione, a differenza della metodologia proposta nel paragrafo precedente, non si basa direttamente su test di laboratorio, ma su osservazioni di campo, partendo da alcune considerazioni sulla relazione tra magnitudo dell'evento e mobilità e considerando i risultati degli studi di Berti e Simoni (2007) e Simoni *et al.* (2011) ove si evidenzia come la reologia sembrerebbe avere un ruolo secondario rispetto al volume della massa movimentata nella definizione della mobilità di una colata detritica.

La relazione tra magnitudo e mobilità, già riportata in letteratura (Kilburn e Sørensen, 1998; Rickenmann, 1999; Lorente *et al.*, 2003), è stata verificata anche attraverso le indagini di laboratorio a piccola scala (paragrafo 5.3.3). Un'ulteriore verifica è stata realizzata analizzando eventi reali a magnitudo diversa verificatisi in bacini montani alpini.

Sono stati analizzati cinque eventi reali di cui ben si conoscevano la magnitudo e la distanza percorsa dalla colata detritica. Gli eventi considerati sono riportati in Tabella 6.6 e differiscono da quelli considerati nel capitolo precedente in quanto, in questi casi, l'arresto del flusso non è condizionato da opere di trattenuta o altre costruzioni (case, ponti ...), ma il loro moto è governato principalmente dalle caratteristiche del flusso.

Una descrizione schematica delle principali caratteristiche morfometriche e geologiche dei cinque bacini idrografici è riportata in APPENDICE.

<i>Corso d'acqua</i>	<i>Data dell'evento</i>	<i>Magnitudo (m³)</i>
<i>Rio Gabbiolo (Trento)</i>	<i>15 Settembre 2006</i>	<i>5300</i>
<i>Rio Dona (Trento)</i>	<i>9 Luglio 1989</i>	<i>15000</i>
<i>Rio Rotolon (Vicenza)</i>	<i>2 Maggio 2009</i>	<i>50000</i>
<i>Rio Rotolon (Vicenza)</i>	<i>4 Novembre 2010</i>	<i>670000</i>
<i>Rio Chieppena (Trento)</i>	<i>4 Novembre 1966</i>	<i>1000000</i>

Tabella 6.6. Caratteristiche principali dei cinque eventi di colata detritica reali considerati.

Il grafico in Figura 6.4 mostra come la relazione di Rickenmann (eq. 5.14) ben si adatti ai dati dei cinque eventi reali considerati, confermando la validità della relazione anche per le colate detritiche delle nostre Alpi.

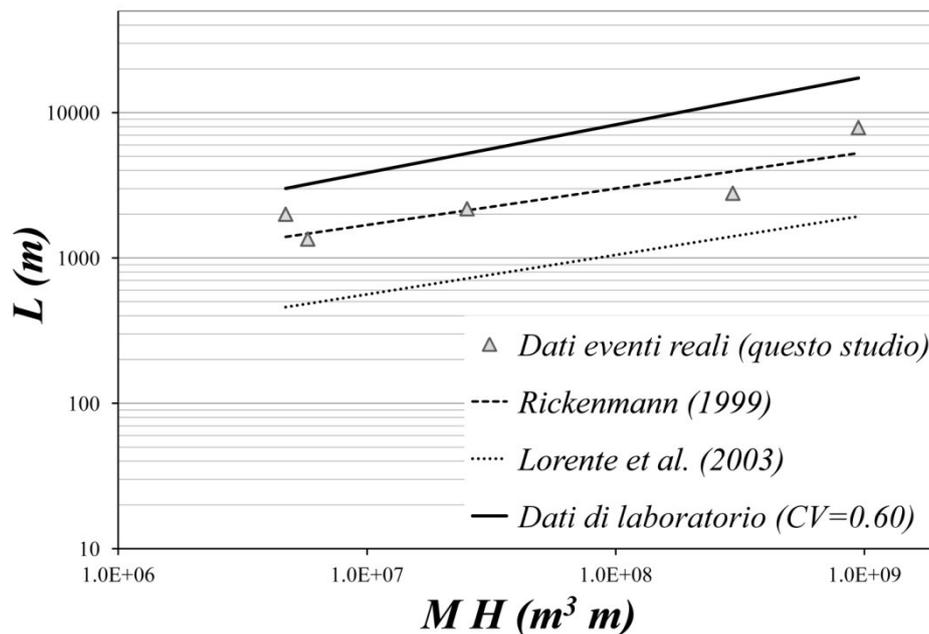


Figura 6.4. Distanza percorsa dalla colata detritica osservata nei casi reali analizzati in funzione dell'energia potenziale disponibile ($M \cdot H$). I dati sono confrontati con le relazioni empiriche di Rickenmann (eq. 2.8) e di Lorente et al. (eq. 2.9) e con la relazione identificata in laboratorio per le miscele con $C_V=0.60$ (equazione c di Figura 5.29).

La differenza che si osserva in Figura 6.4 tra i dati di mobilità in funzione della magnitudo delle colate detritiche simulate in laboratorio (equazioni di Figura 5.29, paragrafo 5.3.3, equazione c relativa alle miscele con $C_V=0.60$ riportata anche in Figura 6.4) e quelli degli eventi reali sottolinea le difficoltà che emergono nell'interpretazione dei dati a piccola scala e nella loro successiva utilizzazione nella scala di campo. Le equazioni ottenute in laboratorio forniscono, per il campo di valori di magnitudo M e dislivello H osservati in campo, dei valori di *travel distance* L più alti rispetto a quelli osservati nelle colate detritiche reali e nelle equazioni empiriche di Rickenmann (1999) e Lorente et al. (2003). Come già spiegato nel paragrafo 5.3.3, questo è dovuto al piccolo intervallo di volumetrie analizzate in laboratorio che ha determinato equazioni con esponente maggiore rispetto a quelle ricavate da dati di campo. Il confronto conferma comunque l'applicabilità delle equazioni ricavabili dalle prove di laboratorio per una prima stima, a scopi previsionali e di valutazione del pericolo, delle runout reali, visti i valori cautelativi che si ottengono.

Le difficoltà nell'applicazione dei dati di laboratorio alla scala reale emergono anche dal confronto dei valori dell'indice di mobilità L/H . Infatti, l'indice L/H raggiunge nelle prove di laboratorio valori compresi tra 2.75 e 3.90, valori confrontabili con quelli raggiunti da colate detritiche reali con magnitudo compresa tra 10000 e 50000 m^3 , come si può osservare dal grafico in Figura 6.5.

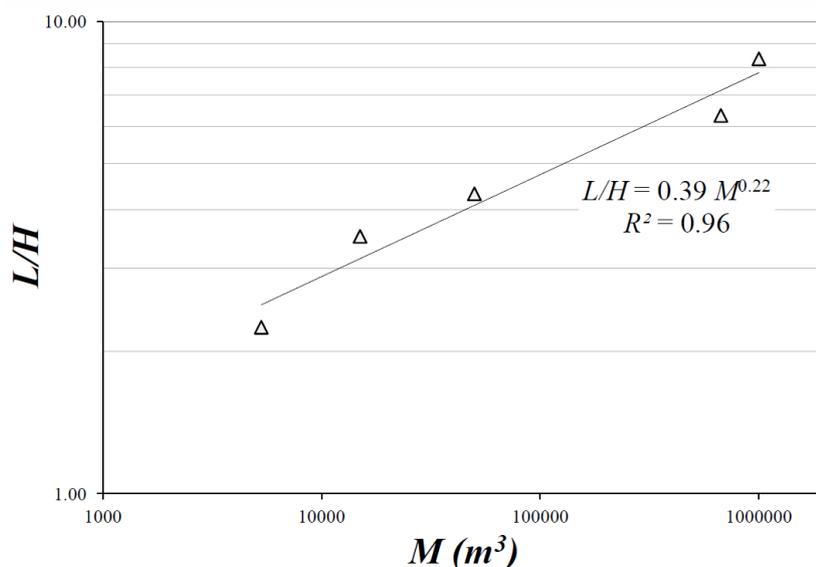


Figura 6.5. Indice di mobilità L/H in funzione della magnitudo degli eventi reali considerati.

L'indice di mobilità, in questo caso, aumenta all'aumentare della magnitudo seguendo una relazione di tipo esponenziale, in accordo con la relazione tra distanza percorsa dalla colata detritica ed energia potenziale. L'equazione empirica che si ottiene dall'interpolazione dei dati di campo è la seguente:

$$\frac{L}{H} = 0.39M^{0.22} \quad (6.2)$$

6.2.1 Definizione dell'indice reologico

La procedura di calibrazione dei parametri reologici del modello matematico che si presenta in questo capitolo si basa sulla determinazione di una relazione tra il valore assegnato ai parametri e l'indice di mobilità sopradescritto. A tal fine, i casi reali sono stati oggetto di una *back analysis* realizzata con il modello numerico FLO-2D in modo da individuare i parametri reologici più adatti alla loro modellazione. Questa analisi è stata condotta utilizzando i set reologici proposti da O'Brien e Julien (1988) e, in alcuni casi, anche combinazioni tra parametri di set reologici diversi. La concentrazione volumetrica è stata assegnata sulla base di evidenze di campo e in caso modificata in fase di calibrazione. Il set reologico selezionato dalla *back analysis* (tripletta di valori τ_y , μ_N e C_V) è quello che fornisce i risultati più aderenti alla realtà, in termini di superficie coperta dal flusso e spessore dei depositi. I risultati di questa analisi sono riportati in Tabella 6.7.

Corso d'acqua	Data dell'evento	Magnitudo (m ³)	Set reologico ottenuto dalla calibrazione					
			Riferimento	$\tau_y = \alpha_1 e^{\beta_1 C_V}$ (dynes/cm ²)		$\mu_N = \alpha_2 e^{\beta_2 C_V}$ (poises)		C_V (valore medio)
				α_1	β_1	α_2	β_2	
Gabbiolo	15-09-2006	5300	Aspen Natural Soil	0.152	18.7	0.00136	28.4	0.60
Dona	09-06-1989	15000	Aspen Mine Fill	0.0473	21.1	0.128	12	0.55
Rotolon	02-05-2009	50000	Aspen Natural Soil	0.152	18.7	0.00136	28.4	0.50
Rotolon	04-11-2010	670000	Aspen Pit 2 (τ_y) + Kang & Zang (μ_N)	2.72	10.4	0.0405	8.29	0.60
Chieppena	04-11-1966	1000000	Aspen Natural Soil	0.152	18.7	0.00136	28.4	0.40

Tabella 6.7. Parametri reologici risultati dalla back analysis dei cinque eventi reali considerati.

Per riassumere i principali parametri utilizzati dal modello (sforzo tangenziale τ_y , viscosità μ_N e concentrazione volumetrica C_V) con un unico valore, è stato identificato un indice reologico RI la cui formulazione è presentata di seguito.

$$RI = \log (\tau_y + \mu_N) \quad (6.3)$$

dove τ_y e μ_N sono misurati rispettivamente in dynes/cm² e in poises (come richiesto dal programma di calcolo FLO-2D). In questa formulazione la concentrazione non viene considerata esplicitamente, ma è ugualmente tenuta in considerazione in quanto appare nelle equazioni per il calcolo di sforzo tangenziale e viscosità (riportate nel paragrafo 4.2.1, equazioni 4.13 e 4.14, e in Tabella 6.7).

La relazione tra l'indice reologico RI e l'indice di mobilità L/H è stata quindi analizzata in modo da poter desumere un'equazione che permetta la scelta di un set opportuno di parametri da utilizzare nella modellazione numerica di una determinata colata detritica. Nel grafico in Figura 6.6 viene riportata questa relazione identificata sulla base dei cinque casi studio considerati. Il valore del coefficiente di determinazione prossimo a 1 ($R^2=0.98$) suggerisce che la procedura proposta potrebbe essere un valido strumento nella calibrazione dei parametri del modello.

Per definire i parametri reologici partendo direttamente dal volume dell'evento da simulare, anche la relazione tra indice reologico e magnitudo è stata considerata (Figura 6.7).

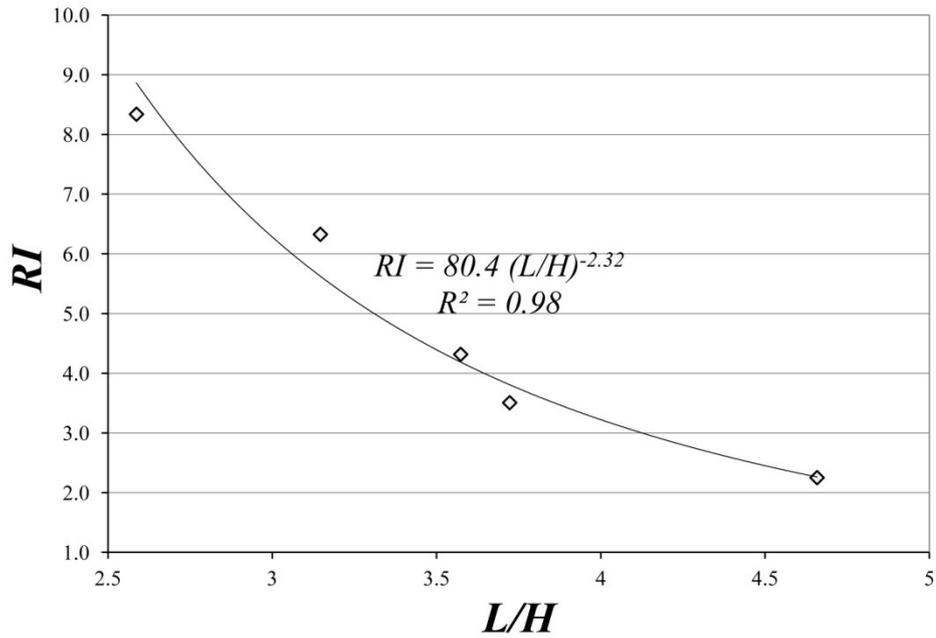


Figura 6.6. Relazione tra l'indice reologico RI e l'indice di mobilità L/H.

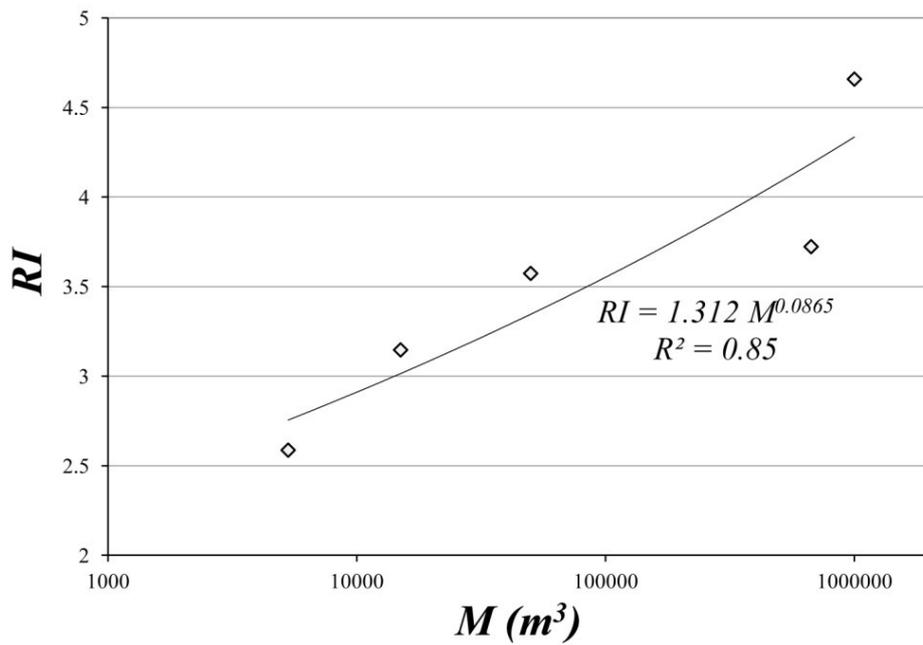


Figura 6.7. Relazione tra l'indice reologico RI e magnitudo M.

In questo secondo caso, R^2 si abbassa, ma conferma comunque una buona relazione tra l'indice reologico proposto e la magnitudo dell'evento.

In conclusione, l'indice reologico RI che permette di riassumere i parametri reologici utilizzati nel modello reologico quadratico, potrebbe confermarsi un valido strumento di calibrazione, infatti, un set reologico appropriato potrebbe essere definito semplicemente in base al volume dell'evento da simulare o, se disponibile, dalla mobilità della colata detritica da modellare; la metodologia, prima di trovare un uso applicativo, necessita di essere calibrata e validata da ulteriori studi attraverso ulteriori back analysis di eventi reali ben documentati.

7 RISULTATI DELLE MODELLAZIONI NUMERICHE E ANALISI DI PERFORMANCE

Il lavoro di confronto e analisi di performance dei due modelli oggetto di studio ha come obiettivo la valutazione dell'attendibilità dei due modelli nella modellazione di colate detritiche anche molto differenti, per comportamento reologico e volumetria in gioco, e nella modellazione di situazioni topografiche diverse (libertà di divagazione del flusso o presenza di opere di trattenuta importanti). Per questo sono stati scelti cinque casi ben documentati con caratteristiche eterogenee. I cinque casi riguardano colate detritiche il cui comportamento reologico è già stato analizzato nel paragrafo 6.1: torrente Gadria, torrente Rotolon, rio Dosson, rio Val Molinara e rio Val del Lago. Le principali caratteristiche dei corsi d'acqua sono riportate in APPENDICE, mentre una descrizione delle colate detritiche che li hanno interessati è riportata nel paragrafo 6.1 e sinteticamente in Tabella 6.1.

Un secondo obiettivo delle modellazioni numeriche qui presentate è quindi quello di valutare se i test dinamici su reometro a piano inclinato, e la procedura di calibrazione dei parametri reologici presentata nel paragrafo 6.1, possano essere o meno un valido strumento per la calibrazione dei parametri utilizzati nel modello reologico quadratico.

I risultati del lavoro presentato di seguito sono presentati anche in Bettella *et al.* (in stampa).

Per ognuno dei casi analizzati, si è voluta seguire una procedura standard per il settaggio dei dati di input. Tale procedura si basa su indagini di campo e sui risultati della procedura per il settaggio della reologia presentata nel paragrafo 6.1 e di seguito ripresa in modo sintetico.

La calibrazione dei parametri reologici per FLO-2D è stata realizzata utilizzando il reometro a piano inclinato (laboratori del CNR-IRPI di Padova) attraverso prove di trasporto (descrizione dell'apparato strumentale e delle procedure di laboratorio nel paragrafo 4.1.2).

Le miscele acqua-sedimento utilizzate nei test sono state realizzate utilizzando campioni di materiale solido, setacciato a 19 mm, prelevati dai depositi di colata detritica dei corsi d'acqua considerati. Per ogni campione sono stati realizzati sei test (concentrazioni volumetriche da 0.40 a 0.65 incrementate con passo di 0.05). I test di laboratorio sono stati poi simulati in FLO-2D amplificando di cento volte la scala del modello fisico ed utilizzando i parametri delle reologie standard proposte da O'Brien *et al.* (1993). I set reologici testati sono stati scelti in modo che fossero rappresentativi dell'intero campo di reologie proposte dagli Autori; per questo si sono adottati i parametri (α , β nelle equazioni 4.13 e 4.14), che

danno luogo ai valori massimi e minimi di pendenza di dissipazione energetica (S_f) e tre reologie con valori intermedi: Aspen Pit 1, Aspen Pit 2, Aspen Natural Soil, Glenwood 1, Kang e Zhang (O'Brien e Julien, 1988). Per ogni set reologico è stato utilizzato un valore del parametro K variabile da 24 a 20000. Oltre alle 35 combinazioni di parametri reologici prescelti sono state testate tre ulteriori combinazioni tra le reologie proposte da O'Brien scegliendo i parametri per lo 'yield stress' e quelli della viscosità relativi ad un altro tipo reologico.

La taratura dei parametri reologici di FLO-2D è stata infine condotta confrontando i valori della distanza di arresto riprodotti dal modello numerico con quelli effettivamente misurati in laboratorio. La reologia prescelta è quella che minimizza il valore assoluto degli scarti tra distanza di arresto osservata in laboratorio e simulata in FLO-2D.

Una volta definita la reologia migliore (Tabella 6.5), la concentrazione della colata detritica da simulare è stata assunta pari alla concentrazione della miscela del test reologico per cui lo scarto tra il rapporto di mobilità L/H (dove L è la distanza totale percorsa dalla colata e H il dislivello) reale misurato in campo e quello simulato in laboratorio risulta minore.

Per quanto riguarda la definizione dei parametri reologici in RAMMS si è deciso di adottare, invece, un metodo più semplice e speditivo. Il coefficiente di attrito cinematico è stato calcolato, come suggerito nel manuale, come la tangente dell'angolo di deposito del materiale rilevato in campo. Mentre il valore del coefficiente di attrito turbolento è stato selezionato in prima approssimazione sulla base di valori tabellari.

Infine, il debrisgramma di input (sia per FLO-2D che per RAMMS) è stato ricavato partendo dal volume solido depositato e rilevato in campo dopo l'evento. Si è ipotizzato che il volume solido sia pari al volume depositato dalla colata (V_D) corretto tenendo conto della porosità del materiale η_p (che può essere o meno occupata da acqua). Il volume totale della colata V_t viene così stimato con la formula:

$$V_t = \frac{V_D(1-\eta_p)}{c_V} \quad (7.1)$$

I risultati delle modellazioni sono stati valutati sulla base di un confronto tra l'area del deposito reale e quella simulata dal modello. Il confronto è stato realizzato sulla base di due indici. Il primo misura l'accuratezza positiva della simulazione tramite il rapporto tra l'intersezione tra area reale e area simulata (X) e l'area reale ($X+Z$) (Scheidl e Rickenmann, 2010):

$$\varepsilon_p = \frac{X}{X+Z} \quad (7.2)$$

dove Z è l'area reale non simulata (somma delle aree Z_i in Figura 7.1). Mentre con il secondo indice (introdotto *ad hoc* in questo studio) viene misurata l'efficienza del modello valutando quanto il flusso modellato vada a coprire aree che nella realtà non sono state interessate dalla colata. Questo indice di eccedenza viene calcolato come il complemento all'unità del rapporto tra l'area simulata in eccesso e l'area simulata totale:

$$\psi = 1 - \frac{Y}{X+Y} \quad (7.3)$$

dove Y è l'area simulata non compresa nell'area reale (somma delle aree Y_i in Figura 7.1). Si sono scelti questi indici in quanto entrambi variano tra zero e uno e permettono di giudicare i risultati della modellazione secondo le due possibili modalità di errore.

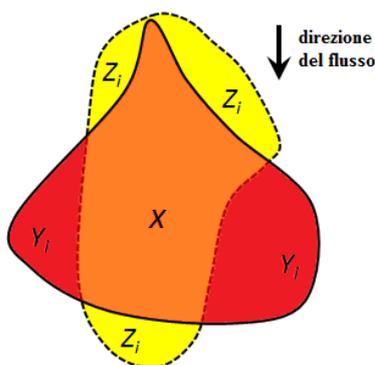


Figura 7.1. Rappresentazione schematica del confronto tra area di deposito reale (linea tratteggiata) e simulata (linea continua) (da Scheidl e Rickenmann, 2010).

Le simulazioni che si sono ritenute accettabili sono quelle che presentano una somma dei due indici maggiore di 1.33. Questo criterio consente di considerare attendibili le simulazioni che presentano un errore medio, tra area non simulata (quindi in difetto) e area simulata in eccesso, inferiore o al massimo uguale al 33.3%.

I risultati di questa analisi di performance mostrano valori degli indici ε e ψ tali da soddisfare il criterio di performance adottato ($\varepsilon_p + \psi \geq 1.33$) in tre dei cinque casi analizzati nel caso di FLO-2D e solamente per uno dei cinque casi nelle modellazioni effettuate con RAMMS (Tabella 7.1, 'prima simulazione'). In seguito, si sono realizzate ulteriori modellazioni per trovare i set di parametri reologici ottimali, che permettessero cioè di ridurre al minimo le differenze tra i depositi osservati e quelli simulati raggiungendo valori dell'indice di

performance soddisfacenti. In Tabella 7.1 vengono riportati (colonna ‘calibrazione finale’) i valori degli indici di performance post-calibrazione, mentre in Figura 7.2 si riporta il confronto visivo tra le aree occupate dalla colata detritica reale e da quelle simulate con FLO-2D e RAMMS. Le prestazioni ottenute risultano essere soddisfacenti per quattro dei cinque casi modellati con FLO-2D e per due delle modellazioni effettuate con RAMMS.

<i>Corso d'acqua</i>	<i>Prima simulazione</i>						<i>Calibrazione finale</i>					
	<i>FLO-2D</i>			<i>RAMMS</i>			<i>FLO-2D</i>			<i>RAMMS</i>		
	ϵ_p	ψ	$\epsilon_p + \psi$	ϵ_p	ψ	$\epsilon_p + \psi$	ϵ_p	ψ	$\epsilon_p + \psi$	ϵ_p	ψ	$\epsilon_p + \psi$
<i>Val Molinara</i>	0.68	0.50	1.18	0.46	0.62	1.08	0.58	0.81	1.39	0.72	0.65	1.37
<i>Val del Lago</i>	0.44	0.39	0.82	0.53	0.13	0.66	0.89	0.16	1.05	0.53	0.30	0.83
<i>Dosson</i>	0.85	0.52	1.37	0.78	0.29	1.07	0.85	0.52	1.37	0.79	0.37	1.15
<i>Gadria</i>	0.90	0.76	1.66	1.00	0.46	1.46	0.90	0.76	1.66	1.00	0.46	1.46
<i>Rotolon</i>	0.82	0.51	1.33	0.72	0.23	0.95	0.82	0.51	1.33	0.97	0.29	1.26

Tabella 7.1. Valori degli indici di performance calcolati per le modellazioni numeriche realizzate con RAMMS e FLO-2D con la procedura per la definizione dei parametri di input sopradescritta (colonna ‘prima simulazione’) e con la successiva calibrazione dei parametri reologici (colonna ‘calibrazione finale’); in grassetto sono evidenziati i casi in cui l’indice di performance supera positivamente il valore stabilito.

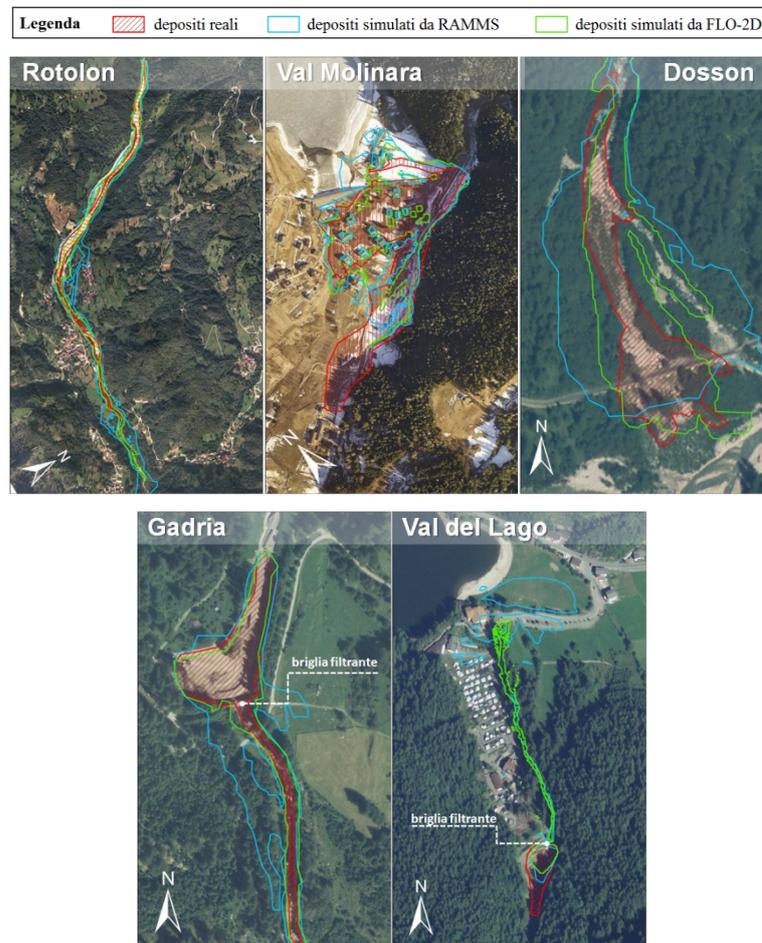


Figura 7.2. Confronto areale tra i depositi reali osservati in campo e i risultati ottenuti nelle modellazioni con FLO-2D e RAMMS.

Il confronto tra i risultati delle modellazioni e le analisi di performance effettuate hanno permesso di identificare alcuni importanti punti di forza dei due modelli e le relative debolezze che li contraddistinguono:

- RAMMS presenta buoni risultati, talvolta migliori di FLO-2D (p.e. sul Rio Molinara), nel caso di colate composte da materiale granulare o intermedio-granulare che si arrestano su conoidi aventi pendenza decisamente più bassa del canale. Diversamente il modello non risponde in maniera adeguata nel caso di colate viscosi che si arrestano in alveo e nei casi in cui variazioni di pendenza (anche modeste) riescono a indurre un sensibile rallentamento del flusso (in questi casi il flusso simulato da RAMMS risulta molto sovrastimato, com'è il caso del torrente Rotonon).
- FLO-2D, in tutti i casi analizzati, fornisce risultati realistici e vicini alle relative osservazioni di campo, anche nelle modellazioni di 'prima simulazione', che

utilizzano la reologia ricavata dalla *back-analysis* numerica del comportamento su piano inclinato (paragrafo 6.1).

Quest'ultima osservazione ci porta a valutare positivamente la procedura utilizzata per il passaggio dalla scala di laboratorio alla scala reale nelle modellazioni con FLO-2D che quindi ha fornito dei buoni set di parametri per tre dei cinque casi analizzati. I risultati degli altri due casi si sono dimostrati difficilmente migliorabili adottando set reologici diversi da quelli risultanti dalla procedura di calibrazione (in particolare per il rio Val del Lago). Questo conferma la validità della procedura adottata evidenziando invece i limiti del modello numerico.

Per quanto riguarda la qualità della modellazione delle opere idrauliche di trattenuta, valutata sui casi studio del rio Gadria e del rio Val del Lago e riprodotta tramite l'assegnazione di quote delle celle nella piana di calcolo corrispondenti alla quota del coronamento delle briglie di trattenuta, si osserva che:

- tali strutture sono ben riprodotte nel caso di un ampio bacino di deposizione caratterizzato da bassa pendenza a monte (torrente Gadria); per aree di deposizione più limitate e materiali granulari o intermedi, per i quali l'angolo di deposizione può essere un fattore chiave, entrambi i modelli sottostimano la capacità di deposito (caso del rio Val del Lago); infatti l'angolo di deposizione del flusso simulato è pari a 0° per FLO-2D e minore di 3° per RAMMS, risultando più basso rispetto all'angolo della colata reale (che si attesta attorno a $10-12^\circ$).
- RAMMS richiede due linee di celle adiacenti e con elevazione pari a quella delle opere, diversamente una sola linea di celle non riesce a simulare adeguatamente il fenomeno.

8 DISCUSSIONI DI SINTESI E CONCLUSIONI

Il lavoro di ricerca presentato in questo elaborato di tesi ha riguardato lo studio del comportamento reologico e delle dinamiche di propagazione delle colate detritiche attraverso indagini di laboratorio a piccola scala e modellazione numerica bidimensionale monofasica. Gli obiettivi preposti erano l'applicazione e il confronto fra diversi apparati strumentali di laboratorio per la caratterizzazione reologica di miscele di acqua e materiale detritico proveniente da reali *debris flow*, cercando di definire nuove procedure a basso costo e facilmente riproducibili per la misura di caratteristiche reologiche utilizzabili anche a fini modellistici; a tal proposito si sono studiate due metodologie per la calibrazione dei parametri reologici utilizzati dal modello numerico, una delle quali necessita dei dati ottenuti in laboratorio. Questa procedura di calibrazione è stata valutata, infine, attraverso la modellazione di cinque colate detritiche reali ben documentate; in concomitanza è stata realizzata un'analisi di performance e un confronto fra due modelli numerici commerciali utilizzati per la modellazione di colate detritiche.

Le prove di laboratorio sono state condotte con due strumentazioni differenti: il rotoviscosimetro Brookfield DVIII Ultra e il reometro a piano inclinato dei laboratori dell'Istituto di Ricerca per la Protezione Idrogeologica del Consiglio Nazionale delle Ricerche di Padova.

Il reometro Brookfield ha permesso la misura diretta di sforzo tangenziale e viscosità di miscele di acqua e sedimento realizzate con materiale matriciale di tre colate detritiche reali con caratteristiche granulometriche e fenomenologiche differenti: il rio Gatria (materiale con elevato contenuto in argilla che genera colate detritiche fangose), il rio Rotolon (materiale con un elevato contenuto in limi che genera colate detritiche di tipo intermedio tendente al fangoso) e il rio Rudan (materiale con un basso contenuto in frazione fine che genera colate detritiche dalle caratteristiche più granulari).

Le misure del limite iniziale al taglio τ_0 hanno mostrato un andamento crescente di τ_0 con l'aumentare della concentrazione volumetrica seguendo una relazione di tipo esponenziale, concordando con le osservazioni di altri autori. Le indagini a diversa granulometria realizzate, confrontate con i risultati di studi analoghi (Major e Pierson, 1992; Ancy e Jorrot, 2001; Wang e Jan, 2002; Santolo *et al.*, 2010; Bisantino *et al.*, 2010), portano a concludere che lo sforzo tangenziale iniziale può aumentare o diminuire all'aumentare delle dimensioni

granulometriche considerate a seconda delle tipologie di forze prevalenti all'interno del fluido. Nel caso in cui ci sia una prevalenza di forze coesive un aumento della granulometria in gioco porta ad una diminuzione dei valori di sforzo tangenziale registrato. In questo caso, infatti, l'aumento delle dimensioni della frazione granulometrica comporterebbe una riduzione della superficie delle particelle per unità di volume; di conseguenza la proporzione relativa di acqua legata alle particelle di sedimento fine diminuisce, il contenuto di acqua libera aumenta, e quindi la resistenza del fluido al taglio diminuisce (Major e Pierson, 1992). Viceversa, le prove realizzate mostrano che, nel caso in cui siano prevalenti le forze di natura frizionale, un aumento delle dimensioni della frazione granulometrica considerata porta ad un aumento della frazione che genera le forze resistive prevalenti, e quindi ad un aumento del limite al taglio.

Le prove dinamiche (misura delle caratteristiche reologiche a diversi *shear rate*) condotte con il rotoviscosimetro hanno permesso di ottenere i reogrammi relativi alle miscele analizzate. Questi ricadono principalmente in tre tipologie caratteristiche: i) un andamento viscoso-plastico del tipo Herschel e Bulkley, quindi con presenza di un valore di sforzo tangenziale iniziale maggiore di zero e di una viscosità che diminuisce all'aumentare del gradiente di velocità; ii) un andamento viscoso-plastico del tipo Bingham, quindi con presenza di un valore di sforzo tangenziale iniziale maggiore di zero e di una viscosità costante; iii) un andamento *shear rate* indipendente (reogrammi con andamento orizzontale) per cui si ha viscosità nulla e sforzo tangenziale pressoché costante. I tre comportamenti sono funzione del tipo di forze in gioco all'interno del fluido (prevalenza di forze coesive o frizionali), e quindi, della granulometria (in particolare del contenuto percentuale in argilla C) e della concentrazione volumetrica delle miscele testate. Infatti, miscele con un elevato contenuto in materiale fine ed elevate concentrazioni volumetriche, ove sussiste una netta prevalenza delle forze coesive, mostrano reogrammi con andamento del tipo Herschel e Bulkley ($C = 15.7\%$ e $C_V \geq 0.55$ nei test presentati), miscele che presentano un contenuto in materiale fine intermedio e concentrazioni volumetriche relativamente alte ($C = 5.7 - 6\%$ e $C_V \geq 0.50$ nei test presentati), in cui si presuppone ci sia una coesistenza tra forze coesive e frizionali, mostrano un comportamento del tipo Bingham, miscele che, infine, presentano un basso contenuto in materiale fine o miscele con percentuali intermedie di limi e argille ma con bassa concentrazione volumetrica ($C \leq 5.7\%$ e $C_V \leq 0.45$ nei test presentati) in cui la frazione liquida non permette la creazione di legami coesivi tra le particelle di sedimento fine e quindi in cui si osserva una netta prevalenza delle forze frizionali, evidenziano un comportamento *shear rate* indipendente. Quest'ultima tipologia di miscele mostra come le colate detritiche

granulari, in cui le dissipazioni dovute alle forze viscosive sono trascurabili, possano essere caratterizzate, e quindi modellate, utilizzando solo lo sforzo tangenziale iniziale, semplificando quindi di molto le procedure di calibrazione dei parametri reologici.

I comportamenti reologici evidenziati possono fornire delle utili indicazioni in particolare nella definizione del modello da utilizzare per la previsione del comportamento di una determinata miscela di acqua e sedimento. Ulteriori approfondimenti si rendono necessari per la ricerca di soglie di concentrazione volumetrica o indici di composizione granulometrica (come la percentuale di materiale fine), che permettano di identificare velocemente i comportamenti reologici attribuibili alle colate detritiche oggetto di indagine. Nelle analisi sull'influenza della composizione granulometrica sarà comunque necessario porre attenzione non solo alla percentuale di materiale fine, ma anche come questo materiale si compone in quanto le forze coesive generate dalle diverse frazioni granulometriche possono divergere anche di molto, e anche all'interno delle stesse argille è possibile identificarne numerose tipologie che generano legami e forze coesive differenti.

Misure di sforzo tangenziale e viscosità per diverse profondità di immersione della girante del rotoviscosimetro hanno evidenziato l'influenza della pressione geo-idrostatica sulle caratteristiche reologiche rilevate dallo strumento. Si è registrato, infatti, un aumento dei valori di sforzo tangenziale con l'aumentare della profondità di immersione e, quindi, delle pressioni. Limiti strumentali non hanno permesso di indagare un ampio intervallo di pressioni, ma la relazione tracciata grazie ai dati ottenuti in laboratorio sembrerebbe tendere ad un limite per cui oltre una certa profondità lo sforzo tangenziale rimarrebbe costante. Questa relazione mette in evidenza uno dei maggiori limiti delle indagini di laboratorio: la difficoltà nell'interpretazione dei dati ottenuti e nella loro applicazione alla scala reale. In questo caso, infatti, le misure di sforzo tangenziale difficilmente possono essere direttamente applicate ad un caso reale in quanto la reologia dovrebbe essere adattata alle pressioni in gioco durante le fasi di trasporto e deposizione e quindi alla profondità stessa del flusso. Questo fattore non è attualmente considerato nei modelli monofasici in commercio, nei quali le caratteristiche reologiche della miscela vengono definite aprioristicamente.

Altri limiti che si sono riscontrati nell'utilizzo di questo strumento sono dovuti a difficoltà nella misurazione delle miscele utilizzate nei test a causa della loro natura; le maggiori difficoltà incontrate sono dovute, infatti, alla sedimentazione della frazione solida, che, in certi casi, comprometteva l'omogeneità della miscela saggata.

Le prove di dam break, realizzate per mezzo del reometro a piano inclinato, hanno permesso di caratterizzare la fase di arresto di miscele di acqua e sedimento più granulari (basso

contenuto di sedimento fine), miscele per le quali si sono evidenziate le maggiori difficoltà nelle prove con rotoviscosimetro. Il metodo di indagine presentato deriva dall'approccio di Hungr (1995) e ha permesso il calcolo dello sforzo tangenziale medio al fondo (o basale) e della pressione normale. Lo sforzo tangenziale medio al fondo, in particolare, è un parametro di elevato interesse soprattutto per la caratterizzazione di quelle miscele in cui il comportamento reologico è governato principalmente dallo sforzo tangenziale iniziale, quelle miscele che mostrano un reogramma piatto con andamento degli sforzi non influenzato dallo *shear rate*, come si è evidenziato nei risultati delle prove con rotoviscosimetro (rio Rudan). La metodologia adottata, pur con i suoi limiti dovuti alle assunzioni iniziali e alla semplicità delle strumentazioni adottate, si presenta come un metodo valido, facilmente ripetibile e pratico, che si può agevolmente adattare alle diverse dimensioni granulometriche da investigare e i cui risultati sembra non dipendano dal volume utilizzato nei test.

I dati di sforzo tangenziale basale stimati grazie a questa metodologia sono dell'ordine di grandezza degli sforzi tangenziali iniziali misurati per mezzo del rotoviscosimetro (valori minimi: 16 Pa nel rotoviscosimetro e 152 Pa nelle prove di dam break; valori massimi: 514 Pa nel rotoviscosimetro e 534 Pa nelle prove di dam break), anche se un confronto diretto non è del tutto consistente poiché nelle due prove non viene propriamente misurata la stessa grandezza fisica.

Differenze più significative si rilevano con i valori di sforzo tangenziale, calcolato da Tecca *et al.* (2003) applicando l'equazione di Pierson (1986) ai dati di campo relativi all'evento di debris flow del 17 Agosto 1998 verificatosi sul rio Acquabona (il cui materiale da colata detritica è stato analizzato nelle prove di dam break presentate in questo studio). I valori di *shear stress* istantaneo calcolato da Tecca *et al.* variano da 457 a 1033 Pa. Anche in questo caso non è possibile eseguire un confronto diretto, perché i dati di campo misurano un valore istantaneo di sforzo tangenziale rilevato nella fase di trasporto, dove la colata si muove ad alta velocità su pendenze elevate, mentre i dati di laboratorio misurano lo sforzo tangenziale medio al fondo della fase di arresto della colata, quindi su pendenze nulle e con velocità medie inferiori. I dati di campo sono quindi coerentemente più alti rispetto ai dati che sono stati ottenuti in laboratorio. Ulteriori studi sono quindi auspicabili per un confronto più stretto tra i dati ottenuti in laboratorio e valori di sforzo tangenziale al fondo misurato nella fase di arresto di colate detritiche reali.

Le prove di dam break hanno comunque permesso di effettuare valutazioni di grosso ausilio nel prevedere la mobilità delle colate detritiche e nella conseguente stima del pericolo. Nei

risultati si propone, infatti, un'equazione per la definizione dei massimi valori di distanza di arresto per bacini dolomitici.

Anche in queste prove si evidenzia, come nelle prove con rotoviscosimetro, l'importanza della composizione granulometrica nelle caratteristiche reologiche delle miscele e, in questo caso, nella loro mobilità. Inoltre, si dimostra che la legge di Coulomb per il calcolo della resistenza d'attrito (nel caso di coesione trascurabile) risulta valida nella descrizione della fase di transizione tra attrito dinamico e attrito statico che si verifica durante il processo di deposizione. Gli angoli di attrito delle miscele, calcolati dall'applicazione di questa legge, risultano moderatamente elevati (confronto con i dati riportati da McArdeil *et al.*, 2007-a), ma spiegano bene gli elevati angoli di deposizione che si osservano per i conoidi alluvionali edificati da debris flow in ambiente dolomitico (D'Agostino *et al.* 2010).

Per mezzo delle prove di laboratorio realizzate in canaletta con il rilievo della velocità nella fase di trasporto della colata detritica è stata verificata l'applicabilità di alcuni numeri adimensionali (numero di Bagnold, numero di Savage e *friction number*) nella previsione del comportamento del flusso in fase di deposito. I risultati mostrano che questi numeri adimensionali sono correlati alla forma del deposito e ai valori di distanza di arresto registrati a fine prova. Miscele dominate da un regime di tipo inerziale mostrano depositi caratterizzati dalla formazione di *levees* che confinano lateralmente il flusso conferendo ai depositi una forma allungata, cioè con un basso rapporto tra la larghezza e la distanza di arresto del deposito. Miscele in un regime intermedio tra viscoso e inerziale mostrano, invece, una drastica riduzione della distanza di arresto causata dalle forze viscosive interne alla miscela. In questo secondo caso non si osserva la presenza di argini laterali e il flusso, una volta raggiunta la piana di deposito, comincia a disperdersi lateralmente con velocità simili a quelle di *runout*; per questo motivo i depositi hanno forma più arrotondata, con valori del rapporto tra larghezza e distanza di arresto prossimi all'unità. Lo studio mostra che in queste prove di laboratorio il regime di flusso è fortemente condizionato dalla concentrazione volumetrica della miscela e dalla distribuzione granulometrica del materiale utilizzato nelle miscele, confermando l'importanza dei due parametri nella previsione del comportamento delle colate detritiche, come si è visto anche nei risultati delle prove con il reometro Brookfield DVIII Ultra. Si sottolinea, invece, che i numeri adimensionali calcolati nella fase di trasporto della colata detritica vanno comunque utilizzati con attenzione nella previsione del comportamento del flusso nella fase di deposizione. Questi, infatti, non sono sempre correlati alle caratteristiche del deposito poiché le caratteristiche del flusso, e quindi il regime di flusso, possono cambiare durante la fase di trasporto; questo avviene in particolar modo nelle

miscele ad elevata concentrazione solida in cui, un aumento della concentrazione volumetrica localizzato sul fronte della colata (fase di formazione del fronte), può generare una transizione da un regime inerziale a un regime più viscoso. Questa transizione non è predetta dai numeri adimensionali calcolati nella fase iniziale del moto che quindi, in questi casi, non predicono correttamente il comportamento del flusso nella fase deposizionale.

In conclusione, gli strumenti utilizzati in questa fase di laboratorio del lavoro di ricerca hanno fornito indicazioni importanti per la caratterizzazione reologica del materiale da colata detritica analizzato. I test reologici con reometro Brookfield DVIII Ultra, rispetto alle prove su piano inclinato, permettono di acquisire valori numerici delle grandezze reologiche più dettagliati, consentendo anche la restituzione dei reogrammi; i dati ottenuti vanno a nostro avviso utilizzati con cautela poiché le grandezze reologiche in una colata detritica reale possono differire da quelle misurate in laboratorio a causa delle maggiori pressioni in gioco. Molto utile risulta comunque la possibilità di definire la tipologia di reogramma che meglio descrive il materiale analizzato orientando comunque la scelta delle 'componenti reologiche' più influenti (ad esempio lo *yield stress* rispetto alla viscosità o viceversa). Le prove su reometro a piano inclinato, invece, forniscono un'idea migliore di ciò che avviene complessivamente nel processo di colata, ma difficilmente possono dare indicazioni puntuali sulle caratteristiche interne del fluido. Le prove su piano inclinato permettono di analizzare un campo di granulometrie più ampio rispetto al rotoviscosimetro, consentendo anche la caratterizzazione di miscele a basso contenuto di materiale fine, le quali difficilmente possono essere analizzate dal rotoviscosimetro.

Nella fase successiva di questo lavoro di ricerca sono stati presentati metodi per la calibrazione dei parametri reologici nel modello reologico quadratico utilizzato nel programma di calcolo FLO-2D. La prima metodologia (D'Agostino e Cesca, 2009-b) si basa su un confronto fra prove di trasporto su piano inclinato e la modellazione delle stesse mediante FLO-2D. La procedura consta di tre fasi: la realizzazione dei test di laboratorio con materiale detritico proveniente dalle colate detritiche da caratterizzare dal punto di vista reologico, la modellazione dei test mediante l'utilizzo di FLO-2D con un ampio set di parametri di calibrazione noti, il confronto tra le distanze di arresto osservate in laboratorio e quelle osservate nelle modellazioni numeriche. Questa metodologia di calibrazione ha mostrato buoni risultati nella sua applicazione a cinque casi reali di colata detritica. Le simulazioni hanno, infatti, fornito risultati che rispecchiano in larga parte ciò che si è osservato nella realtà per tre casi su cinque. Solo in uno dei due casi in cui il livello di performance osservato era relativamente basso la causa è attribuibile a una calibrazione dei

parametri reologici non ottimale. Nel secondo caso i livelli di performance sono da attribuire al modello stesso che non simula in modo del tutto realistico le pendenze di deposizione all'interno di una vasca di deposito; quindi, in questo caso, gli errori di modellazione non sono riconducibili alla procedura di calibrazione.

Una seconda procedura è stata proposta in questo studio per la risoluzione dei problemi di calibrazione nei casi in cui non siano disponibili indagini reologiche del materiale che si intende modellare. Questa metodologia suggerisce l'utilizzo di un indice che riassume i principali parametri reologici utilizzati dal modello e che viene correlato alla mobilità e alla magnitudo della colata detritica da simulare. Conoscendo una di queste due grandezze è quindi possibile selezionare una o più combinazioni di parametri reologici che permettono la modellazione dell'evento di colata. L'equazione di calibrazione presentata in questo studio è il frutto dell'analisi di cinque eventi reali ben documentati del territorio alpino in cui il moto della colata non presentava impedimenti topografici importanti alla divagazione del flusso (opere idrauliche trasversali, edifici in conoide...). L'equazione mostra una buona correlazione sia con la magnitudo di evento che con l'indice di mobilità utilizzato, ma non è stato possibile validarla in modo conclusivo a causa della difficoltà nel recuperare ulteriori dati relativi a colate detritiche non confinate. La metodologia proposta, se adeguatamente validata da ulteriori studi, potrebbe rappresentare un metodo facilmente applicabile, in particolar modo a quei casi in cui non siano disponibili indagini reologiche sul materiale.

Nella terza fase di questo lavoro di ricerca sono stati riportati, infine, i risultati del confronto tra due modelli bidimensionali, FLO-2D e RAMMS. I risultati dell'analisi di performance mostrano che i modelli utilizzati e le relative procedure di calibrazione adottate possono essere degli utili strumenti per la previsione delle aree alluvionate da debris-flow, in quanto distanza di arresto e dispersione laterale dei depositi simulati si avvicinano molto a quelle dei depositi osservati nelle colate detritiche reali, in quasi tutti i casi analizzati.

L'analisi dei risultati delle modellazioni ha prodotto, inoltre, alcuni suggerimenti pratici soprattutto nella scelta del modello, a seconda delle caratteristiche del caso che si vuole analizzare, e dei parametri reologici chiave. In questa terza fase del lavoro di ricerca si è fornito in definitiva uno strumento di valutazione oggettivo dei modelli numerici e un'analisi delle caratteristiche dei due modelli utilizzati, utile per orientare la scelta del modello per chi si occupa di pianificazione territoriale e di realizzazione di interventi di sistemazione dei torrenti e dei bacini montani. Le incertezze delle variabili in gioco e la moltitudine di fattori che influenzano la mobilità delle colate detritiche, che necessariamente occorre considerare nella calibrazione e nell'utilizzo dei modelli numerici, ci portano a suggerire, infine, che i

modelli numerici, se utilizzati ai fini della pianificazione territoriale e della mappatura del pericolo, non devono essere l'unico metodo di stima, ma devono essere utilizzati in associazione con tutti gli strumenti disponibili (informazioni storiche, formule empiriche, modellazioni numeriche).

In conclusione, i risultati più importanti del lavoro mostrano:

- l'importanza della reologia nella descrizione delle dissipazioni energetiche delle fasi matriciali in cui le forze viscosse prevalgono su quelli di tipo frizionale, come evidenziato anche da Iverson (2003); le metodologie di laboratorio presentate in questo studio permettono di definire il modello (tipo Bingham o Herschel e Bulkley), che meglio ne descrive il comportamento e individuano se, invece, le dissipazioni nella miscela in esame siano in prevalenza di tipo frizionale;
- il ruolo essenziale della concentrazione volumetrica e della composizione granulometrica nella definizione del comportamento reologico in particolare delle colate di tipo fangoso;
- la validità della relazione di Coulomb nella descrizione delle fasi di arresto delle colate detritiche in cui le forze coesive hanno un ruolo meno importante; a supporto del modello di Coulomb, la cui validità è stata evidenziata anche da Iverson in diversi studi (Iverson e Denlinger, 2001; Iverson, 2003), è stata presentata una metodologia per il calcolo degli sforzi tangenziali basali utile soprattutto per colate detritiche in cui le dissipazioni di tipo collisionale e frizionale sono preponderanti rispetto a quelle di tipo viscoso;
- l'importanza della magnitudo nella determinazione della mobilità delle colate detritiche che, in certi casi, può mettere in secondo piano le caratteristiche reologiche del fluido e/o condizionarne fortemente la composizione granulometrica.

9 BIBLIOGRAFIA

- ALDERMAN N.J., MEETEN G.H., SHERWOOD J.D. (1991). Vane rheometry of bentonite gels. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* 39 (3), 291-310.
- ANCEY C., EVESQUE P. (2000). *Frictional-collisional regime for granular suspension flows down an inclined channel*. *Physical Review* 62 (6), 8349-8360.
- ANCEY C., JORROT H. (2001). *Yield stress for particle suspensions within a clay dispersion*. *Journal of Rheology* 45, 297–319.
- ARATTANO M., MARCHI L., GENEVOIS R., BERTI M., SIMONI A., TECCA P. R., BONTE M. (1999). *Field monitoring and real time management of debris flows*. *European Project “Debris Flow Risk”* (N. ENV4960253), Final Report, 30 p.
- ARMANINI A., FRACCAROLLO L., ROSATTI G. (2009). *Two-dimensional simulation of debris flows in erodible channels*. *Computers & Geosciences* 35, 993-1006.
- BAGNOLD R.A. (1954). *Experiments on a gravity-free dispersion of large solid spheres in a Newtonian fluid under shear*. *Proceedings of the Royal Society of London* 225, 49–63.
- BARDOU E., ANCEY C., BONNARD C., VULLIET L. (2003). *Classification of debris-flow deposits for hazard assessment in alpine areas*. In: C.L. Chen, D. Rickenmann (Eds.), *Debris Flow Mechanics and Mitigation Conference*, Mills Press, Davos (2003), pp. 799–808.
- BARDOUX A., GRAF C., RHYNER J., KUNTNER R., McARDELL B. W. (2009). *A debris-flow alarm system for the Alpine Illgraben catchment: design and performance*. *Natural Hazards* 49, 517-539.
- BENINI G. (2000). *Sistemazioni idraulico-forestali*. UTET – Unione Tipografico-Editrice Torinese, Torino.
- BERGER C., McARDELL B. W., SCHLUNEGGER F. (2011). *Sediment transfer patterns at the Illgraben catchment, Switzerland: Implications for the time scales of debris flow activities*. *Geomorphology*, 125, 421-432.
- BERTI M., GENEVOIS R., SIMONI A., TECCA P. R. (1999). *Field observations of a debris flow event in the Dolomites*. *Geomorphology* 29, 265-274.
- BERTI M., SIMONI A. (2005). *Experimental evidences and numerical modelling of debris flow initiated by channel runoff*. *Landslides* 2: 171–182.
- BERTI M., SIMONI A. (2007). *Prediction of debris flow inundation areas using empirical mobility relationships*. *Geomorphology* 90, 144–161.

- BETTELLA F., BISANTINO T., D'AGOSTINO V., GENTILE F. (2012). *Debris-flow runout distance: laboratory experiments on the role of Bagnold, Savage and friction numbers*. Monitoring, Simulation, Prevention and Remediation of Dense and Debris Flows IV, 27-36.
- BISANTINO T., FISCHER P., GENTILE F., TRISORIO LIUZZI G. (2009). *Proprietà reologiche e modellazione delle colate detritiche nei bacini torrentizi sud-garganici*. IX Convegno Nazionale dell'Associazione Italiana di Ingegneria Agraria, Ischia Porto, 12-16 Settembre 2009.
- BISANTINO T., FISCHER P., GENTILE F. (2010). *Rheological characteristics of debris-flow material in South-Gargano watersheds*. Natural Hazards 54 (2), 209-223.
- BOVIS M. J., JAKOB M. (1999). *The role of debris supply conditions in predicting debris flow activity*. Earth Surface Processes and Landforms 24, 1039-1054.
- CALLIGARIS C., ZINI L. (2012). *Debris flow phenomena: a short overview?*. In: *Earth Sciences*, Edited by Imran Ahmad Dar, ISBN 978-953-307-861-8.
- CESCA M. (2008). *Studio dei meccanismi di deposizione dei debris flow: integrazioni tra esperienze di laboratorio, analisi di campo e modellazioni numeriche*. Tesi di dottorato, Università degli Studi di Padova.
- CHAU K.T., CHAN L.C.P., LUK S.T., WAI W.H. (2000). *Shape of deposition fan and runout distance of debris-flow: effects of granular and water contents*. In "Debris-Flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction and Assessment". Rotterdam, Wieczorek & Naeser (Eds), Balkema, 387-395.
- CHRISTEN M., KOWALSKI J., BARTELT P. (2010). *RAMMS: Numerical simulation of dense snow avalanches in three-dimensional terrain*. Cold Regions Science and Technology, 63, pp. 1-14.
- CONTRERAS S. M., DAVIES T. R. H. (2000). *Coarse-Grained Debris-Flows, Hysteresis and Time-Dependent Rheology*. Journal of Hydraulic Engineering 126, 938-941.
- COROMINAS J. (1996). *The angle of reach as a mobility index for small and large landslides*. Canadian Geotechnical Journal 33, 260-271.
- COSTA J. E. (1984). *Physical Geomorphology of Debris Flows*. Developments and Applications of Geomorphology, 268-317.
- COUSSOT P., LAIGLE D. (1994). *Etude des laves torrentielles sur modèle réduit en similitude des Phénomènes naturels*. La Houille Blanche 3, 44-49.
- COUSSOT P., PIAU J. M. (1995). *On the behavior of fine mud suspensions*. Rheologica Acta 33, 175-184.

- COUSSOT P., BOYER S. (1995). *Determination of yield stress fluid behavior from inclined plane test*. Rheologica Acta 34, 534-543.
- COUSSOT P., PIAU J. M. (1995). *A large-scale field cylinder rheometer for the study of the rheology of natural coarse suspensions*. Journal of Rheology 39(1), 105–123.
- COUSSOT P. (1996). *Le laves torrentielles - Connaissances à l'usage du praticien*. Cemagref, Série Etudes Equipements pour l'Eau et l'Environnement 23, pp. 177.
- COUSSOT P., MEUNIER M. (1996). *Recognition, classification and mechanical description of debrisflows*. Earth-Science Reviews 40, 209-227.
- COUSSOT P., ANCIÉY C. (1999). *Rheophysical classification of concentrated suspensions and granular pastes*. Physical Review Letters E 59, 4445–4457.
- CHRISTEN M., KOWALSKI J., BARTELT P. (2010). *RAMMS: Numerical simulation of dense snow avalanches in three-dimensional terrain*. Cold Regions Science and Technology 63, 1-14.
- D'AGOSTINO V., CESCO M. (2008). *Comparison between FLO-2D and RAMMS in debris flow modelling: a case study in the Dolomites*. Int. Conf. on Monitoring, simulation, prevention and remediation of Dense and Debris Flow II. D. de Wrachien, C. A. Brebbia e M. A. Lenzi (eds.) WITpress, Southampton, pp. 197-206.
- D'AGOSTINO V., CESCO M. (2009-a). *Reologia e distanza di arresto dei debris flow: sperimentazioni su modello fisico a piccola scala*. IX Convegno Nazionale dell'Associazione Italiana di Ingegneria Agraria, Ischia Porto, 12-16 Settembre 2009.
- D'AGOSTINO V., CESCO M. (2009-b). *Analisi reologica dei gruppi litologici del territorio provinciale per la simulazione dei debris flow mediante il modello FLO-2D*. Rapporto tecnico redatto per la Provincia Autonoma di Trento nell'ambito della consulenza tecnico-scientifica nella redazione della carta del pericolo da fenomeni torrentizi.
- D'AGOSTINO V., CESCO M., MARCHI L. (2010). *Field and laboratory investigation of runout distances of debris flow in the Dolomites (Eastern Italian Alps)*. Geomorphology 115 (3-4), 294-304.
- DAVIES T. R. H. (1986). *Large debris flows: a macro-viscous phenomenon*. Acta Mechanica 63, 161-178.
- DEGANUTTI A. M., TECCA P. R., GENEVOIS R., GALGARO A. (2003). *Field and laboratory study on the deposition features of a debris flow*. In D. Rickenmann & C.L. Chen (Eds), *Debris-flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction, and Assessment*; Proceedings of the 3rd International DFHM Conference. Davos, Switzerland, September 10-12, Rotterdam, Millpress, 833-841.

- EINSTEIN A. (1906). *A new determination of molecular dimensions*. *Annals of Physics* 19.
- FERRO V. (2006). *La sistemazione dei bacini idrografici*. Mc Graw Hill, Milano.
- GHILARDI P., NATALE L., SAVI. F. (2003). *Experimental investigation and mathematical simulation of debris-flow runout distance and deposition area*. In D. Rickenmann & C.L. Chen (eds), *Debris-flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction, and Assessment*; Proceedings of the 3rd International DFHM Conference. Davos, Switzerland, September 10-12, Rotterdam, Millpress, 601-610.
- HÜBL J., STEINWENDTNER H. (2000). *Estimation of rheological properties of viscous debris flows using a belt conveyor*. *Physics and Chemistry of the Earth* 25, 751-755.
- HUNGR O. (1995). *A model for the runout analysis of rapid flow slides, debris flow and avalanches*. *Canadian Geotechnical Journal* 32, 610-623.
- HUNGR O. (2000). *Analysis of debris flow surges using the theory of uniformly progressive flow*. *Earth Surface Processes and Landforms* 25, 1-13.
- HUNGR O., EVANS S. G., BOVIS M.J., HUTCHINSON J. N. (2001). *A review of the classification of landslides of the flow type*. *Environmental & Engineering Geoscience* VII, 221-238.
- HUNT M. L., ZENIT R., CAMPBELL C. S., BRENNEN C. E. (2002). *Revisiting the 1954 suspension experiments of R. A. Bagnold*. *Journal of Fluid Mechanics* 452, 1-24.
- HÜRLIMANN M., RICKENMANN D., MEDINA V., BATERMAN A. (2008). *Evaluation to calculate debris flow parameters for hazard assessment*. *Engineering Geology* 102, 152-163.
- HÜRLIMANN M., ABANCÓ C., MOYA J., RAÏMAT C., LUIS-FONSECA R. (2011). *Debris flow monitoring stations in the eastern Pyrenees. Description of instrumentation, first experiences and preliminary results*. In: The 5th International Conference on Debris-Flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction and Assessment, Padova, 14-17 giugno 2011.
- HUTCHINSON J. N. (1968). *Mass movement*. In: R.W. Fairbridge (ed.), *Encyclopedia of Geomorphology* (pp. 688–695). Reinhold, New York.
- HUTCHINSON J. N. (1988). *General report: Morphological and geotechnical parameters of landslides in relation to geology and hydrogeology*. In: C. Bonnard (ed.), *Proceedings of the 5th International Symposium on Landslides* (Vol. 1, pp. 3–36). A.A. Balkema, Rotterdam.
- HUTTER K., SVENDSEN B., RICKENMANN D. (1996). *Debris flow modeling: a review*. *Continuum Mechanics and Thermodynamics* 8, 1-35.

- IVERSON R. M., LAHUSEN R. G. (1989). *Dynamic pore-pressure fluctuation in rapidly shearing granular materials*. Science 246, 769-799.
- IVERSON R. M., LAHUSEN R. G. (1993). *Friction in debris flow: Inferences from large-scale flume experiments*. Proceedings of the 1993 Conference of the Hydraulics Division of the American Society of Civil Engineers 2, 1604-1609.
- IVERSON R. M. (1997-a). *The physics of debris flow*. Reviews of Geophysics 35, 245-296.
- IVERSON, R. M. (1997-b). *Hydraulic modeling of unsteady debris-flow surges with solid-fluid interactions*. In Chen, C. L. (ed.), *Debris flow hazards mitigation: Mechanics, prediction, and assessment*, American Society of Civil Engineers, Proceedings of First International Conference, August 7–9, San Francisco, 550–560.
- IVERSON R. M., VALLANCE J. W. (2001). *New views of granular mass flows*. Geology 29, 115-118.
- IVERSON R.M. (2003). *The debris-flow rheology myth*. In D. Rickenmann & C.L. Chen (eds), *Debris-flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction, and Assessment*; Proceedings of the 3rd International DFHM Conference. Davos, Switzerland, September 10-12, Rotterdam, Millpress, 303-314.
- IVERSON, R.M. E R.P. DENLINGER. 2001. *Flow of variably fluidized granular masses across three-dimensional terrain: 1. Coulomb mixture theory*. Journal of Geophysical Research 106, 537-552.
- IVERSON R.M. (2005). *Debris-flow mechanics*. In: Jakob, M., Hungr, O. (Eds.), *Debris-flow Hazards and Related Phenomena*, Springer, Berlin, 105-134.
- IVERSON R. M., LOGAN M., LAHUSEN R.G., BERTI M. (2010). *The perfect debris flow? Aggregated results from 28 large-scale experiments*. Journal of Geophysical Research 115, F03005.
- JIMNEZ J. F., PACHECO R., SALA F. (2006). *Soluzione semi-analitica per il calcolo del profilo dell'onda di propagazione in moto laminare di un flusso iperconcentrato, con particolare riferimento al fluido Herschel-Bulkley*. XXX Convegno di Idralica e Costruzioni Idrauliche – IDRA 2006, 10-15 Settembre, Roma.
- JOHNSON, A.M. (1984). *Debris flow*. In *Slope Instability*, edited by D. Brunsten D. B. Prior, John Wiley, New York, pp. 257-361.
- JOHNSON A. M. (1970). *Physical Processes in Geology*. Freeman Cooper, San Francisco, 577 pp.
- JULIEN, P. Y., LAN Y. (1991). *Rheology of hyperconcentrations*. Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 117 (3), 346-353.

- JULIEN P.Y., O'BRIEN J.S. (1997). *Selected notes on debris flow dynamics*. In: Armanini, A., Michiue, M. (Eds.), *Recent Developments in Debris Flows*. Springer, Berlin, pp. 144–162.
- KAITNA R. (2006). *Debris flow experiments in a rotating drum*. PhD thesis, University of Natural Resources and Applied Life Sciences, Vienna.
- KAITNA R., RICKENMANN D. (2007). *Flow of Different Material Mixtures in a Rotating Drum*. Fourth International DFHM Conference: Mechanics, Prediction and Assessment, Chengdu.
- KAITNA R., RICKENMANN D., SCHATZMANN M. (2007). *Experimental study on rheologic behaviour of debris flow material*. *Acta Geotechnica* 2, 71–85
- KILBURN C. R. J., SØRENSEN S. A. (1998). *Runout lengths of sturzstroms: the control of initial conditions and of fragment dynamics*. *Journal of Geophysical Research* 103 (8), 17877-17884.
- KÖRNER H. J. (1976). *Reichweite und Geschwindigkeit von Bergsturzen und Fleisschneelawinen*. *Rock mechanics and rock engineering* 8 (4), 225-256.
- LIU X. (1996). *Size of a debris flow deposition: model experiment approach*. *Environmental Geology* 28 (2), 70-77.
- LORENTE A., BAGUERÍA S., BATHURST J. C., GARCÍA-RUIZ J. M. (2003). *Debris flow characteristics and relationships in the central Spanish Pyrenees*. *Natural Hazards and Earth System Sciences* 3(6), 683-691
- MAJOR J. J. (1997). *Depositional processes in large-scale debris-flow experiments*. *The Journal of Geology* 105, 345-366.
- MAJOR, J.J., PIERSON, T.C. (1992). *Debris flow rheology: experimental analysis of fine-grained slurries*. *Water Resources Research* 28 (3), 841-857.
- MAJOR J.J. (2000). *Gravity-Driven Consolidation of Granular Slurries - Implications for Debris-Flow Deposition and Deposit Characteristics*. *Journal of Sedimentary Research*, 70 (1), 64-83.
- MAJOR J. J., PIERSON T. C., SCOTT K. M. (2005). *Debris flows at Mount St. Helens, Washington, USA*. In *Debris Flow Hazards and Related Phenomena*, edited by M. Jakob and O. Hungr, Springer, Berlin, pp. 685–731.
- MALET J. P., REMAITRE A., MAQUAIRE O., ANCEY C., LOCAT. J. (2003). *Flow susceptibility of heterogeneous marly formations: implications for torrent hazard control in the Barcelonnette Basin (Alpes-de-Haute-Provence, France)*. In: D. Rickenmann & C.L. Chen (eds), *Debris-flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction, and Assessment*;

- Proceedings of the 3rd International DFHM Conference. Davos, Switzerland, September 10-12, 2003. Rotterdam, Millpress, 351-362.
- MARCHETTI M. (2000). *Geomorfologia fluviale*. Pitagora Editrice, Bologna.
- MARCHI L., ARATTANO M., DEGANUTTI A. M. (2002). *Ten years of debris-flow monitoring in the Moscardo Torrent (Italian Alps)*. *Geomorphology* 46, 1-17.
- MARTINO R., SABATINO C. (2002). *Considerazioni sulla differenza di velocità tra fase solida e liquida in un flusso di un miscuglio granulare*. Atti del 28° Convegno di Idraulica e Costruzioni idrauliche. Potenza, 16-19 Settembre 2002.
- MARTINO R. (2003). *Experimental analysis on the rheological properties of a debris-flow deposit*. In D. Rickenmann & C.L. Chen (eds), *Debris-flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction, and Assessment*; Proceedings of the 3rd International DFHM Conference. Davos, Switzerland, September 10-12, Rotterdam, Millpress, 363-373.
- MARTINO R., PAPA M.N. (2005). *Legge di resistenza al moto per una corrente detritica confinata non omogenea*. Atti del Convegno “La mitigazione del rischio da colate di fango”, Napoli 2-3 maggio 2005 e Sarno 4-5 maggio 2005, pp. 211-220.
- McARDELL B. W., ZANUTTIGH B., LAMBERTI A., RICKENMANN D. (2003). *Systematic comparison of debris-flow laws at the Illgraben torrent, Switzerland*. In: Rickenmann D. & Chen C.L. (Eds.), *Debris-Flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction and Assessment*, Proceedings of the 3rd International DFHM Conference. Davos, Switzerland, September 10-12, Rotterdam, Millpress, 647-657.
- McARDELL B. W., BARTELT P., KOWALSKI J. (2007-a). *Field observations of basal forces and fluid pore pressure in a debris flow*. *Geophysical research letters* 34, L07406.
- McARDELL B. W., CESCA M., HUGGEL C., SCHEUNER T., GRAF C., CHRISTEN M. (2007-b). *Numerical modeling of debris flow runout in the Swiss Alps*. *Geological Society of America Abstracts with Programs* 39, p. 438.
- McCOY S.W., KEAN J.W., COE J.A., STALEY D.M., WASKLEWICZ T.A., TUCKER G.E. (2010). *Evolution of a natural debris flow: In situ measurements of flow dynamics, video imagery, and terrestrial laser scanning*. *Geology* 38, 735-738.
- MICHELINI T. (2011). *Dinamica di deposizione di colate detritiche granulari: il caso dei torrenti Dosson, Cencen e Gabbio (Strembo, Trento)*. Tesi di laurea in Scienze Forestali ed Ambientali. Relatore: Prof. Vincenzo D'Agostino.
- MIZUYAMA T., UEHARA S. (1983). *Experimental study of the depositional process of debris flow*. *Japanese Geomorphological Union* 4 (1), 49-63.

- NANNI T., BRUNETTI M., MAUGERI M. (2008). *Variazione nella frequenza e nell'intensità delle precipitazioni giornaliere in Italia negli ultimi 120 anni*. In: Carli B, Cavarretta G, Colacino M, Fuzzi S, editors. *Clima e Cambiamenti Climatici – Le attività di Ricerca del CNR*, Roma: Consiglio Nazionale delle Ricerche.
- NGUYEN Q. D., BOGER D. V. (1985). *Direct yield stress measurement with the vane method*. *Journal of Rheology* 29, 335-347.
- O'BRIEN J. S., JULIEN P. Y. (1985). *Physical properties and mechanics of hyperconcentrated sediment flows*. *Proceeding of the Speciality Conference on Delineation of Landslides, Flash Flood and Debris Flow Hazard in Utah*. Utah Water Research Laboratory, 260-279.
- O'BRIEN J. S., JULIEN P. Y. (1988). *Laboratory analysis on mudflow properties*. *Journal of Hydraulic Engineering* 114, 877-887.
- O'BRIEN J. S., JULIEN P. J., FULLERTON W. T. (1993). *Two-dimensional water flow and mudflow simulation*. *Journal of Hydraulic Engineering* 119, 244 – 261.
- O'BRIEN J. S. (2009). *FLO-2D Reference Manual*, version 2009.06. Nutrioso, Arizona.
- PARSON J. D., WHIPPLE K. X., SIMONI A. (2001). *Experimental study of the grain-flow, fluid-mud transition in debris flows*. *Journal of Geology* 109, 427-447.
- PERRET D., LOCAT J., MARTIGNONI P. (1996). *Thixotropic behavior during shear of a fine-grained mud from Eastern Canada*. *Engineering Geology* 43, 31-44.
- PHILLIPS C. J., DAVIES T. R. H. (1991). *Determining rheological parameters of debris flow material*. *Geomorphology* 4, 573–587.
- PIERSON T. C. (1986). *Flow behavior of channelized debris flows, Mount St. Helens, Washington*. In *Hillslope Processes*, Edited by A. D. Abrahams, Boston, Allen & Unwin, pp. 269-296.
- PIGNON F., MAGNIN A., PIAU J. M. (1996). *Thixotropic colloidal suspensions and flow curves with minimum: identification of flow regimes and rheometric consequences*, *Journal of Rheology* 40, 573–587.
- POULIQUEN O. (1999). *Scaling laws in granular flows down rough inclined planes*. *Physics of Fluids* 11 (3), 542-548.
- REGINATO M. (2011). *Studio dell'evento alluvionale del 15/08/2010 nei rii Val Molinara e Val del Lago (Baselga di Pinè, TN): fenomenologia di due debris flow erosivi*. Tesi di laurea in Scienze Forestali ed Ambientali. Relatore: Prof. Vincenzo D'Agostino.
- RICKENMANN D., ZIMMERMANN M. (1993). *The 1987 debris flows in Switzerland: documentation and analysis*. *Geomorphology*, 8(2-3), 175-189.

- RICKENMANN D. (1999). *Empirical Relationships for Debris Flows*. Natural Hazards 19, 47–77.
- RICKENMANN D., WEBER D., STEPANOV B. (2003). *Erosion by debris flows in field and laboratory experiments*. In: Rickenmann D. & Chen C.L. (Eds.), *Debris-Flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction and Assessment*, Proceedings of the 3rd International DFHM Conference. Davos, Switzerland, September 10-12, Rotterdam, Millpress, pp. 883-894.
- RICKENMANN D., LAIGLE D., McARDELL B.W., HÜBL J. (2006). *Comparison of 2D debris-flow simulation models with field events*. Computational Geosciences 10, 241-264.
- ROSATTI G., BEGNUDELLI L. (2013). *Two-dimensional simulation of debris flows over mobile bed: Enhancing the TRENT2D model by using a well-balanced Generalized Roe-type solver*. Computers & Fluids 71, 179-195.
- SAVAGE S.B., MCKEOWN S. (1983). *Shear stresses developed during rapid shear of concentrated suspensions of large spherical particles between concentric cylinders*. Journal of Fluid Mechanics 127, 453-472.
- SAVAGE S. B., HUTTER K. (1989). *The motion of finite mass of granular materials down a rough incline*. Journal of Fluid Mechanics 199, 177-215.
- SANTOLO A. S., PELLEGRINO A.M., EVANGELISTA A. (2010). *Experimental study on the rheological behaviour of debris flow*. Natural Hazards and Earth System Sciences 10, 2507–2514.
- SCHATZMANN M., FISCHER P., BEZZOLA G. R. (2003). *Rheological behavior of fine and large particle suspensions*. Journal of Hydraulic Engineering 129 (10), 796-803.
- SCHATZMANN M. (2005). *Rheometry for large particle fluids and debris flows*. PhD Thesis. Swiss Federal Institute of Technology Zurich.
- SCHATZMANN M., BEZZOLA G. R., MINOR H. E., WINDHAB E. J., FISCHER P. (2009). *Rheometry for large-particulated fluids: analysis of the ball measuring system and comparison to debris flow rheometry*. Rheological Acta 48, 715 -733.
- SCHULZE B., BRAUNS J., SCHWALM I. (1991). *Neuartiges Baustellen-Messgerät zur Bestimmung der Fliessgrenze von Suspensionen*. Sonderdruck aus Geotechnik 3.
- SCHEIDL C., RICKENMANN D. (2010). *Empirical prediction of debris-flow mobility and deposition on fans*. Earth Surface Processes and Landforms 35, 157–173.

- SCOTT K. M., PRINGLE P. T., VALLANCE J. W. (1992). *Sedimentology, Behavior and Hazards of Debris Flows at Mt. Rainier, Washington* (Open-File Report 90-385). US Geological Survey, Reston, VA.
- SIMONI A., MAMMOLITI M., BERTI M. (2011). *Uncertainty of debris flow mobility relationships and its influence on the prediction of inundated areas*. *Geomorphology* 132, 249–259.
- SOSIO R., CROSTA G. B., FRATTINI P. (2007). *Field observations, rheological testing and numerical modeling of a debris-flow event*. *Earth Surface Processes and Landforms* 32, 290-306.
- SOSIO R., CROSTA G.B. (2009). *Rheology of concentrated granular suspensions and possible implications for debris flow modeling*. *Water Resources Research* 45, W03412.
- TAKAHASHI T. (2007). *Debris flow, Mechanics, Prediction and Countermeasures*. Ed. Taylor & Francis.
- TANNER, R. I. (1988). *Engineering Rheology* 2nd. Ed. Clarendon Press, Oxford, USA.
- TECCA P. R., GALGARO A., GENEVOIS R., DEGANUTTI A. M. (2003). *Development of a remotely controlled debris flow monitoring system in the Dolomites (Acquabona, Italy)*. *Hydrological Processes* 17, 1771-1784.
- VANONI V. A. (1975). *Sedimentation Engineering*. American Society of Civil Engineers. New York.
- VAN STEIJN H., COUTARD. J.P. (1989). *Laboratory experiments with small debris flows: physical properties related to sedimentary characteristics*. *Earth Surface Processes and Landforms* 14 (6-7), 587-596.
- VARNES D. J. (1954). *Landslide types and processes*. In: E.B. Eckel (ed.), *Landslides and Engineering Practice* (Special Report 28, pp. 20–47). Highway Research Board, National Academy of Sciences, Washington, DC.
- VARNES D. J. (1978). *Slope movement types and processes*. In: R.L. Schuster and R.J. Krizec (eds.), *Land-slides Analysis and Control* (Special Report 176, 11-33), National Academy of Sciences, Transportation Research Board, Washington D.C.
- VOELLMY A. (1955). *Ueber die Zerstoerungskraft von Lawinen Schweizerische Bauzeitung*. English version “*On the destructive force of avalanches*” translated by Tate R.E. (1964), ed. US Department of Agriculture Forest Service.
- WALLERSTEIN N. P., ALONSO C. V., BENNET S. J., THORNE C. R. (2001). *Distorted Froude-scaled flume analysis of large woody debris*. *Earth Surface Processes and Landforms* 26, 1265-1283.

- WANG J. S., JAN C. D. (2002). *Rheological behaviors of gravel-mud mixtures*. In: Proceeding of the Fifth International Conference of Hydro-Science and Engineering, IAHR, Warsaw, Poland.
- WHIPPLE K. X. (1997). *Open-Channel flow of Bingham fluids: applications in debris flow research*. *Journal of Geology* 105, 243-262.
- WILKINSON W. L. (1960). *Non-newtonian fluids*. Pergamon Press, Oxford.

Indice delle Tabelle

Tabella 2.1. Classificazione dei movimenti di massa secondo Hungr et al. (2001).....	13
Tabella 2.2. Stima dei gruppi adimensionali che caratterizzano gli sforzi presenti in una colata detritica per un range di colate detritiche prototipo (Iverson, 1997-a).....	38
Tabella 4.1. Gradienti di velocità γ e valori minimo e massimo di viscosità (η_{min} , η_{max}) misurabili, calcolati per le diverse combinazioni di velocità di rotazione (RPM in giri/minuto) e tipologia di girante a vano (girante V 72 e V 73, caratteristiche in Figura 4.2) utilizzate nei test.	50
Tabella 4.2. Disposizione delle fotocellule per la misura del passaggio del fronte della colata detritica lungo la canaletta: nella prima colonna si riporta il codice assegnato alla fotocellula (la fotocellula Start fa partire il cronometro al passaggio del fronte), mentre la seconda colonna riporta la distanza della fotocellula dalla scatola di rilascio e la terza l'interdistanza tra due fotocellule successive.	53
Tabella 5.1. Composizione granulometrica dei campioni di sedimento utilizzati nelle prove con reometro Brookfield DVIII ultra.....	62
Tabella 5.2. Caratteristiche principali dei campioni di sedimento utilizzato per realizzare le miscele utilizzate nelle prove di laboratorio: densità (ρ), percentuale di ghiaia (G), sabbia (Sa) e limo e argilla ($Si+C$), diametro medio delle particelle (D_m) e percentili diametrici D_{84} , D_{50} e D_{16}	80
Tabella 5.3. Riassunto dei principali dati che descrivono le prove statiche realizzate su reometro a piano inclinato (α : angolo di inclinazione della scatola di rilascio; C_V : concentrazione volumetrica della miscela; M_T : massa totale della miscela; M_D : massa depositata; V_D : volume depositato; h_{GD} : altezza del centro di gravità della miscela all'interno della scatola; L_{max} : massima distanza raggiunta sul piano di deposito; B_{max} : massima dispersione laterale; S_n massima superficie del deposito, σ_{bm} pressione normale media del deposito, τ_{bm} sforzo tangenziale basale medio).	86
Tabella 5.4. Dataset ottenuto dall'elaborazione dei risultati delle prove di trasporto su reometro a piano inclinato.....	95
Tabella 5.5. Grandezze caratteristiche delle forme de posizionali osservate.	98
Tabella 6.1. Parametri morfometrici dei bacini idrografici dei corsi d'acqua montani presi in considerazione in questo studio	107

Tabella 6.2. Valori della distanza di arresto misurata al termine delle prove di trasporto su piano inclinato.....	109
Tabella 6.3. Sforzo tangenziale (τ_y) e viscosità (μ_N) in funzione della concentrazione volumetrica. La tabella riporta i valori di $\alpha_{1,2}$ e $\beta_{1,2}$ che descrivono le diverse tipologie di colata (O'Brien e Julien, 1988).....	112
Tabella 6.4. Combinazioni aggiuntive dei parametri reologici di FLO-2D per la calibrazione delle prove di laboratorio	114
Tabella 6.5. Set di parametri reologici tarati per le colate detritiche dei bacini oggetto di studio.....	117
Tabella 6.6. Caratteristiche principali dei cinque eventi di colata detritica reali considerati.....	118
Tabella 6.7. Parametri reologici risultati dalla back analysis dei cinque eventi reali considerati.....	121
Tabella 7.1. Valori degli indici di performance calcolati per le modellazioni numeriche realizzate con RAMMS e FLO-2D con la procedura per la definizione dei parametri di input sopradescritta (colonna 'prima simulazione') e con la successiva calibrazione dei parametri reologici (colonna 'calibrazione finale'); in grassetto sono evidenziati i casi in cui l'indice di performance supera positivamente il valore stabilito.	128

Indice delle Figure

Figura 2.1. Schema di una colata detritica (da Pierson, 1986).....	10
Figura 2.2. Sezione trasversale di una colata detritica (da Schatzmann, 2005).	11
Figura 2.3. Rappresentazione schematica dell'applicazione di una forza ad un fluido interposto tra due piani paralleli.....	16
Figura 2.4. Rappresentazione grafica dei reogrammi dei diversi tipi di fluido.....	18
Figura 2.5. Distribuzione della velocità e dello sforzo tangenziale per un fluido newtoniano e viscoso plastico di Bingham su pendio infinito (modificato da Marchetti, 2000 in Cesca, 2008).	20
Figura 2.6. Zona sottoposta a sforzo tangenziale durante la fase di moto di diverse tipologie di colate detritiche (da Schatzmann, 2005).	21
Figura 2.7. Differenti configurazioni geometriche del modello a due piatti utilizzato all'interno di un reometro: (a) Sistema a Cilindri Concentrici (CCS), (b) Sistema Cono e Piatto (CPS), (c) Sistema a Piatti Paralleli (PPS)(da Schatzmann 2005).	24
Figura 2.8. Schema del funzionamento del Ball Measuring System (a sinistra) e un dispositivo utilizzato per l'applicazione di questo metodo (a destra) (da Schatzmann, 2005).	28
Figura 2.9. Fotografia del Vertical Rotating Flume (a sinistra) e sezione dell'apparato strumentale (a destra)utilizzato nelle prove di Kaitna et al. (2007).	29
Figura 2.10. Rappresentazione schematica di un flusso costante ed uniforme di sfere identiche solide immerse in un fluido Newtoniano(Iverson, 1997-a).....	33
Figura 4.1. Il reometro Brookfield DV-III Ultra (a sinistra) e lo schema di funzionamento (a destra).	45
Figura 4.2. Caratteristiche delle giranti a vano utilizzate.....	46
Figura 4.3. Livelli (Immersion mark) ai quali è possibile immergere le giranti a vano del reometro Brookfield DVIII Ultra.	47
Figura 4.4. Il reometro a piano inclinato durante una prova di dam break (a) e al termine di una prova dinamica con l'utilizzo della canaletta (b).....	51

Figura 4.5. Particolari del reometro: a) Superficie del piano di deposito; b) Fondo della canaletta. In entrambi i casi, lo spessore del rilievo è pari a 2 mm (da Cesca, 2008).	52
Figura 5.1. Granulometrie dei campioni di sedimento provenienti dai depositi di colata detritica dei corsi d'acqua oggetto di studio.	61
Figura 5.2. Sforzo tangenziale e viscosità in funzione del tempo di sollecitazione tangenziale per le prove con diversa immersione della girante.	64
Figura 5.3. Percentuale di momento torcente utilizzato dallo strumento e sforzo tangenziale iniziale misurato in funzione della diversa 'pressione idrostatica' generata dalle diverse profondità di immersione della girante.	65
Figura 5.4. Rapporto tra sforzo tangenziale iniziale τ_0 e pressione idrostatica p in funzione della profondità di immersione della girante.	66
Figura 5.5. Grafico dello sforzo tangenziale iniziale (<i>yield stress</i> , media dei risultati di tre test effettuati per ogni miscela) in funzione della concentrazione volumetrica per le miscele di acqua e sedimento analizzate.	67
Figura 5.6. Sforzo tangenziale misurato dal viscosimetro in funzione del tempo di rotazione per la miscela con concentrazione volumetrica pari a 0.60 (materiale del rio Gatria).	68
Figura 5.7. Sforzo tangenziale in funzione del gradiente di velocità misurato per le miscele realizzate con il materiale del rio Gatria (concentrazioni volumetriche pari a 0.55, 0.60 e 0.625); asse delle ascisse in scala naturale (grafico A) e in scala logaritmica (grafico B) per una visualizzazione migliore dei risultati per gradienti di velocità inferiori a 1 s^{-1} .	70
Figura 5.8. Sforzo tangenziale (τ) in funzione del gradiente di velocità (γ) per le prove con reometro Brookfield DVIII Ultra sul materiale del rio Gatria.	72
Figura 5.9. Sforzo tangenziale (τ) in funzione del gradiente di velocità (γ) per le prove con reometro Brookfield DVIII Ultra sul materiale del rio Rotolon.	72
Figura 5.10. Sforzo tangenziale (τ) in funzione del gradiente di velocità (γ) per le prove con reometro Brookfield DVIII Ultra sul materiale del rio Rudan setacciato a 0.5 mm.	73
Figura 5.11. Sforzo tangenziale (τ) in funzione del gradiente di velocità (γ) per le prove con reometro Brookfield DVIII Ultra sul materiale del rio Rudan setacciato a 2mm.	73
Figura 5.12. Rappresentazione schematica dei comportamenti reologici riscontrati per diversi materiali analizzati con reometro Brookfield DVIII Ultra.	74

Figura 5.13. Discostamento percentuale dal valore medio, per ogni combinazione tra concentrazione e gradiente di velocità, in funzione della concentrazione volumetrica C_V (prove realizzate con materiale del torrente Gatria).....	77
Figura 5.14. Discostamento percentuale dal valore medio, per ogni combinazione tra concentrazione e gradiente di velocità, in funzione della velocità angolare di rotazione della girante (prove realizzate con materiale del torrente Gatria).....	77
Figura 5.15. Schematizzazione delle prove statiche su piano inclinato e delle variabili in gioco utilizzate per il calcolo dello sforzo tangenziale medio al fondo (a) e immagine del reometro alla fine di un test con il materiale del rio Rudan (b).....	82
Figura 5.16. Schematizzazione adottata per la risoluzione dell'equazione 5.6.....	83
Figura 5.17. Grafico tra sforzo tangenziale (τ_{bm}) calcolato con l'equazione 5.6 per diversi valori di suddivisione degli spostamenti (n).	83
Figura 5.18. Accelerazione e shear rate, in funzione del tempo, osservati nella fase deposizionale delle modellazioni di dam break a piccola scala (test realizzato con materiale R2 e $C_v = 0.55$).	84
Figura 5.19. Runout L_{max} scalata sull'altezza del baricentro della massa movimentata ad inizio prova (h_{GD}) in funzione della concentrazione volumetrica della miscela C_v	87
Figura 5.20. Massima dispersione laterale B_{max} scalata sulla lunghezza di runout L_{max} in funzione della concentrazione volumetrica della miscela C_v	88
Figura 5.21. Sforzo tangenziale basale medio in funzione della pressione media del deposito per i due materiali analizzati nelle prove statiche su reometro a piano inclinato.	88
Figura 5.22. Sforzo tangenziale basale medio in funzione della concentrazione volumetrica.	89
Figura 5.23. Curve granulometriche dei campioni di sedimento utilizzati nelle prove dinamiche con reometro a piano inclinato.....	93
Figura 5.24. Variazione temporale della posizione del fronte della colata detritica nella canaletta del reometro a piano inclinato; i test con $C_V=0.60$ mostrano due distinte fasi con velocità diversa.	94
Figura 5.25. Numero di Bagnold in funzione del numero di Savage (la freccia indica il passaggio dalla prima alla seconda fase nei test con $C_V=0.6$).	96

Figura 5.26. Numero di Bagnold in funzione del numero di attrito (la freccia indica il passaggio dalla prima alla seconda fase nei test con $C_V=0.6$).	96
Figura 5.27. Forme di deposito osservate sul piano di deposito del reometro a piano inclinato alla fine delle prove dinamiche.	97
Figura 5.28. Mobilità (espressa dal rapporto L/H) delle miscele testate in laboratorio in funzione della concentrazione volumetrica e della scala di amplificazione utilizzata.	101
Figura 5.29. Distanza percorsa dalla colata detritica osservata in laboratorio in funzione dell'energia potenziale disponibile ($M \cdot H$). I dati di laboratorio sono confrontati con le relazioni empiriche di Rickenmann (eq. 5.14) e di Lorente et al. (eq. 5.15).	102
Figura 6.1. Rapporto tra distanza totale percorsa dal flusso e dislivello	110
Figura 6.2. Pendenza di dissipazione energetica (S_e) in funzione della concentrazione volumetrica (C_V) per le cinque reologie scelte per la calibrazione della prove di laboratorio (da D'Agostino e Cesca, 2009 -b).	113
Figura 6.3. Valori del rapporto L/H per le simulazioni del reometro a piano inclinato (K costante e uguale a 24).	116
Figura 6.4. Distanza percorsa dalla colata detritica osservata nei casi reali analizzati in funzione dell'energia potenziale disponibile ($M \cdot H$). I dati sono confrontati con le relazioni empiriche di Rickenmann (eq. 2.8) e di Lorente et al. (eq. 2.9) e con la relazione identificata in laboratorio per le miscele con $C_V=0.60$ (equazione c di Figura 5.29).	119
Figura 6.5. Indice di mobilità L/H in funzione della magnitudo degli eventi reali considerati.	120
Figura 6.6. Relazione tra l'indice reologico RI e l'indice di mobilità L/H	122
Figura 6.7. Relazione tra l'indice reologico RI e magnitudo M	122
Figura 7.1. Rappresentazione schematica del confronto tra area di deposito reale (linea tratteggiata) e simulata (linea continua) (da Scheidl e Rickenmann, 2010).	127
Figura 7.2. Confronto areale tra i depositi reali osservati in campo e i risultati ottenuti nelle modellazioni con FLO-2D e RAMMS.	129

Indice dei simboli utilizzati

A	superficie del piano
b	costante empirica
B'	viscosità intrinseca (coefficiente di Einstein)
B_{max}	massima dispersione laterale
c	coesione
C	percentuale di argilla
C_i	coefficiente di sforzo inerziale
C_m	concentrazione volumetrica di massimo impaccamento
C_V	concentrazione volumetrica
d	diametro
D	diametro del sedimento
D_{xx}	percentile diametrico
e	coefficiente di restituzione dei grani solidi
E	durezza della miscela,
E_p	energia potenziale
Eu	numero di Eulero
F	forza
Fr	numero di Froude
G	percentuale di ghiaia
G_D	centro di massa
h	tirante
h_{GD}	differenza tra le altezze del centro di massa iniziale (massa ad inizio movimento) e finale (deposito)
H	dislivello percorso dalla colata
h_i	livello di immersione della girante
H_i	spessore della parte di colata inferiore, dove si verifica un incremento della velocità
H_s	spessore della zona di taglio
k_i	permeabilità idraulica
i	intensità di pioggia efficace
K	parametro di resistenza
k_1	coefficiente empirico
k_2	coefficiente empirico
L	distanza totale percorsa dalla colata
L_c	lunghezza del cilindro interno
L_{max}	massima distanza di arresto
L_s	lunghezza del canale
m	coefficiente numerico
M	magnitudo della colata
M_D	massa del deposito
M_T	massa totale

n	<i>scabrezza di Manning</i>
N	<i>numero di grani sovrastanti lo strato considerato</i>
N_B	<i>numero di Bagnold</i>
n_c	<i>indice di consistenza</i>
N_{Dar}	<i>numero di Darcy</i>
N_{mass}	<i>numero di massa</i>
N_{Sav}	<i>numero di Savage</i>
n_{td}	<i>scabrezza turbolento-dispersiva</i>
p	<i>pressione idrostatica</i>
p_{bm}	<i>valore medio della pressione dei pori basale</i>
q	<i>rappporto tra le componenti granulometriche grossolane e quelle fini</i>
r	<i>raggio</i>
R	<i>raggio del cono o del piatto</i>
R_b	<i>raggio della girante</i>
R_c	<i>raggio del contenitore</i>
Re	<i>numero di Reynolds</i>
R_i	<i>raggio del cilindro interno</i>
RI	<i>indice reologico</i>
R_0	<i>raggio del cilindro esterno</i>
S	<i>area planimetrica</i>
S_a	<i>percentuale di sabbia</i>
S_f	<i>pendenza di dissipazione energetica</i>
S_i	<i>percentuale di limo</i>
S_j	<i>area basale cumulata</i>
S_n	<i>massima superficie del deposito</i>
S_{td}	<i>la pendenza turbolento-dispersiva</i>
S_{visc}	<i>pendenza viscosa</i>
S_y	<i>pendenza legata allo sforzo tangenziale iniziale</i>
T	<i>momento torcente</i>
T_g	<i>temperatura granulare</i>
$T_{f(i)}$	<i>sforzo inerziale fluido</i>
$T_{s(i)}$	<i>sforzo inerziale solido</i>
V	<i>velocità</i>
V_D	<i>volume del deposito</i>
V_x	<i>velocità mediata sulla profondità lungo l'asse x</i>
V_y	<i>velocità mediata sulla profondità lungo l'asse y</i>
x_G	<i>posizione del centro di massa</i>
X	<i>intersezione tra area reale e area simulata</i>
y	<i>tirante</i>
y_0	<i>spessore plug rigido</i>
Z	<i>area reale non simulata</i>
α	<i>angolo di inclinazione</i>
α_1	<i>coefficiente empirici</i>
α_2	<i>coefficiente empirici</i>
α_d	<i>coefficiente di attrito dinamico</i>

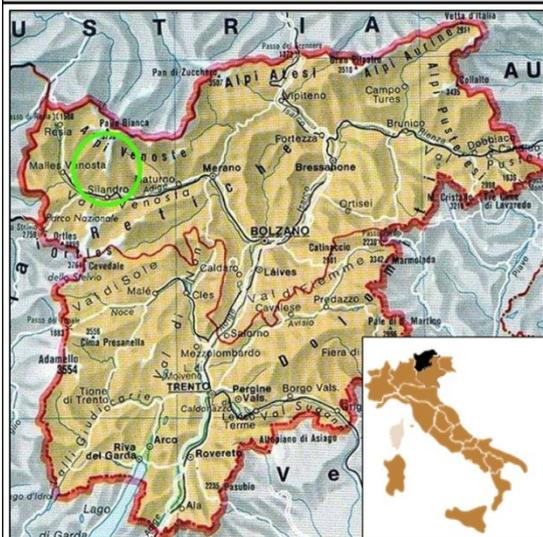
β_1	<i>coefficiente empirici</i>
β_2	<i>coefficiente empirici</i>
γ	<i>gradiente di velocità, shear rate</i>
γ_{ar}	<i>peso specifico dell'aria</i>
γ_n	<i>peso specifico della neve</i>
δ	<i>diametro caratteristico dei grani</i>
Δt	<i>intervallo di tempo</i>
ε	<i>scarto percentuale</i>
ε_p	<i>indice di accuratezza positiva</i>
η	<i>esponente empirico</i>
λ	<i>concentrazione lineare di grano</i>
μ	<i>viscosità</i>
μ_B	<i>viscosità di Bingham</i>
μ_c	<i>coefficiente di attrito cinematico</i>
ξ	<i>coefficiente di turbolenza</i>
φ	<i>angolo di deposizione o angolo di resistenza al taglio</i>
ρ	<i>densità</i>
ρ_f	<i>densità della parte fluida</i>
ρ_m	<i>densità della miscela</i>
ρ_s	<i>densità del materiale solido</i>
σ	<i>pressione intergranulare</i>
σ_{bm}	<i>pressione normale basale media</i>
Σ	<i>somma degli sforzi</i>
τ	<i>sforzo tangenziale</i>
τ_0	<i>tensione tangenziale limite al taglio</i>
τ_{bm}	<i>sforzo tangenziale medio agente sul fondo</i>
τ_d	<i>sforzo dispersivo</i>
τ_m	<i>sforzo di sfregamento tra i granuli</i>
τ_t	<i>sforzo turbolento</i>
τ_u	<i>sforzo di attrito viscoso</i>
v_s	<i>concentrazione volumetrica solida</i>
v_f	<i>concentrazione volumetrica liquida</i>
ψ	<i>indice di eccedenza</i>
ω	<i>velocità angolare</i>

APPENDICE

Descrizione schematica dei bacini idrografici oggetto di studio in questo lavoro di ricerca:

1. Rio Gatria (Silandro, Bolzano).
2. Rio Rudan (Vodo di Cadore, Belluno).
3. Rio Rotolon (Recoaro Terme, Vicenza).
4. Rio Val Molinara (Baselga di Pinè, Trento).
5. Rio Val del Lago (Baselga di Pinè, Trento).
6. Torrente Chieppena (Strigno, Trento).
7. Torrente Dosson (Spiazzo, Trento).
8. Rio Dona (Mazzin di Fassa, Trento).
9. Rio Acquabona (Cortina d'Ampezzo, Belluno).

1. RIO GADRIA (Silandro, Bolzano)

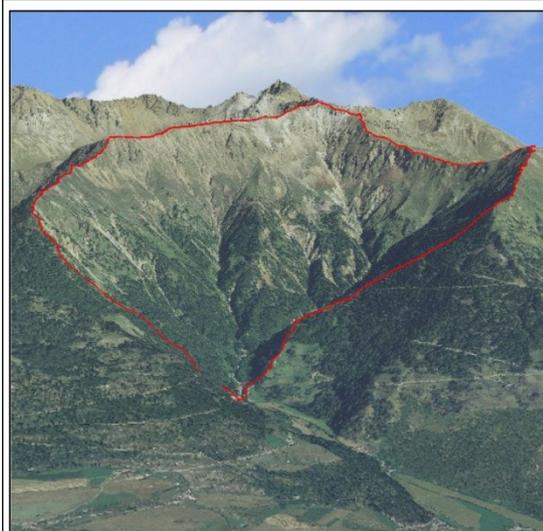


Localizzazione

Coordinate geografiche della sezione di chiusura
(UTM fuso 32N)

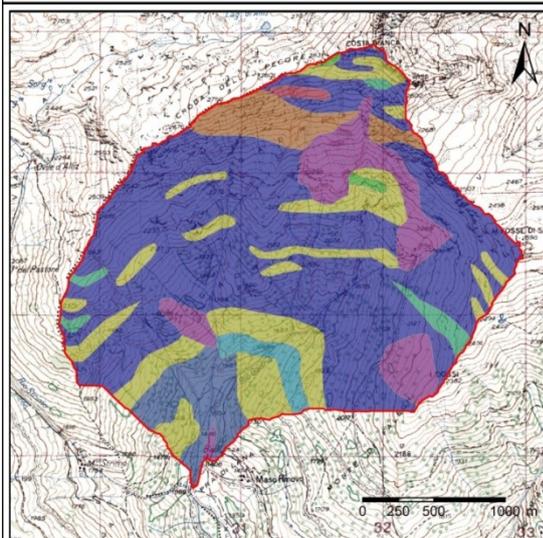
X	630570
Y	5167579

Il torrente è localizzato nelle Alpi Venoste nel trentino occidentale, alla sinistra idrografica del fiume Adige. Nel suo percorso da monte a valle, il Torrente Gatria attraversa rispettivamente il territorio comunale di Silandro e di Lasa. All'apice del conoide alluvionale il rio Gatria si unisce con il rio Strimm per formare il torrente Allitz, il quale continua il suo percorso fino a sfociare nel fiume Adige.



Morfometria

Superficie planimetrica (km ²)	6.04
Area effettiva del bacino (km ²)	7.57
Perimetro(km)	10.37
Quota massima (m s.l.m.)	2944
Quota della sezione di chiusura (m s.l.m.)	1394
Quota media (m s.l.m.)	2132
Rilievo del bacino (m)	1550
Lunghezza del reticolo idrografico (m)	40409
Lunghezza del collettore principale (m)	3762
Pendenza media del bacino (°)	38.3
Pendenza media del collettore principale (°)	20.0



Geologia

- Alluvioni
- Detrito di falda, coni di deiezione
- Fillade del "Sonnenberg"
- Fillade quarzifera
- Filladi gneisiche a biotite
- Formazione di val Gardena
- Gneis granitico a Biotite/Muscovite
- Marmo
- Micascisti

Substrato metamorfico con prevalenza di micascisti e filladi

2. RIO RUDAN (Vodo di Cadore, Belluno)



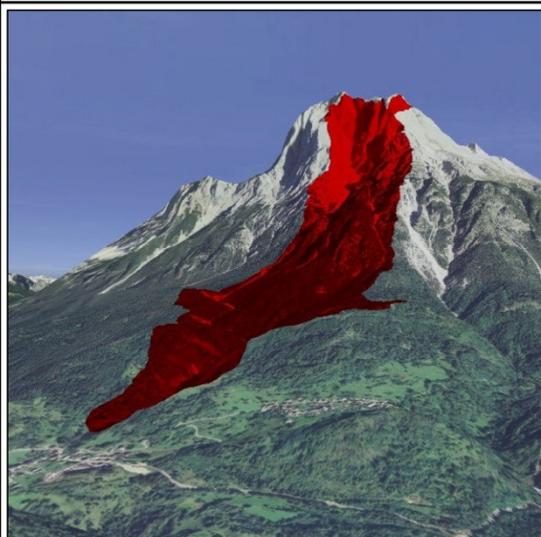
Localizzazione

Coordinate geografiche della sezione di chiusura
(UTM fuso 32N)

X 750452

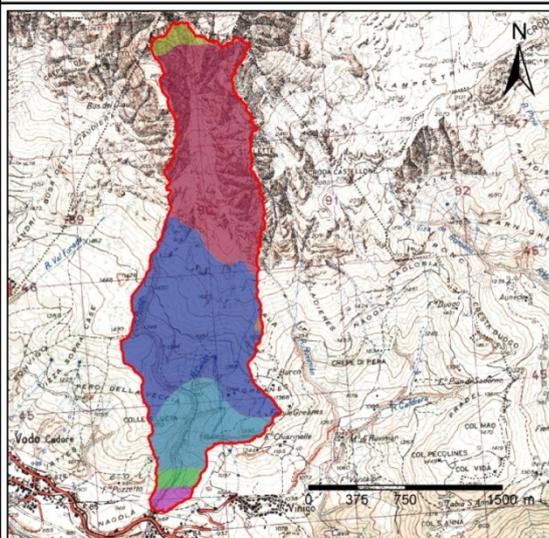
Y 5145564

Il bacino idrografico del rio Rudan (il cui nome deriva, probabilmente, dal dialetto cadorino: ru = rio e dan = danno) si sviluppa sulla sinistra idrografica del torrente Boite nel quale confluisce presso l'abitato di Peaio (Vodo di Cadore) e estendendosi lungo il versante meridionale del Monte Antelao (3263 m s.l.m.). La valle del Rudan corrisponde ad una linea di frattura decorrente in senso N-S; essa si unisce perpendicolarmente alla Val del Boite in corrispondenza della frazione di Peaio ad una quota di 885 m s.l.m..



Morfometria

Superficie planimetrica (km ²)	3.00
Area effettiva del bacino (km ²)	4.20
Perimetro(km)	10.50
Quota massima (m s.l.m.)	3264
Quota della sezione di chiusura (m s.l.m.)	801
Quota media (m s.l.m.)	1689
Rilievo del bacino (m)	2463
Lunghezza del reticolo idrografico (m)	7636
Lunghezza del collettore principale (m)	4020
Pendenza media del bacino (°)	44.4
Pendenza media del collettore principale (°)	18.8



Geologia

- Depositi eluviali, colluviali, detritici e di frana (Quaternario)
- Depositi morenici (Quaternario)
- Dolomia Cassiana, Dolomia dello Sciliar (Trias sup-medio)
- Dolomia Principale (Trias sup.)
- Formazione di Livinallongo (Trias medio)
- Formazione di La Valle (Trias medio)
- Calcari del Lias

Substrato dolomitico

3. RIO ROTOLON (Recoaro Terme, Vicenza)



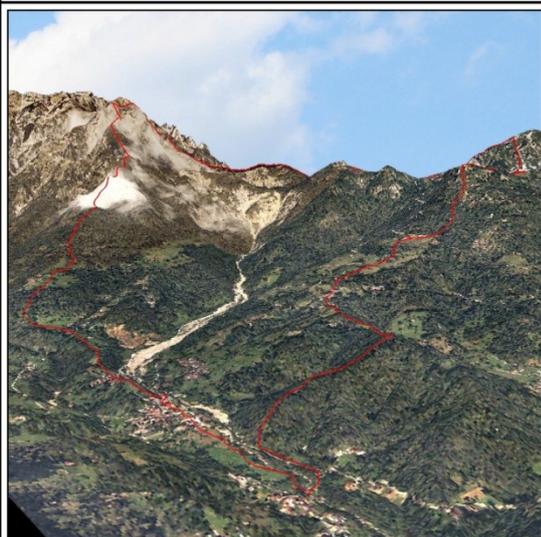
Localizzazione

Coordinate geografiche della sezione di chiusura
(UTM fuso 32N)

X	670942
Y	5063446

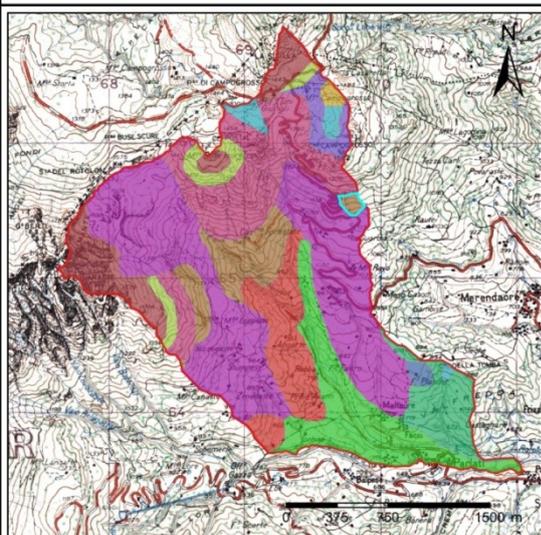
Il bacino idrografico del Rotolon è situato a Nord – Ovest della Provincia di Vicenza, nel comune di Recoaro Terme confinando a monte, e rientrando per una piccola parte, con la provincia di Trento.

Il torrente Rotolon rappresenta le sorgenti del più ampio bacino idrografico del torrente Agno.



Morfometria

Superficie planimetrica (km ²)	4.83
Area effettiva del bacino (km ²)	5.43
Perimetro(km)	11.94
Quota massima (m s.l.m.)	1930
Quota della sezione di chiusura (m s.l.m.)	592
Quota media (m s.l.m.)	1146
Rilievo del bacino (m)	1338
Lunghezza del reticolo idrografico (m)	9921
Lunghezza del collettore principale (m)	3300
Pendenza media del bacino (°)	27.2
Pendenza media del collettore principale (°)	9.5



Geologia

- Alluvioni prevalentemente ghiaiose (Quaternario)
- Arenaria di Val Gardena, Conglomerato di Sesto (Permiano sup.-medio)
- Colate, filoni, camini vulcanici e tufi (Trias medio)
- Corpi subvulcanici, colate, filoni e tufi (Trias medio)
- Depositi eluviali, colluviali, detritici e di frana (Quaternario)
- Dolomia (Trias sup.-medio)
- Dolomia Principale (Trias sup.)
- Formazione di Werfen (Trias medio-inf.)
- Formazione dell'Acquatona (Trias medio)
- F. a Gracilis, C. di Recoaro (Trias medio)
- Gruppo di Raibl (Trias sup.)
- Sequenze metamorfiche di Recoaro (pre-Carbonifero)

Substrato sedimentario con prevalenza di formazione di Werfen e calcari terrigeni

4. RIO VAL MOLINARA (Baselga di Pinè, Trento)



Localizzazione

Coordinate geografiche della sezione di chiusura
(UTM fuso 32N)

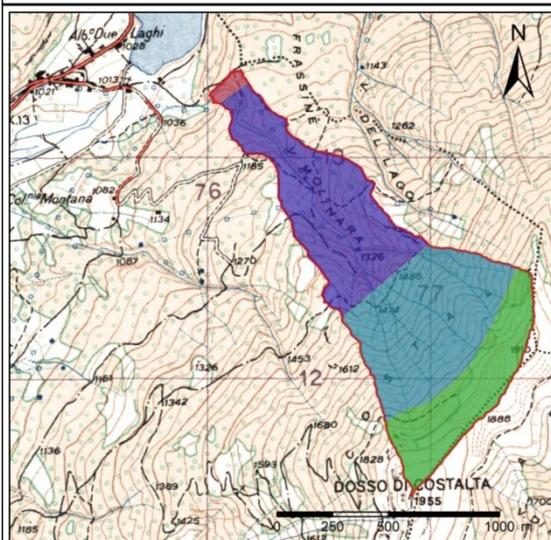
X 675950
Y 5113072

Il bacino idrografico del Rio Molinara è posizionato nella parte centro-orientale della Provincia Autonoma di Trento e ricade nel Comune di Baselga di Pinè, tra l'alta Valsugana, la Val dei Mocheni e la Val di Cembra. Il bacino è posizionato sul versante ovest-nord-ovest del rilievo montano chiamato Dosso di Costalta, in sinistra orografica dell'Altopiano di Pinè. Il Dosso di Costalta è una delle cime più occidentali del sottogruppo del massiccio del Monte Croce (nel complesso montuoso Lagorai-Cima d'Asta).



Morfometria

Superficie planimetrica (km ²)	0.88
Area effettiva del bacino (km ²)	1.07
Perimetro(km)	5.52
Quota massima (m s.l.m.)	1954
Quota della sezione di chiusura (m s.l.m.)	1073
Quota media (m s.l.m.)	1571
Rilievo del bacino (m)	881
Lunghezza del reticolo idrografico (m)	3943
Lunghezza del collettore principale (m)	1750
Pendenza media del bacino (°)	34.9
Pendenza media del collettore principale (°)	20.1



Geologia

- Depositi detritici, alluvionali e glaciali indistinti
- Rioliti
- Daciti e riodaciti
- Andesiti

Substrato porfirico alterato

5. RIO VAL DEL LAGO (Baselga di Pinè, Trento)



Localizzazione

Coordinate geografiche della sezione di chiusura
(UTM fuso 32N)

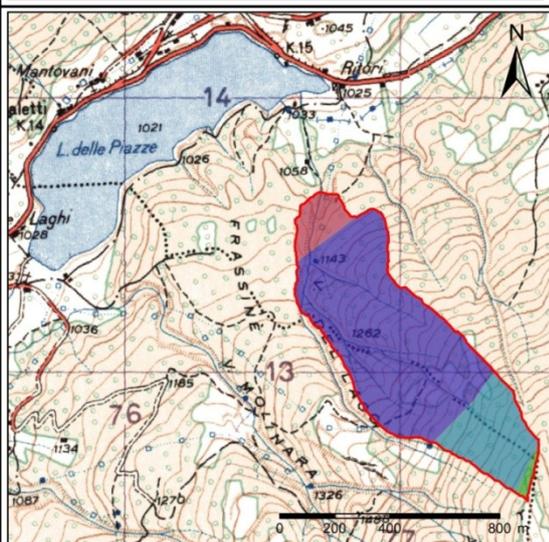
X 677387
Y 5112339

Il bacino idrografico del Rio Val del Lago è posizionato nella parte centro-orientale della Provincia Autonoma di Trento e ricade nei Comuni di Baselga di Pinè e Bedollo, tra l'alta Valsugana, la Val dei Mocheni e la Val di Cembra. Il bacino è posizionato sul versante ovest-nord-ovest del rilievo montano chiamato Dosso di Costalta, in sinistra orografica dell'Altopiano di Pinè. Il Dosso di Costalta è una delle più occidentali elevazioni del sottogruppo del massiccio del Monte Croce (nel complesso montuoso Lagorai-Cima d'Asta).



Morfometria

Superficie planimetrica (km ²)	0.42
Area effettiva del bacino (km ²)	0.50
Perimetro(km)	3.29
Quota massima (m s.l.m.)	1722
Quota della sezione di chiusura (m s.l.m.)	1024
Quota media (m s.l.m.)	1340
Rilievo del bacino (m)	698
Lunghezza del reticolo idrografico (m)	3210
Lunghezza del collettore principale (m)	1700
Pendenza media del bacino (°)	32.1
Pendenza media del collettore principale (°)	22.5

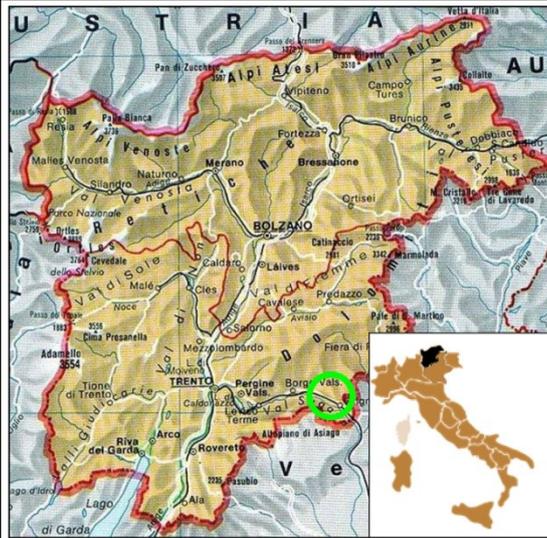


Geologia

- Depositi detritici, alluvionali e glaciali indistinti
- Rioliti
- Daciti e riodaciti
- Andesiti

Substrato porfirico alterato

6. TORRENTE CHIEPPENA (Strigno, Trento)



Localizzazione

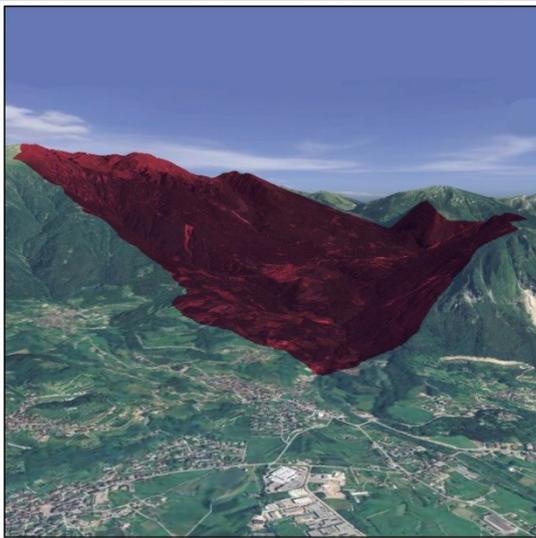
Coordinate geografiche della sezione di chiusura
(UTM fuso 32N)

X	695687
Y	5104503

Il Torrente Chiappena è un affluente in sinistra del Fiume Brenta nella media Valsugana. Allo sbocco nella valle del Brenta il Chiappena edifica un grande conoide alluvionale, parzialmente sovrapposto a quello del Torrente Maso. Il bacino idrografico ricade nei Comuni di Strigno, Bieno, Pieve Tesino e Ivano-Fracena.

Morfometria

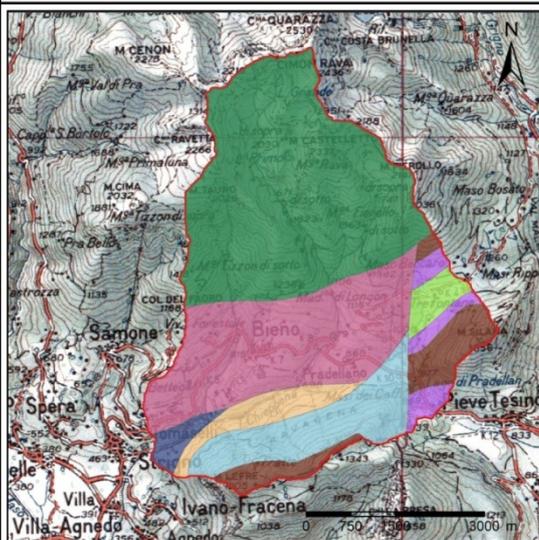
Superficie planimetrica (km ²)	27.0
Area effettiva del bacino (km ²)	30.7
Perimetro(km)	29.4
Quota massima (m s.l.m.)	2482
Quota della sezione di chiusura (m s.l.m.)	459
Quota media (m s.l.m.)	1332
Rilievo del bacino (m)	2023
Lunghezza del reticolo idrografico (m)	34751
Lunghezza del collettore principale (m)	8940
Pendenza media del bacino (°)	28.3
Pendenza media del collettore principale (°)	10.6



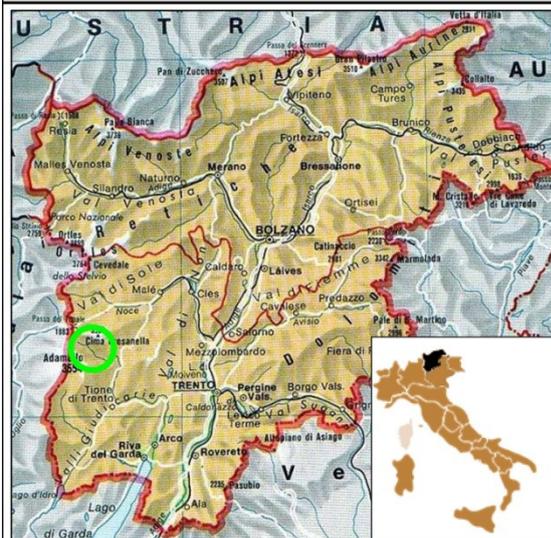
Geologia

- Intervallo clastico e carbonatico incompetente: torbiditi del Flysch Cretacico, Scaglia Rossa, marne, argille marnose
- Terza unita' carbonatica stratificata incompetente (in prevalenza carbonatica): Calcari bacinali con selce, Radiolariti, Maiolica, Rosso Ammonitico, Biancone; Scaglia rossa
- Terza unita' carbonatica competente: Calcari Grigi, Calcare del Misone, Corna
- Seconda unita' carbonatica competente: Dolomie in prevalenza massicce: Dolomia Principale
- Formazione a Bellerophon, Formazione di Werfen, Servino, Carniola
- Molassa post-ercinica: Arenarie di Val Gardena, Verrucano lombardo
- Granitoidi
- Micascisti e Filladi

Substrato prevalentemente granitico con presenza di filladi



7. TORRENTE DOSSON (Spiazzo, Trento)



Localizzazione

Coordinate geografiche della sezione di chiusura
(UTM fuso 32N)

X 624169

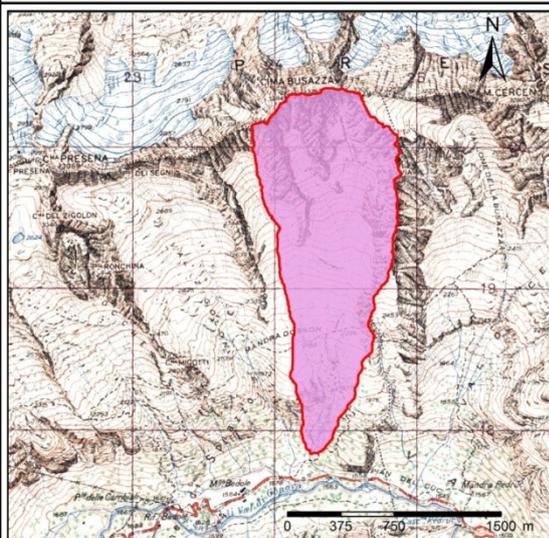
Y 5117629

Il torrente Dosson è un affluente di sinistra idrografica del torrente Sarca nell'alta Val Genova situato interamente nel Comune di Spiazzo. Lo spartiacque si estende lungo i ripidi crinali sud della Mandra Dosson fino ad arrivare alla Cima Busazza (3324 m s.l.m.)



Morfometria

Superficie planimetrica (km ²)	1.69
Area effettiva del bacino (km ²)	2.21
Perimetro(km)	8.13
Quota massima (m s.l.m.)	3324
Quota della sezione di chiusura (m s.l.m.)	1620
Quota media (m s.l.m.)	2579
Rilievo del bacino (m)	1704
Lunghezza del reticolo idrografico (m)	10373
Lunghezza del collettore principale (m)	2611
Pendenza media del bacino (°)	40.3
Pendenza media del collettore principale (°)	26.1

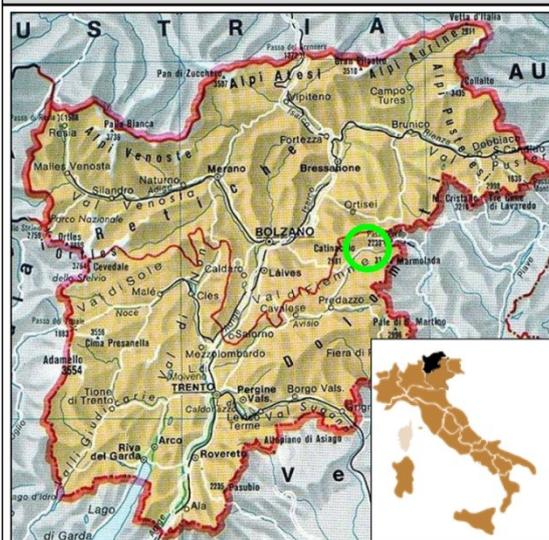


Geologia

 Tonalite della Presanella centrale

Substrato igneo intrusivo (Tonalite)

8. RIO DONA (Mazzin di Fassa, Trento)

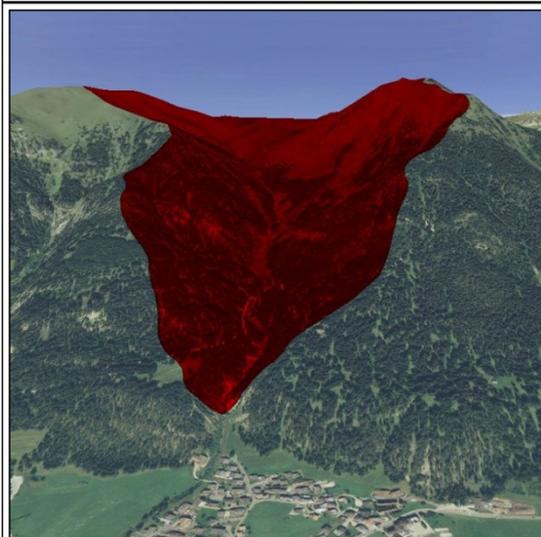


Localizzazione

Coordinate geografiche della sezione di chiusura
(UTM fuso 32N)

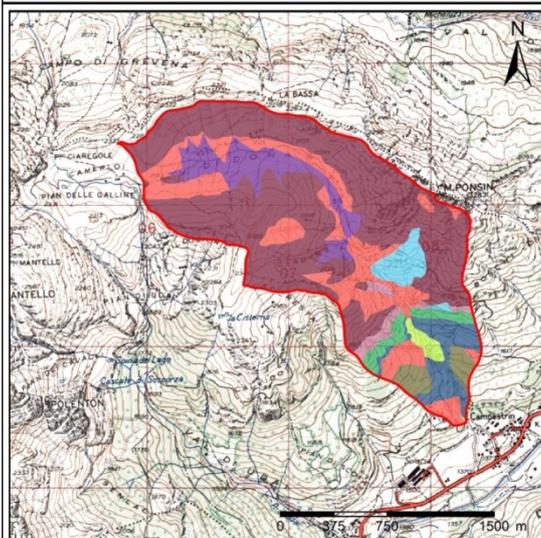
X 708139
Y 5149338

Il bacino del rio Dona è localizzato nell'estremo Nord Est della provincia di Trento, nel Comune di Mazzin di Fassa. Dalla sezione di chiusura (posta a quota 1440, in corrispondenza della briglia frangicolata), lo spartiacque orografico risale il versante destro con direzione Nord-Ovest fino ad arrivare al Pian da le Gialine – Camerloi. Da qui la displuviale cambia progressivamente direzione e segue la linea di cresta che conduce al passo de Ciampai. Da questo punto lo spartiacque assume una direzione Nord-Ovest Sud-Est fino a raggiungere il monte Ponjin (quota 2282.92 m s.l.m.).



Morfometria

Superficie planimetrica (km ²)	2.87
Area effettiva del bacino (km ²)	3.32
Perimetro(km)	8.02
Quota massima (m s.l.m.)	2368
Quota della sezione di chiusura (m s.l.m.)	1440
Quota media (m s.l.m.)	2064
Rilievo del bacino (m)	928
Lunghezza del reticolo idrografico (m)	5236
Lunghezza del collettore principale (m)	3344
Pendenza media del bacino (°)	30.1
Pendenza media del collettore principale (°)	12.4



Geologia

- Alluvioni prevalentemente ghiaiose
- Alluvioni prevalentemente sabbioso-limose
- Detrito di falda a ghiaia prevalente
- Detrito di falda a sabbia e limo prevalenti
- Morene grossolane
- Prima Unità Carbonatica competente
- Prima Unità Carbonatica stratificata incompetente
- Unità clastico evaporitica incompetente
- Vulcaniti basaltiche

Substrato con prevalenza di vulcaniti basaltiche

9. RIO ACQUABONA (Cortina d'Ampezzo, Belluno)

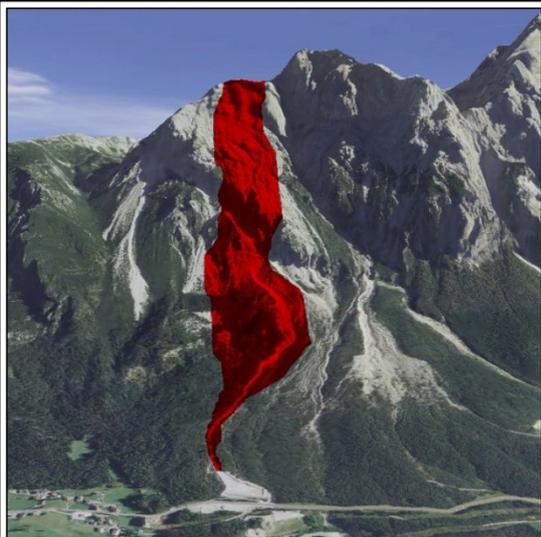


Localizzazione

Coordinate geografiche della sezione di chiusura
(UTM fuso 32N)

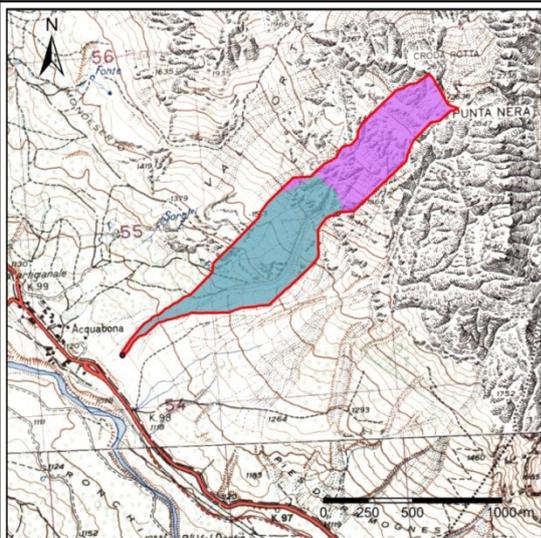
X	742740
Y	5155072

Il bacino idrografico del rio Acquabona si sviluppa sulla sinistra idrografica del torrente Boite nel quale confluisce presso l'abitato di Acquabona (Cortina d'Ampezzo). Il bacino è stato chiuso appena a monte del bacino di ritenzione costituito da un terrapieno artificiale costruito a protezione della Strada Statale 51.



Morfometria

Superficie planimetrica (km ²)	0.56
Area effettiva del bacino (km ²)	0.62
Perimetro(km)	5.28
Quota massima (m s.l.m.)	2633
Quota della sezione di chiusura (m s.l.m.)	1147
Quota media (m s.l.m.)	1744
Rilievo del bacino (m)	1486
Lunghezza del reticolo idrografico (m)	2514
Lunghezza del collettore principale (m)	1899
Pendenza media del bacino (°)	25.7
Pendenza media del collettore principale (°)	23.1



Geologia

- Depositi eluviali, colluviali, detritici e di frana (Quaternario)
- Dolomia Principale (Trias sup.)

Substrato dolomitico

RINGRAZIAMENTI

Molte persone hanno contribuito in vari modi alla realizzazione di questo lavoro permettendomi di raggiungere questo importante obiettivo. In particolare desidero ringraziare:

l'Istituto di Ricerca per la Protezione Idrogeologica del CNR di Padova, in particolare nella persona del dr. Lorenzo Marchi, per avermi dato la possibilità di usufruire del loro laboratorio e delle loro attrezzature senza le quali non avrei potuto realizzare la parte di ricerca relativa alle prove su piano inclinato;

la Ripartizione Opere Idrauliche della Provincia di Bolzano, nella persona del dr. Pierpaolo Macconi, e il dr. Francesco Comiti, della Libera Università di Bolzano, per avermi dato la possibilità di usufruire della foresteria di Prato allo Stelvio e per l'aiuto nei campionamenti e rilievi sul rio Gadria;

Kumilign Asmare, Lorenzo Bergamo e Stefano Munari per avermi aiutato nei test di laboratorio con rotoviscosimetro;

Brian McArdell, Christoph Graf e Yolanda Deubelbeiss per avermi insegnato ad utilizzare RAMMS nel periodo che ho trascorso al WSL di Birmensdorf; Claudia Abancó e Christian Scheidl con i quali, durante questo periodo, ho potuto confrontarmi sul mio lavoro di ricerca e condividere serate e corse;

Matteo Cesca, con il quale ho condiviso la parte iniziale di questo studio sulla reologia delle colate detritiche, per essere sempre stato disponibile a rispondere alle mie domande e per avermi insegnato i segreti di FLO-2D;

i compari Enrico e Gabriele per aver alleggerito, con la loro simpatia, entusiasmo e voglia di fare, il lavoro dei giorni passati in laboratorio IDEA e nei rilievi di campo;

il Prof. Vincenzo D'Agostino per la disponibilità che ha dimostrato in questi anni e per la passione per la ricerca e le nuove sfide che infonde nelle persone che incontra.

Un ringraziamento speciale, infine, a mia moglie Laura per essere stata compagna essenziale nella strada che mi ha portato a questo obiettivo.