



UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI PADOVA

SEDE AMMINISTRATIVA: UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI PADOVA

DIPARTIMENTO TERRITORIO E SISTEMI AGRO-FORESTALI

DOTTORATO DI RICERCA IN IDRONOMIA AMBIENTALE

CICLO XX

**STUDIO DEI MECCANISMI DI DEPOSIZIONE DEI
DEBRIS FLOW: INTEGRAZIONI TRA ESPERIENZE
DI LABORATORIO, ANALISI DI CAMPO
E MODELLAZIONI NUMERICHE**

COORDINATORE: CH.MO PROF. MARIO ARISTIDE LENZI

SUPERVISORE: CH.MO PROF. VINCENZO D'AGOSTINO

CORRELATORE: DOTT. LORENZO MARCHI

DOTTORANDO: MATTEO CESCA

31 GENNAIO 2008

RIASSUNTO

Il presente lavoro riguarda lo studio e la modellazione del processo di propagazione delle colate detritiche focalizzando l'attenzione sulle fasi di rallentamento ed arresto e sulla definizione dello schema reologico ad esse collegato. Gli obiettivi che ci si è posti sono stati la valutazione delle modalità di deposizione delle colate detritiche, la verifica della possibilità che le prove di laboratorio condotte su piano inclinato possano essere utilizzate come misure indirette dei parametri reologici e la verifica dell'affidabilità e dei limiti dei modelli numerici per la simulazione della propagazione dei debris flow e per la comprensione dello schema reologico in grado di descrivere le diverse tipologie di colata indagate sia in campo che in laboratorio.

La modellazione fisica delle colate è stata condotta presso il laboratorio del CNR-IRPI di Padova mediante un reometro a piano inclinato; esso è costituito da un piano (2 m x 1 m) inclinabile da 0° a 38°, al quale è congiunto un piano orizzontale lungo 1.5 m e largo 1 m che serve da area di deposizione. Complessivamente sono stati effettuati 93 test di laboratorio: 62 prove quasi-statiche (scatola di carico installata all'altezza dello snodo tra i due piani del reometro) e 31 di tipo dinamico con l'ausilio di una canaletta. La scatola di carico, con paratoia rimovibile rivolta verso il piano fisso orizzontale, è un parallelepipedo a base quadrata (15 x 15 cm; altezza: 33 cm) avente un volume massimo di carico pari a 7 dm³. Sono state testate tre differenti tipologie di materiale: cilindretti di plastica aventi diametro e altezza pari a 3 mm, ghiaino e matrice (< 19 mm) di depositi di colata detritica; solamente al materiale di campo sono stati addizionati diversi quantitativi d'acqua per riprodurre delle miscele solido-liquide aventi concentrazioni solide volumetriche variabili tra 0.45 e 0.67. Analizzando i dati di laboratorio sono state sviluppate delle equazioni empiriche predittive delle distanze di arresto allo scopo di comprendere le relazioni esistenti tra i parametri che più influiscono sulla forma dei depositi. Un approccio di tipo energetico per la stima dello sforzo tangenziale basale, basato sul confronto tra l'energia potenziale posseduta dalla massa all'interno della scatola di carico e quella spesa dal materiale durante il processo dinamico di formazione del deposito, è stato applicato alle prove di tipo quasi-statico con l'intento di indagare lo schema reologico della matrice delle colate detritiche.

L'analisi di campo ha riguardato l'evento di colata detritica occorso in località Fiammes di Cortina d'Ampezzo (BL), dove il 5 luglio 2006 una precipitazione intensa ha causato l'innescò di sei debris flow. La campagna di rilievi, condotta immediatamente

dopo l'evento, ha consentito di misurare diverse caratteristiche relative ai depositi, al canale di trasporto ed erosione ed alle zone di innesco. Dai depositi sono stati prelevati diversi campioni di matrice (diametro < 19 mm), che sono stati in seguito utilizzati nelle modellazioni fisiche in laboratorio. La verifica delle distanze di arresto è stata quindi effettuata applicando i diversi metodi predittivi disponibili in letteratura (approccio volumetrico, metodi legati alla topografia, equazioni empiriche e metodi fisicamente basati) ai dati raccolti a Fiames e successivamente operando un confronto tra i risultati derivanti dall'analisi di campo e quelli ottenuti dalle esperienze di laboratorio. Si è cercato inoltre di stimare lo sforzo tangenziale basale mediante la formula di Johnson (1970) applicata ai lobi deposizionali rilevati in campo.

La modellazione numerica delle colate detritiche con FLO-2D ha riguardato sia l'evento di Fiames del 5 luglio 2006 che le prove di laboratorio di tipo dinamico. RAMMS è stato impiegato solamente per la *back-analysis* dell'evento reale. FLO-2D (O'Brien, 2003) è un modello idraulico bidimensionale a fondo fisso (nel caso di colate) oppure mobile (nel caso di trasporto solido) ed è utilizzabile per simulare il flusso dell'acqua in corsi d'acqua anche di notevole larghezza o per la simulazione di flussi anche non-Newtoniani in aree di conoide. Il modello, ricevendo come input uno o più "idrogrammi di piena" ed utilizzando un approccio completamente dinamico, predice l'area di inondazione, la velocità e lo spessore del flusso dell'acqua o dei detriti per ogni cella in cui la topografia è stata discretizzata. RAMMS (*Rapid Mass MovementS*) è in fase di sviluppo, a partire dal 2005, dall'Istituto Federale di Ricerca (WSL) di Birmensdorf e l'Istituto Federale per lo Studio della Neve e delle Valanghe (SLF) di Davos. Allo stadio attuale di sviluppo RAMMS utilizza un approccio monofasico basato sulla reologia di Voellmy (Voellmy, 1955; Salm et al., 1990). Il modello, ricevendo come input il volume complessivo della colata (determinato perimetrando l'area di distacco ed imponendo uno spessore medio), predice l'area di inondazione, la velocità e lo spessore del flusso in ogni cella triangolare in cui l'area di calcolo è stata suddivisa.

Sono stati analizzati i limiti delle modellazioni numeriche delle prove di laboratorio ed è stata verificata la possibilità di utilizzare tali simulazioni come metodo indiretto di stima dei parametri reologici. La *back-analysis* dell'evento di Fiames ha permesso la comprensione dello schema reologico che caratterizza le colate detritiche di tipo dolomitico e l'influenza esercitata dai principali parametri di input dei due modelli sui risultati finali delle simulazioni. Infine sono stati proposti dei miglioramenti da

apportare al modello sperimentale RAMMS tali da consentire una corretta simulazione delle colate detritiche, maggiormente aderente al fenomeno reale osservato in campo.

ABSTRACT

This research is related to the study and modelling of the depositional processes of debris flows and an understanding of the related rheological behaviour. The main aims of this study are to analyse the depositional features of a debris flow, to verify the possible contribution of laboratory tests, carried out by means of a tilting-plane rheometer, to determine the rheological parameters and to investigate the reliability and limitations of computer models employed for debris flow simulation and rheological parameter determination.

The laboratory tests were been carried out at the Institute for Hydrological and Geological Protection of the Italian National Research Council (CNR IRPI) in Padova. The physical model consists of a 2 x 1 m tilting plane with inclination from 0° to 38°, on which a steel tank with a removable gate has been installed. A fixed horizontal plane (1.5 × 1 m), with an artificial roughness to simulate natural basal friction, served as the deposition area. In total, 93 laboratory tests were carried out: 62 tests simulated the quasi-static formation of a fan (with the tank installed at the lower end of the tilting plane), the remaining 31 examined dynamic fan formation by the means of a flume. The steel tank, with a removable gate facing the deposition plane, is parallelepiped with a square base (15 x 15 cm and 33 cm high) having a maximum volume of 7 dm³. The laboratory tests were conducted using three different materials: plastic cylinders with a diameter and height of 3 mm; medium to fine gravel; and debris-flow matrix (with a diameter < 19 mm), varying amounts of water were added to the debris-flow matrix to test solid concentrations in a range between 0.45 and 0.67. Data analysis included the development of semi-empirical equations for runout distance, the maximum width of the deposit and total travel distance. An energy balance approach was tested in order to determinate the rheological parameters of the debris-flow matrix, this method is based on the comparison between the potential energy of the mass stored in the tank and the work made in the process of deposit formation.

The field sites related to the debris-flow events are located upstream of the town of Cortina d'Ampezzo (Fiammes locality, Belluno, Italy), where an intense rainstorm triggered six debris flows during the afternoon of 5th July 2006. Immediately following the event, field surveys were carried out in the study area. These field surveys made it possible to measure several features, including the debris-flow deposits, main channels and initiation areas. Samples taken from the debris-flow deposits have been used for

laboratory tests. Total travel distances and the runout distance on fans measured in the field were compared with formulas found in the literature (empirical/statistical and physically oriented) and also compared to the results of the laboratory tests. An estimation of shear stress from the field site was calculated using Johnson's (1970) formula.

The Fiames debris-flow event of 5th July 2006 and the laboratory tests (dynamic runs) were simulated using FLO-2D, while RAMMS (*Rapid Mass MovementS*) was used solely to simulate the Fiames event. FLO-2D (O'Brien, 2003) is a two-dimensional flood routing model with a rigid bed (debris-flow simulations) or a mobile bed (sediment transport simulations), it simulates water flows in wide rivers as well as non-Newtonian flows over alluvial fans. FLO-2D numerically routes a flood hydrograph while predicting the area of inundation, the maximum depth and the flow velocity in each cell of the square grid system derived from input topographic data. RAMMS was developed in 2005 by the Swiss Federal Institute for Forest, Snow and Landscape Research (WSL), Birmensdorf and the Swiss Federal Institute for Snow and Avalanche Research (SLF), Davos. RAMMS uses a one-phase approach based on Voellmy rheology (Voellmy, 1955; Salm et al. 1990). The input file combines the total volume of the debris flow located in a release area with a mean depth. The model predicts the area of inundation, the maximum depth and the flow velocity in each triangular-shape cell of the input DTM.

The limitations of the numerical simulations relating to the laboratory tests were investigated to verify to what extent rheological parameters could be determined using this indirect method. The analysis of the Fiames event enabled understanding of the rheological behaviour related to the dolomitic debris-flows and the influence exerted by the input parameters on the final results. Finally, some improvements to the RAMMS model were proposed to obtain simulations in keeping with the events observed in the field.

INDICE

1. INTRODUZIONE	17
2. REOLOGIA DELLE COLATE DETRITICHE	21
2.1 Modelli reologici utilizzati per rappresentare le colate detritiche	22
2.2 Approccio reofisico per la classificazione delle colate detritiche	36
2.3 Valutazione diretta dei parametri reologici	37
3. STUDI SPERIMENTALI E RICERCHE SUL FENOMENO DI ARRESTO E DEPOSIZIONE DELLE COLATE DETRITICHE	47
3.1 Approccio volumetrico	48
3.2 Metodi legati alla topografia	49
3.3 Equazioni empiriche per la stima della distanza di arresto	50
3.4 Metodi fisicamente basati	51
3.5 Studi di laboratorio	52
3.5.1 <i>Esperienze su modello fisico in laboratorio</i>	55
3.5.2 <i>Esperimenti su modello fisico di grandi dimensioni</i>	64
4. PROVE DI LABORATORIO SU MODELLO FISICO	67
4.1 Il reometro a piano inclinato	67
4.2 I materiali impiegati nelle prove	71
4.3 Modellazione fisica del fenomeno di <i>dambreak</i>	73
4.3.1 <i>Prove di laboratorio quasi-statiche</i>	74
4.3.2 <i>Analisi e discussione dei risultati</i>	78
4.4 Modellazione fisica delle colate detritiche in canaletta artificiale	83
4.4.1 <i>Prove di laboratorio dinamiche</i>	84
4.4.2 <i>Analisi e discussione dei risultati</i>	89
4.5 Sviluppo di equazioni empiriche predittive	92
4.6 Approccio energetico per la stima dello sforzo tangenziale basale	103
5. ANALISI DI CAMPO	111
5.1 L'area di studio di Fiammes	111

5.2	Acquisizione dei dati di campo	113
5.3	L'evento di colata detritica del 5 luglio 2006	114
5.4	Verifica delle distanze di arresto	117
5.4.1	<i>Applicazione dei metodi per la stima della distanza di arresto</i>	117
5.4.2	<i>Confronto tra analisi di campo ed esperienze di laboratorio</i>	120
5.4.3	<i>Discussione dei risultati</i>	121
5.5	Stima dello sforzo tangenziale basale da osservazioni di campo	126
6.	MODELLAZIONE NUMERICA DELLE COLATE DETRITICHE	133
6.1	Il programma di calcolo FLO-2D	133
6.2	Il modello numerico bidimensionale RAMMS	142
6.3	Simulazione delle modellazioni fisiche in canaletta mediante FLO-2D	147
6.3.1	<i>Riproduzione del modello fisico mediante FLO-2D</i>	147
6.3.2	<i>Simulazione delle prove con materiale sintetico</i>	148
6.3.3	<i>Simulazione delle prove con materiale di campo</i>	154
6.3.4	<i>Analisi complessiva della modellazione numerica</i>	161
6.4	Modellazioni numeriche dell'evento di colata detritica di Fiames (5 luglio 2006)	163
6.4.1	<i>I parametri impiegati nelle simulazioni</i>	163
6.4.2	<i>Analisi complessiva della modellazione numerica</i>	166
7.	CONCLUSIONI	171
	Appendice A – Dati di laboratorio	183
	Appendice B – Grafici relativi alle prove di laboratorio	187
	Appendice C – Risultati delle modellazioni numeriche dell'evento di colata detritica di Fiames (5 luglio 2006)	219
	Indice delle equazioni	227
	Indice delle tabelle	233
	Indice delle figure	237
8.	BIBLIOGRAFIA	243

INDICE DEI SIMBOLI UTILIZZATI

a	accelerazione
A	area inondata
A_C	area del bacino
A_i	area della i -esima areola rettangolare
b	coefficiente numerico
B	dispersione laterale massima del deposito
B_C	larghezza della zona d'innescio
B_F	larghezza della canaletta artificiale
c	coesione
c_e	concentrazione solida volumetrica all'equilibrio
c^*	concentrazione solida volumetrica "in situ" prima dell'evento
C	coefficiente dello sforzo inerziale
C_V	concentrazione solida volumetrica
d	coefficiente empirico
d_0	spessore medio del materiale all'interno dell'area di distacco
D	diametro del sedimento
D_m	diametro medio della serie granulometrica
E_d	energia potenziale spesa nel processo deposizionale
E_p	energia potenziale o lavoro netto
f	costante empirica
F_R	effetti resistivi al fondo
F_S	componente del peso parallela al pendio
Fr	numero di Froude
g	accelerazione di gravità (9.81 m/s^2)
h	spessore medio del deposito
h_0	altezza critica del deposito
h_f	altezza del flusso
h_G	altezza del baricentro del materiale nella scatola di carico
h_{GD}	altezza del baricentro della massa depositata
h_{GS}	altezza del baricentro del materiale nella scatola di carico riferito al punto più basso della scatola (prove dinamiche)

h_{max}	altezza massima del flusso
h_s	spessore della regione sollecitata al taglio
h_u	altezza del flusso a monte della zona deposizionale
Δh	dislivello tra il punto d'innescò ed il punto in cui inizia la fase deposizionale
H	dislivello totale (energia potenziale disponibile)
i	intensità di pioggia efficace
j	coefficiente numerico
k	coefficiente empirico
K	parametro di resistenza per fluidi laminari
l	lunghezza di mescolamento di Prandtl
l_C	lunghezza del cilindro
L	lavoro
L	distanza planimetrica totale percorsa dalla colata detritica (<i>travel distance</i>)
L_C	lunghezza del canale
L_F	distanza percorsa dalla colata detritica nella canaletta artificiale
m	coefficiente numerico
M_D	massa depositata
M_R	massa residua
M_T	massa totale
n	coefficiente di scabrezza di Manning
n_{td}	scabrezza turbolento-dispersiva
p	pressione dispersiva
q_0	portata liquida unitaria
Q_C	portata liquida d'innescò
Q_d	portata della colata detritica
Q_S	portata solida
Q_w	portata liquida
r_i	raggio del cilindro interno del reometro a cilindri coassiali
R	distanza di arresto (<i>runout distance</i>)
R_1	raggio delle banderuole rotanti nel reometro a palette
R_2	raggio del cilindro esterno nel reometro a palette
S_e	pendenza d'attrito
S_f	pendenza del conoide

S_o	pendenza media del letto
S_{td}	pendenza turbolento-dispersiva
S_{visc}	pendenza viscosa
S_y	pendenza legata a τ_y
t	tempo
T	momento torcente
u	velocità del flusso
u_F	velocità della colata relativa agli ultimi 45 cm percorsi in canaletta
u_m	velocità media della colata detritica
u_s	velocità del flusso in superficie
u_u	velocità della colata detritica a monte della zona deposizionale
V	volume totale della colata detritica
V_D	volume depositato
V_L	volume dell'acqua
V_R	volume residuo
V_S	volume solido
w	contenuto d'acqua
x_{Gi}	posizione del baricentro della i -esima areola rettangolare
y	profondità della corrente
y_d	profondità media della corrente
z	punto più elevato della massa di partenza
α	pendenza del piano inclinato del reometro
$\alpha_{1,2}$	coefficienti empirici tarati in laboratorio
β	pendenza della linea dell'energia
$\beta_{1,2}$	coefficienti empirici tarati in laboratorio
δ	concentrazione lineare dei granuli
ϕ	angolo di attrito dinamico
γ_m	peso specifico della miscela solido-liquida
$\dot{\gamma}$	gradiente di velocità (du/dy)
Γ	coefficiente relativo allo sforzo di taglio nelle prove di Bagnold (1954)
η	coefficiente numerico
φ	angolo di attrito interno del materiale

ϑ	pendenza della zona d'innescio
κ_a	coefficiente della pressione efficace
λ	scala di amplificazione geometrica
$\lambda_{a,b}$	pressione attiva (a) o passiva (b)
μ	coefficiente di attrito cinetico (Coulombiano)
μ_B	viscosità di Bingham
μ_N	viscosità dinamica
ν	porosità del materiale
θ_d	pendenza della zona deposizionale
θ_{df}	pendenza del punto distale della zona deposizionale
θ_{ds}	pendenza della superficie del deposito
θ_u	pendenza a monte della zona deposizionale
ρ	densità del fluido
ρ_m	densità della miscela solido-liquida
ρ_s	densità dei sedimenti
σ	sforzo normale
τ	sforzo tangenziale in flussi iperconcentrati
τ_0	sforzo tangenziale di soglia o prodotto per fluidi di Bingham
τ_c	valore critico dello sforzo tangenziale
τ_y	sforzo coesivo
ω	costante empirica
Ω	velocità di rotazione per un reometro rotazionale
ψ	angolo di inclinazione del pendio infinito
ξ	coefficiente di attrito turbolento

1. INTRODUZIONE

Le colate detritiche torrentizie (debris flow) sono manifestazioni parossistiche con trasporto impulsivo di sedimenti lungo la rete idrografica secondaria. Esse si manifestano nei bacini idrografici delle aree montane con superficie generalmente inferiore ai 20 km². In ambiente alpino questi fenomeni influiscono in modo piuttosto marcato sull'evoluzione geomorfologica dei fondovalle, quali principali responsabili dei processi d'accumulo sui conoidi alluvionali e dell'immissione di sedimenti nelle aste idrografiche di ordine superiore. In molti casi le zone del bacino maggiormente in pericolo sono quelle terminali, corrispondenti ai conoidi di deiezione; la naturale collocazione degli insediamenti abitativi, produttivi e commerciali in tali zone fa sì che la pericolosità delle colate dia luogo ad un elevato grado di rischio; esse hanno infatti devastanti effetti a causa della rapidità di movimento e la forza d'impatto connessa al rilevante trasporto di materiali litoidi. Quindi l'elevato potere distruttivo e la difficoltosa e pressoché impossibile previsione del verificarsi di un debris flow giustificano l'interesse che negli ultimi decenni i ricercatori hanno risposto verso tale tema di studio. Storicamente l'attenzione per le colate non è sempre stata così forte; a riguardo risulta interessante un'affermazione di Castiglioni (1971): "L'autrice continuamente riferisce di fenomeni di tipo *Muren*, o "lave torrentizie", che accompagnano le inondazioni; alla fine dà cenni generali su questi fenomeni, che sono, specie in certe situazioni, per la concomitanza di particolari fattori meteorologici, geologici ed orografici, tra i più importanti nel modellamento dei versanti. Sarà per difficoltà di terminologia, dato che in italiano manca un termine d'uso generale, ma ho l'impressione che spesso, negli studi che appaiono in Italia, non venga completamente descritto e studiato questo fenomeno, che anche nelle nostre Alpi è diffuso con caratteristiche varie, ma abbastanza distinguibili sia dai fenomeni puramente torrentizi, sia da quelli franosi. In alcuni recenti scritti di geologi italiani sulle frane questi fenomeni vengono classificati come "frane di fluimento"".

La recente espansione delle infrastrutture viarie e dei centri urbani, avvenuta nel secondo dopoguerra nelle zone montane a scopo prevalentemente turistico, spesso ha anteposto criteri di convenienza economica a quelli di sicurezza. I terreni nei conoidi alluvionali, infatti, sono stati tra i più soggetti all'occupazione indiscriminata da parte dei centri ed altre infrastrutture, con un sensibile aumento dell'esposizione al pericolo.

La protezione dal pericolo di colate detritiche, o più in generale da esondazioni ed alluvioni, è divenuta un'esigenza quasi prioritaria negli interventi di sistemazione montana funzionali alla protezione di infrastrutture di vario tipo. Il progressivo interessamento a questo argomento da parte di gruppi di ricerca ed enti preposti alla gestione del territorio ha consentito di approntare degli studi sistematici in modo da approfondire le conoscenze sull'argomento, fino a non molto tempo fa in parte tralasciate a causa della complessità, della scarsa ricorrenza e misurabilità dell'evento. Particolari difficoltà si hanno nella corretta individuazione delle aree sorgenti, nell'interpretazione dei meccanismi di innesco, nella delimitazione delle aree potenzialmente coinvolgibili. Proprio per l'elevata concentrazione di infrastrutture nelle zone di conoide è sempre più sentita l'esigenza di definire le aree potenzialmente interessate da una colata detritica e di pianificare gli interventi e le contromisure per la difesa dei centri abitati e la sicurezza delle vie di comunicazione che attraversano queste zone.

Lo studio delle colate detritiche risulta assai difficoltoso a causa della marcata imprevedibilità temporale del fenomeno, della sua breve durata e della sua elevata forza distruttiva che rendono l'effettuazione di osservazioni sistematiche e di rilievi di campo sia difficoltosa che alquanto pericolosa. Negli ultimi decenni molti studi si sono concentrati su tale fenomeno, per capirne il comportamento e cercare di ricavare delle leggi che possano aiutare nella previsione di questi eventi. Infatti, se risultano noti i parametri iniziali legati al movimento della miscela acqua-sedimento, come ad esempio la velocità, la portata, la profondità del flusso, il coefficiente di resistenza al moto, ecc., l'estensione del deposito a valle può essere calcolata piuttosto agevolmente. Tali parametri sono però pressoché impossibili da rilevare direttamente in campo quando il debris flow è in atto, tranne che nei bacini sperimentali dotati di adeguate strumentazioni come videocamere e sensori di livello ad ultrasuoni (ad esempio, in Italia, il torrente Moscardo nelle Alpi Carniche; Marchi et al., 2002).

Vari ricercatori hanno impiegato diversi modelli fisici a scala ridotta allo scopo di simulare i meccanismi di deposizione dei debris flow (Mizumaya e Uehara, 1983; Liu, 1996; Major, 1997; Van Steijn e Coutard, 1989; Chau et al., 2000; Deganutti et al., 2003; Ghilardi et al., 2003). Variabili come la velocità, la distribuzione granulometrica, le forze impattanti e la densità della miscela solido-liquida, che sono estremamente difficili da stimare in campo, possono essere agevolmente misurate mediante un modello a scala ridotta. Anche modelli su larga scala (ad esempio il canale artificiale in

calcestruzzo dell'U.S. Geological Survey, lungo 95 m e largo 2 m; Major, 1997) sono stati messi a punto ed impiegati per simulare il comportamento delle colate detritiche, focalizzando l'attenzione sui meccanismi di trasporto e di dissipazione dell'energia. Entrambi i tipi di modelli consentono ai ricercatori di analizzare la forma dei depositi di colata detritica potendo rilevare la larghezza, la lunghezza e lo spessore in laboratorio e così comprendere le relazioni che sussistono tra questi parametri (Shieh e Tsai, 1997); quest'ultimi sono alla base della zonazione del pericolo per mitigare e prevenire il rischio derivante da tali eventi. A seconda della geometria del modello prescelta si possono simulare fenomeni pericolosi e di difficile studio in campo come quello del *dambreak*; quest'ultimo consiste in un rilascio istantaneo di materiale saturo che innesca una colata detritica come, per esempio, il collasso di una briglia all'apice del conoide oppure la rottura improvvisa di un argine laterale.

La modellazione fisico-matematica del fenomeno è stata affrontata sistematicamente solo i tempi recenti in quanto le prime analisi sufficientemente complete sono apparse sul finire degli anni '70 (ad esempio Takahashi, 1978). Negli ultimi anni il rapido sviluppo dell'informatica ed il continuo aumento della potenza di calcolo hanno reso possibile la creazione di modelli numerici al computer per la simulazione di fenomeni complessi come le frane e le colate detritiche. Tra i più utilizzati vi è il modello idraulico bidimensionale FLO-2D (O'Brien, 2003); esso è un modello idraulico bidimensionale a fondo fisso (nel caso di colate) oppure mobile (nel caso di trasporto solido) ed è utilizzabile per simulare il flusso dell'acqua in corsi d'acqua anche di notevole larghezza o per la simulazione di flussi anche non-Newtoniani in aree di conoide. Il modello, ricevendo come input uno o più "idrogrammi di piena" ed utilizzando un approccio completamente dinamico, predice l'area di inondazione, la velocità e lo spessore del flusso dell'acqua o dei detriti per ogni cella in cui la topografia è stata discretizzata.

I modelli numerici vengono utilizzati per simulare la fase di decelerazione ed arresto delle colate detritiche e quindi per comprendere lo schema reologico in grado di descrivere le diverse tipologie di colata indagate sia in campo che in laboratorio. Importante è verificare l'affidabilità dei modelli matematici, capire la bontà dei risultati che si ottengono dalla simulazione e soprattutto individuare la tipologia di software più adatta al caso che si intende riprodurre.

La presente attività di ricerca riguarda lo studio e la modellazione del processo di propagazione delle colate detritiche focalizzando l'attenzione sulle specifiche fasi di

rallentamento ed arresto e la definizione dello schema reologico ad esse collegato. Gli obiettivi che ci si è posti sono stati quindi la valutazione delle modalità di deposizione delle colate detritiche; la verifica della possibilità che le prove di laboratorio condotte su piano inclinato possano essere utilizzate come misure indirette dei parametri reologici; infine la verifica dell'affidabilità e dei limiti dei modelli numerici per la simulazione della propagazione dei debris flow e per la comprensione dello schema reologico in grado di descrivere le diverse tipologie di colata indagate sia in campo che in laboratorio.

2. REOLOGIA DELLE COLATE DETRITICHE

Lo studio del comportamento dei fluidi in funzione delle loro caratteristiche di deformazione e deformabilità prende il nome di reologia.

Il movimento dei fluidi viene analizzato esaminando i loro spostamenti e le deformazioni in funzione del tempo. In generale vengono sfruttati tre principi fondamentali: conservazione della massa, conservazione dell'energia, conservazione della quantità di moto; a questi si affiancano le equazioni costitutive che descrivono le proprietà fisiche dei fluidi sotto varie condizioni e stati.

Le dissipazioni di energia di un fluido in movimento sono dovute alla presenza di tensioni tangenziali interne al fluido e al contatto del fluido con il contorno su cui si muove. Anche le parti non isotropiche delle tensioni normali conducono a delle dissipazioni di energia, ma nella maggior parte dei casi esse sono poco significative se confrontate con quelle dovute alle tensioni tangenziali. Queste ultime possono avere origine viscosa e turbolenta.

Le tensioni turbolente sono correlate alla velocità di agitazione turbolenta che inducono trasferimenti di quantità di moto tra strati fluidi a diversa velocità media di trasporto (tensioni di Reynolds). Le tensioni viscosive, invece, sono correlate, mediante il coefficiente di viscosità, alle velocità angolari di deformazione delle particelle fluide (tensioni di Newton). Queste due tipologie di tensioni tangenziali determinano inoltre il regime laminare e turbolento del moto di un fluido: nel primo caso prevalgono le tensioni di origine viscosa e il moto del fluido avviene per lamine o strati con una lenta diffusione a livello molecolare. Nel regime turbolento le tensioni tangenziali sono prevalentemente di origine turbolenta ed il moto del fluido non avviene più per lamine ma in modo caotico con una rapida diffusione a livello delle particelle fluide. Le condizioni per le quali il regime è laminare o turbolento dipendono dalla velocità del fluido, dalla geometria e forma del mezzo in cui il flusso si propaga.

Nel caso di colate di fango o di detrito risulta assai difficile comprendere a che tipo di regime fa riferimento il flusso in quanto non sembrano più valere i parametri tipici impiegati in presenza di trasporto solido e di correnti liquide a basse concentrazioni solide (Locat, 1997); in questo caso, quando le concentrazioni solide nel fluido superano circa il 9% in volume (Bagnold, 1954), sembra più corretto impiegare il regime individuato dai modelli reologici che fanno riferimento alle caratteristiche viscosive o granulo-inerziali del mezzo.

La viscosità è una proprietà caratteristica dei fluidi e fornisce una misura della resistenza che essi oppongono al moto di scorrimento di lamine fluide adiacenti. La viscosità dei fluidi varia al variare della temperatura e delle pressioni. Tale fenomeno per i fluidi è prevalentemente dovuto alle forze di coesione tra le molecole, causa principale della viscosità. Un fenomeno, invece, non attribuibile alla viscosità ma alla condizione di aderenza è quello per cui, indipendentemente dalla forma delle distribuzioni delle velocità, le particelle immediatamente a contatto con la superficie di scorrimento del fluido aderiscono alla superficie e non scorrono rispetto ad essa.

2.1 Modelli reologici utilizzati per rappresentare le colate detritiche

La reologia di un fluido o di una miscela acqua-sedimento può essere analizzata dalle misure dello sforzo tangenziale a vari ordini di deformazione angolare, du/dy , dove du è la variazione infinitesima di velocità e dy è la distanza infinitesima lungo la normale alla direzione del moto. Con un fluido a bassa concentrazione di sedimento, questa equazione dello sforzo di deformazione è lineare con l'intercetta all'origine. Questa matrice acqua-sedimento viene chiamata fluido Newtoniano (Fig. 2.1).

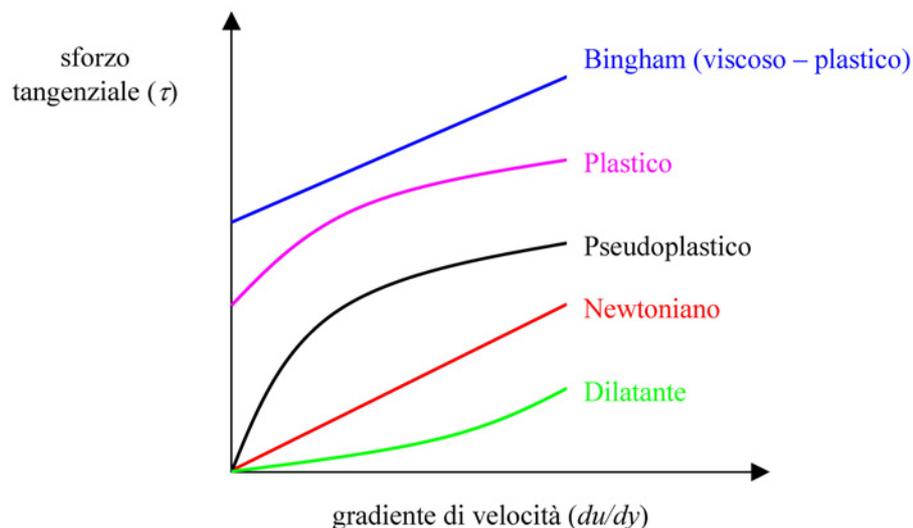


Figura 2.1. Reogramma per diversi tipi di fluido.

La viscosità del composto, definita come l'inclinazione dell'equazione che lega il gradiente di velocità allo sforzo tangenziale, aumenta con l'aumentare della concentrazione di sedimento (Thomas, 1963; Happel e Brenner, 1965). Ad alte concentrazioni, la matrice del fluido può resistere allo sforzo tangenziale grazie alla

resistenza dovuta alla coesione tra le particelle di sedimento. Un valore limite dello sforzo tangenziale, chiamato sforzo iniziale (τ_0) deve essere superato prima che il fluido si possa muovere. Un fluido con un dato valore di sforzo iniziale viene detto non-Newtoniano. In accordo con l'esperienza di Fei (1981), la concentrazione critica alla quale un composto acqua-sedimento diventa un fluido non-Newtoniano è strettamente legata al contenuto di sedimento fine (0.01 mm). Nello studio svolto da O'Brien e Julien (1986), la matrice del fluido si riferisce ad una sospensione di sedimento fine con diametro minore di 0.072 mm (particelle di limo e argilla).

Il comportamento di una colata detritica è stato descritto mediante differenti modelli reologici; i principali rintracciabili in letteratura e di maggior interesse sono i seguenti:

1. modello viscoso-newtoniano;
2. modello viscoso-plastico;
3. modello dilatante;
4. modello di Voellmy;
5. modello reologico quadratico.

Di seguito verrà descritta la teoria riguardante ogni singolo modello reologico.

1) modello viscoso-newtoniano

Il modello di fluido viscoso newtoniano o modello viscoso lineare è il modello più semplice per la descrizione delle colate detritiche. La resistenza dell'acqua a subire una deformazione è sintetizzata dalla seguente espressione:

$$\tau = \mu_N \frac{du}{dy} \quad (2.1)$$

dove τ è la resistenza al taglio, μ_N la viscosità dinamica, u la velocità ed y la profondità della corrente.

Lo sforzo di taglio, per un flusso laminare e stazionario su un pendio infinito, è:

$$\rho_s g y \sin \psi = \mu_N \frac{du}{dy} \quad (2.2)$$

dove ρ_s è la densità del sedimento, g è l'accelerazione di gravità e ψ l'inclinazione del pendio infinito.

Integrando per $u = 0$ alla profondità $y = y_d$ si ha la distribuzione della velocità (u) per un fluido newtoniano:

$$u = \frac{\rho_s g \sin \psi}{2\mu_N} (y_d^2 - y^2) \quad (2.3)$$

Il profilo di velocità è di tipo parabolico con un valore di velocità massima (u_{max}) in prossimità della superficie:

$$u_{max} = \frac{\rho_s g \sin \psi}{2\mu_N} y_d^2 \quad (2.4)$$

Se da un lato il modello laminare newtoniano presenta degli indubbi vantaggi dovuti alla semplicità, dall'altro non spiega né la formazione di argini e lobi su pendenze relativamente alte (superiori a 10°; 18%), né la presenza del “plug” rigido che si osserva spesso in un debris flow, né la gradazione inversa che, a volte, mostrano i depositi.

L'acqua presente all'interno della miscela solido-liquida si comporta come un fluido newtoniano solo fino a quando il sedimento è presente in quantità che non eccede il 9% circa in volume. Concentrazioni più elevate alterano le caratteristiche del fluido a causa delle collisioni fra particelle ed inoltre la viscosità dinamica (μ_N) non è più costante, ma varia in relazione alla velocità di deformazione (du/dy). Per elevate concentrazioni di sedimento è necessario sia superata la resistenza al taglio prima che avvenga una qualsiasi deformazione.

2) modello viscoso-plastico

Noti i limiti del modello fluido viscoso newtoniano diversi autori hanno sviluppato dei modelli rigorosi, ma anche più complessi. Johnson (1970) ha sviluppato un modello reologico di tipo viscoso-plastico per meglio spiegare alcuni aspetti del movimento delle colate detritiche. Questo modello è basato su osservazioni di campo, ma anche su esperimenti condotti in laboratorio in canaletta artificiale; secondo questo modello la resistenza opposta al flusso (o resistenza alla deformazione) di una colata detritica è

funzione della coesione, dell'angolo di attrito interno e della viscosità. La resistenza al flusso è esercitata, sia in condizioni statiche, sia in condizioni dinamiche, dalla coesione e dall'angolo di attrito interno, mentre la viscosità influenza la resistenza al flusso solo durante il moto. Le equazioni di base di questo modello sono l'equazione di Coulomb (Eq. 2.5) e quella del fluido newtoniano viscoso (Eq. 2.1):

$$\tau = c + p \tan \varphi \quad (2.5)$$

dove τ è lo sforzo di taglio, c è la coesione, σ lo sforzo normale e φ l'angolo di attrito. Le due equazioni combinate assumono la seguente forma:

$$\tau = c + \sigma \tan \varphi + \mu_N \frac{du}{dy} \quad (2.6)$$

Esprimendo la resistenza limite al taglio della colata detritica (Eq. 2.5) con τ_0 e riscrivendo l'equazione 2.6 secondo il modello viscoso-plastico di Bingham si ottiene:

$$\tau = \tau_0 + \mu_B \frac{du}{dy} \quad (2.7)$$

dove τ_0 è la resistenza limite al taglio e μ_B è la viscosità di Bingham.

Adottando l'equazione 2.7 il piano di rottura o scivolamento si realizzerà alla profondità y espressa dalla seguente relazione:

$$y_0 = \frac{\tau_0}{\rho_s g \sin \psi} \quad (2.8)$$

mentre la distribuzione della velocità del flusso (u) di un materiale visco-plastico di Bingham in moto su un piano inclinato sarà data da:

$$u = \frac{1}{\mu_B} \left[\frac{\rho_s g \sin \psi}{2} (y_d^2 - y^2) - K(y_d - y) \right] \quad (2.9)$$

dove K esprime la resistenza al taglio.

Come si può osservare nella figura 2.2, la distribuzione di velocità è di tipo parabolico tra y_0 e y_d , mentre al di sopra del piano di scivolamento la resistenza limite non è superata (τ_0) e quindi il materiale si muove con una velocità uniforme in assenza di deformazione interna (*rigid plug*).

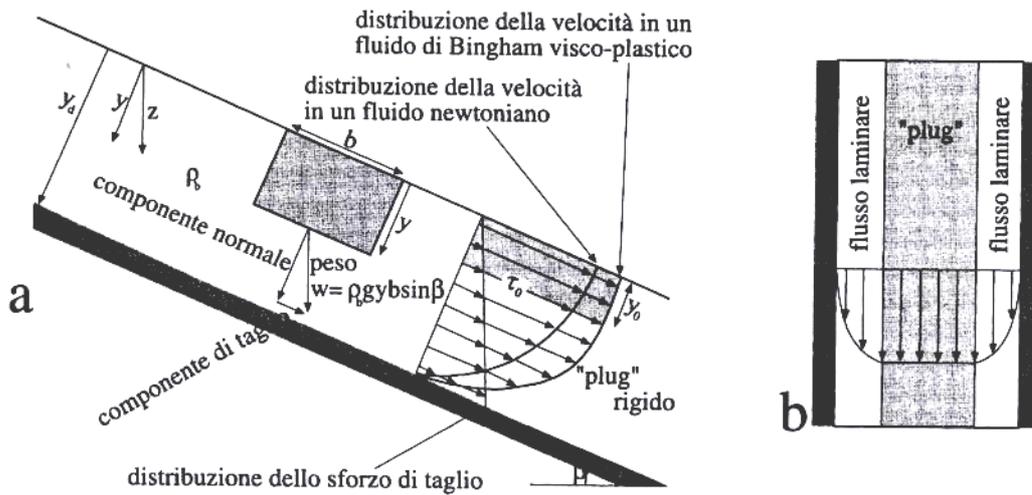


Figura 2.2. a) distribuzione dello sforzo di taglio e della velocità per un fluido newtoniano e viscoso-plastico di Bingham su pendio infinito; b) distribuzione di velocità sulla superficie di un debris flow (Marchetti, 2000).

I modelli visco-plastici di Coulomb e Bingham spiegano alcune caratteristiche dei debris flow quali, ad esempio, l'esistenza di una regione centrale della corrente, dove lo sforzo tangenziale è inferiore alla resistenza al taglio, cosicché in questa regione non avviene alcuna deformazione (*rigid plug*). Questa zona rigida, limitata lateralmente da zone più o meno larghe soggette a flusso laminare, è stata osservata e descritta da diversi autori e, inoltre, spiega la caratteristica forma ad U assunta dal canale dopo il passaggio di una colata. Anche la formazione di argini e lobi laterali su pendenze relativamente elevate può essere spiegata in termini di resistenza del materiale: quando lo spessore del flusso si assottiglia, sino ad un valore minimo critico y_0 , il debris flow si arresta. Distribuzioni di velocità che concordano con il modello di flusso di Bingham sono state misurate sia su correnti sperimentali sia in colate detritiche naturali (Marchetti, 2000).

Una formulazione diversa per i fluidi quasi-plastici fu data da Herschel e Bulkley (1926) secondo i quali lo sforzo tangenziale di resistenza al moto era proporzionale ad un coefficiente K di consistenza del mezzo. Il fluido, dopo il raggiungimento di uno

sforzo tangenziale di soglia, si deforma in modo non-newtoniano. La formulazione analitica è la seguente:

$$\tau = \tau_0 + K \dot{\gamma}^\eta \quad (2.10)$$

dove K è un coefficiente di consistenza maggiore di zero, $\dot{\gamma}$ esprime il gradiente di velocità (du/dy) ed η è un esponente compreso tra 0 e 1 che assume normalmente valori tra 0.3 e 0.6. Se l'esponente $\eta = 1$ e K tende al valore μ_B si ottiene l'equazione 2.7 che rappresenta il fluido plastico di Bingham. Nel caso sia $\eta < 1$ siamo in presenza di un fluido pseudo-plastico che, comunque, necessita di uno sforzo tangenziale di soglia per rompere la struttura coesiva del materiale.

La formula di Herschel-Bulkley rappresenta per i fluidi visco-plastici una combinazione del modello di Bingham con quello della legge di potenza. Questo modello, denominato anche modello visco-plastico non lineare, sembra più appropriato per descrivere le colate di fango (*mud flows*) e quelle con matrice fangosa abbondante, sia per alte che per basse concentrazioni solide ed è in grado di rappresentare dati sperimentali in un'ampia gamma di valori di deformazione.

I fluidi pseudo-plastici possono essere anche rappresentati in forma analitica mediante la legge di potenza (*power law*), relazione generale che è in grado di rappresentare anche i fluidi newtoniani e dilatanti e si presenta nel seguente modo:

$$\tau = K \dot{\gamma}^\eta \quad (2.11)$$

in cui K è un coefficiente che indica la consistenza del fluido (più elevato è il valore di K più il fluido è viscoso) e le cui dimensioni dipendono dal valore di η . L'esponente η è un indice del comportamento non-newtoniano del fluido: più il valore di η si discosta da 1 più il fluido ha un comportamento non-newtoniano. Per $\eta = 1$ e K tendente a μ_N si ha un fluido newtoniano e si ottiene l'equazione 2.1; per $\eta < 1$ il fluido è di tipo pseudo-plastico mentre, per $\eta > 1$ si ha un fluido dilatante.

3) modello dilatante

Takahashi (1978, 1980, 1981) ha formulato un modello di movimento del debris flow basato sul concetto, introdotto da Bagnold (1954), di pressione dispersiva causata dalla collisione tra particelle; questo modello è detto dilatante. Tra le altre cose, esso spiega in modo qualitativo la gradazione inversa che caratterizza i depositi di debris flow. Gli esperimenti condotti in laboratorio da Bagnold dimostrarono che quando una miscela con una concentrazione relativamente alta di solidi granulari è in movimento, le particelle più grossolane tendono a migrare verso la superficie. Questo risulta dal sollevamento prodotto quando, per effetto di collisioni, vengono trasmesse forze tra le particelle. Bagnold chiamò pressione dispersiva (p) questa forza di sollevamento e trovò che essa è direttamente proporzionale al quadrato del diametro di una particella ed al gradiente di velocità:

$$p = 0.042 \delta D^2 \left(\frac{du}{dy} \right)^2 \cos \phi \quad (2.12)$$

dove ϕ è l'angolo di attrito interno dinamico, D è il diametro della particella e δ è la concentrazione lineare dei granuli. δ è espressa dalla seguente equazione:

$$\delta = \frac{C_V^{1/3}}{(C_{\max})^{1/3} - C_V^{1/3}} \quad (2.13)$$

dove C_V è la concentrazione di volume e C_{\max} è la massima concentrazione possibile.

Un aumento del diametro della particella comporterebbe un aumento della pressione dispersiva; poiché quindi le forze dispersive agiscono più intensamente sulle particelle più grosse e nelle zone dove lo sforzo di taglio è massimo, i blocchi più grossolani tendono a migrare verso il fronte e verso la superficie del debris flow. Questo è quanto si osserva comunemente nei depositi da colata detritica.

In questo modello integrando con $u = 0$ alla profondità $y = y_d$ (Fig. 2.2) la distribuzione della velocità risulta:

$$\frac{u_s - u}{u_s} = \left(1 - \frac{y}{y_d} \right)^{3/2} \quad (2.14)$$

dove u_s è la velocità alla superficie, u è la velocità alla profondità y e y_d è la profondità media del flusso.

4) modello di Voellmy

Il modello reologico di Voellmy (Voellmy, 1955; Salm et al. 1990) è stato sviluppato inizialmente per le valanghe di neve dove il moto del fluido è in funzione del peso specifico del fluido e di due parametri, il coefficiente di attrito cinematico (μ) e di turbolenza (ξ), che rappresentano le tensioni frizionali e collisionali del mezzo. Esso è un modello a centro di massa (o di tipo puntuale) alla cui base vi è l'ipotesi di poter analizzare la dinamica di una valanga attraverso lo studio del moto del suo baricentro lungo una traiettoria predefinita, rappresentata dal profilo longitudinale del pendio. L'unico grado di libertà è pertanto rappresentato dall'ascissa curvilinea che definisce in ogni istante la posizione del baricentro lungo una traiettoria nota a priori. L'ipotesi alla base del modello di Voellmy è quella di ritenere che il moto di una valanga nella zona di scorrimento abbia caratteristiche analoghe a quelle delle correnti idrauliche stazionarie a pelo libero. La valanga è quindi assimilata, limitatamente alla zona di scorrimento, ad un fluido incomprimibile in condizioni di moto stazionario. Nel modello di Voellmy la geometria reale del pendio viene fortemente semplificata, attraverso due tratti a pendenza costante rappresentativi rispettivamente della zona di scorrimento e della zona di arresto (Fig. 2.3).

Alla suddivisione del pendio in due tratti distinti corrisponde anche una descrizione "ibrida" del fenomeno. In particolare mentre nella parte superiore del percorso (zona di scorrimento) si utilizza un approccio di tipo fluidodinamico al fine di valutare la velocità massima raggiunta dalla valanga, nella parte inferiore (zona di arresto) la determinazione della distanza necessaria alla valanga per arrestarsi è ottenuta ritenendo il suo moto assimilabile a quello di un corpo rigido.

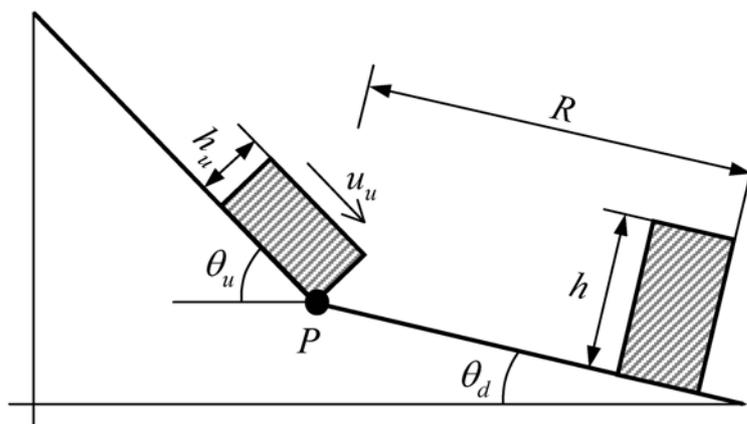


Figura 2.3. Altezze, velocità e pendenze caratteristiche del modello di Voellmy (il punto P, che divide zona di scorrimento e zona di arresto è usualmente definito dalla relazione $\tan \theta(P) = \mu$).

Nella zona di scorrimento il modello ipotizza che la valanga, dopo un breve “transitorio” accelerativo iniziale, raggiunga una condizione di moto a regime caratterizzata da una velocità limite (si deve notare che tra le varie ipotesi del modello c’è anche quella di ritenere i transitori brevi e quindi di ammettere che la valanga sia in grado di pervenire ad una condizione di moto a regime dopo avere percorso ridotte distanze). In queste particolari condizioni di moto a cui conducono le ipotesi del modello, il bilancio di quantità di moto si traduce in una condizione di equilibrio tra le forze in gioco e, con riferimento ad una colonnina di fluido di area unitaria, può essere scritto come:

$$F_S = \rho_m g h_u \sin \theta_u = F_R \quad (2.15)$$

dove F_S è la componente del peso della colonnina in direzione parallela al pendio, h_u è l’altezza di scorrimento della valanga, ρ_m è la densità della valanga, θ_u è la pendenza media della zona di scorrimento e F_R è l’insieme degli effetti resistivi al fondo. Per la descrizione di questi ultimi Voellmy adottò la formula di Chezy corretta con l’aggiunta di una componente resistiva di tipo Coulombiano (indipendente quindi dalla velocità ma legata unicamente alla componente normale al carico esterno). La forza complessiva al fondo per unità di area viene quindi espressa tramite la seguente relazione:

$$F_R = \frac{\rho_m g}{\xi} u_u^2 + \mu \rho_m g h_u \cos \theta_u \quad (2.16)$$

valida per il moto di versante, il cui coefficiente di Chezy è sostituito dal coefficiente di attrito turbolento ξ e μ indica il coefficiente di attrito Coulombiano (nel caso di moto incanalato nell'equazione 2.16 al posto dell'altezza dello strato nevoso è introdotto il raggio idraulico). I due parametri d'attrito sono dipendenti dalle proprietà della neve, dalla scabrezza del tracciato e dal volume di partenza. In base all'equazione 2.16, la pendenza di attrito S_e è data da:

$$S_e = \mu \cos \theta_u + \frac{u_u^2}{\xi h_u} \quad (2.17)$$

Sebbene lo sforzo di deformazione sia pari a zero, lo sforzo longitudinale relativo al *plug* rigido esiste e la resistenza all'espansione (attiva) o alla compressione (passiva) è data dal valore di pressione attiva (λ_a) o passiva (λ_p) posseduto dalla massa valanghiva che è espresso dalla seguente equazione:

$$\lambda_{a,b} = \tan^2 \left(45^\circ \pm \frac{\varphi}{2} \right) \quad (2.18)$$

dove φ è l'angolo di attrito interno del materiale costituente la massa in movimento. L'equazione 2.18 non prende in considerazione l'influenza della coesione della neve.

L'analisi del fenomeno di arresto è effettuata con riferimento al moto decelerato di un corpo rigido su un tratto a pendenza costante ($\tan \theta_d < \mu$), con il quale a priori si è descritta in modo semplificato la parte del pendio in cui si ritiene che la valanga rallenti fino ad arrestarsi (Fig. 2.3). La valutazione della distanza di arresto R è fatta mediante un bilancio energetico, in cui il lavoro delle forze resistive (attrito turbolento e coulombiano) dovrà eguagliare la dissipazione di energia cinetica e potenziale. L'espressione proposta da Voellmy (1955) per il calcolo della distanza di arresto è la seguente:

$$R = \frac{u_u^2}{\left[2g \left(\mu \cos \theta_d - \sin \theta_d \right) + \frac{u_u^2 g}{\xi h} \right]} \quad (2.19)$$

in cui l'altezza caratteristica del tratto di scorrimento (h_u) è stata sostituita con il valore che rappresenta l'altezza media dei depositi (h).

Nel modello di Voellmy (Eq. 2.17) i parametri da definire sono il coefficiente di attrito cinematico (μ) e quello di attrito turbolento (ξ). Dall'analisi dei dati di letteratura (Hungr, 1995; Hungr e Evans, 1996, 1997; Rickenmann e Koch, 1997; Ayotte e Hungr, 2000; Evans et al., 2001) è stato possibile realizzare la tabella 2.1. Da quest'ultima si può ricavare che, passando dalla valanga di roccia alla colata fangosa viscosa, il valore minimo del coefficiente di attrito cinematico si incrementa secondo una funzione di tipo esponenziale o parabolico, mentre il valore massimo del coefficiente di attrito turbolento diminuisce quasi linearmente. Tale trend risulta in accordo con i fenomeni fisici che caratterizzano le tipologie di flusso.

Tabella 2.1. Valori dei parametri di attrito cinematico e turbolento nel modello di Voellmy modificato per alcune tipologie di flusso.

Tipologia di flusso	Angolo di attrito del		Coefficiente di attrito		Coefficiente di attrito	
	materiale φ (°)		cinematico $\mu (= \tan \varphi)$		turbolento ξ (m/s ²)	
	min	max	min	max	min	max
Valanga di roccia	0.1	5.7	0.0025	0.10	125	1000
Valanga di detrito	1.1	13.5	0.02	0.24	80	930
Colata detritica inerziale	1.7	11.3	0.03	0.20	200	800
Colata detritica di transizione inerziale-viscosa	2.9	11.3	0.05	0.20	100	700
Colata detritica viscosa	5.7	11.3	0.10	0.20	200	500
Colata fangosa viscosa	11.3	-	0.15	-	-	400

Ayotte e Hungr (2000) hanno proposto un criterio empirico per determinare il valore del coefficiente di turbolenza ξ :

- nel caso di veri e propri fenomeni di colate detritiche, confinate, molto sature e con elevate pendenze, il coefficiente di turbolenza è generalmente molto basso (per esempio minore di 400 m/s²). Questo perché il coefficiente di turbolenza è un parametro inverso: un incremento del suo valore si traduce in una diminuzione degli effetti turbolenti e in un aumento della velocità di scivolamento, determinando una maggiore mobilità dell'ammasso;

- al contrario, un movimento instabile al limite tra un debris flow e una valanga di detrito, con minore saturazione e confinamento, avrà un coefficiente di turbolenza molto elevato (orientativamente maggiore di 700-800 m/s²);
- un miscuglio con saturazione intermedia richiede l'uso di valori intermedi del coefficiente di turbolenza (orientativamente tra 400 e 700 m/s²).

In alcuni casi modellati (Ayotte e Hungr, 2000), in presenza di colate detritiche naturali di piccola-media entità, è stato notato come, all'aumentare dei volumi mobilitati, il coefficiente di turbolenza rimanga costante mentre l'angolo di frizione tenda a diminuire. Tale comportamento "anomalo" è dovuto, essenzialmente, alla tipologia di materiale.

5) modello reologico quadratico

Il modello reologico quadratico (O'Brien e Julien, 1985, 1988; Julien e Lan, 1991; O'Brien et al., 1993) è impiegato nel programma di calcolo FLO-2D (O'Brien, 2003). Quest'ultimo è un modello idraulico bidimensionale a fondo fisso (nel caso di colate) oppure mobile (nel caso di trasporto solido).

Esso è utilizzabile per simulare il flusso dell'acqua in corsi d'acqua anche di notevole larghezza o per la simulazione di flussi non-Newtoniani in aree di conoide. Il modello, ricevendo come input uno o più "idrogrammi di piena" ed utilizzando un approccio completamente dinamico, predice l'area di inondazione, la velocità e lo spessore del flusso dell'acqua o dei detriti per ogni cella in cui la topografia è stata discretizzata.

Lo sforzo tangenziale in flussi iperconcentrati, inclusi quelli descritti come colate detritiche o colate di fango, può essere calcolato in funzione del gradiente di velocità (du/dy) per mezzo del modello reologico quadratico (O'Brien e Julien, 1988):

$$\tau = \tau_y + \mu_N \left(\frac{du}{dy} \right) + C \left(\frac{du}{dy} \right)^2 \quad (2.20)$$

dove:

$\tau_y = c + \sigma \tan \varphi$, ovvero lo sforzo coesivo e lo sforzo di Mohr-Coulomb;

μ_N = viscosità dinamica;

$C = \rho_m l^2 + f(\rho_m, C_V) D^2$.

Quest'ultimo termine rappresenta il coefficiente dello sforzo inerziale, che dipende dalla densità della miscela ρ_m , dalla lunghezza di mescolamento di Prandtl (l), dal diametro del sedimento D e da una funzione della concentrazione volumetrica del sedimento C_V .

In sostanza, i primi due termini nell'equazione 2.20 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:

$$S_e = S_y + S_{visc} + S_{td} \quad (2.21)$$

dove la pendenza energetica complessivamente dissipata S_e 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 (h_f). S_y , S_{visc} e S_{td} vengono rispettivamente esplicitate mediante la relazione:

$$S_e = \frac{\tau_y}{\gamma_m h_f} + \frac{K\mu_N}{8\gamma_m} \frac{u}{h_f^2} + \frac{n_{td}^2 u^2}{h_f^{4/3}} \quad (2.22)$$

dove γ_m è il peso specifico della miscela di sedimento.

Il parametro di resistenza K per fluidi laminari è uguale a 24 per canali larghi e lisci ma può aumentare significativamente, secondo O'Brien (2003), 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 viene esplicitato da una funzione esponenziale della concentrazione del sedimento:

$$n_{td} = n b e^{mC_V} \quad (2.23)$$

dove n è la scabrezza di Manning per 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 2.22 è stata formulata in FLO-2D per il calcolo della velocità nell'equazione di conservazione della quantità di moto. 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 dell' n di Manning per la resistenza al moto nel canale e sulla *floodplain*. 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. Qualora non fosse disponibile un'analisi reologica del materiale depositato dalla colata, per calcolare rispettivamente la viscosità e lo sforzo tangenziale possono essere usate le seguenti relazioni empiriche:

$$\tau_y = \alpha_1 e^{\beta_1 c_v} \quad (2.24)$$

$$\mu_N = \alpha_2 e^{\beta_2 c_v} \quad (2.25)$$

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.

2.2 Approccio reofisico per la classificazione delle colate detritiche

Oltre ai classici modelli reologici impiegati per la descrizione del comportamento dei debris flow, risulta interessante la classificazione formulata da Ancey (1999) basata sul legame tra la forma del deposito (evidenze geomorfologiche) e le proprietà meccaniche della colata (Tab. 2.2).

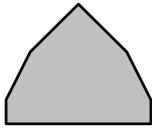
Ancey (1999) propone una suddivisione in tre classi (viscosa, viscoplastica ed a comportamento frizionale) e tenta di relazionare le proprietà reologiche a quelle geomorfologiche; egli individua tre tipi di colate: fangose, granulari e fluide.

Le osservazioni effettuate in campo mostrano che ognuna di queste classi, in accordo con la classificazione di Ancey, può essere correlata con parametri come la pendenza di arresto, forma ed esposizione del deposito e distribuzione granulometrica (Bardou et al., 2003). Ciò rende possibile il collegamento tra le osservazioni dirette di campagna e le proprietà meccaniche del fluido; tale opportunità assume particolare importanza nell'applicazione di formule per tradizionali calcoli idraulici ed adesso che numerosi programmi di simulazione sono disponibili sul mercato, ognuno dei quali basato su specifici modelli di colata.

L'approccio reofisico di Ancey si propone di descrivere i cambiamenti microstrutturali all'interno della miscela acqua-sedimento. Si assume infatti che la matrice abbia una rilevante influenza sul comportamento meccanico del debris flow, mentre non è possibile fare considerazioni sull'effetto del fronte, generalmente costituito da materiale più grossolano.

La tabella 2.2 si suddivide in due parti principali. Le prime due righe sono relative alle proprietà meccaniche della colata; le altre quattro sono dedicate alle corrispondenti osservazioni di campo. Nelle Alpi, la conformazione della valle consente raramente l'osservazione di interi depositi da colata e le tracce rilevabili più frequentemente sono solo i cordoni laterali (Bardou et al., 2003). E' per tale ragione che in tabella 2.2 vengono inclusi i disegni delle sezioni arginali. Le descrizioni dei depositi riportate all'interno della riga denominata "forma del deposito" sono comunque utili quando sono rilevabili fronte, corpo e argini della colata.

Tabella 2.2. Classificazione reofisica dei debris flow (da Bardou et al. 2003).

Meccanica	Nome scientifico	viscoplastico	collisionale-frizionale	frizionale-viscoso
	Modello reologico appropriato	Herschel-Bulkley Bingham	Coulomb, equazione costitutiva del collisionale-frizionale	Coulomb a bassa velocità Newtoniano (<i>power law</i>) a elevata velocità
Osservazione in campo	Nome comune	fangosa	granulare	fluida
		regolare, con limiti ben definiti, molto coesivo da secco	irregolare, senza limiti netti, non coesivo da secco	come un terrazzo alluvionale, molto coesivo da secco
	Forma del deposito			
		sezione arginale	sezione arginale	sezione a corpo intero (scala diversa rispetto al disegno di quelle arginali)
	Pendenza di arresto	< 2°	< 10°	< 1°
Granulometria	fraz. grossolana ++ matrice fine ++ argilla +	fraz. grossolana ++ matrice fine - argilla - -	fraz. grossolana - / + matrice fine ++ limo + argilla - -	

Nelle tre foto riportate di seguito (Fig. 2.4) si possono osservare le tre tipologie di colata della classificazione di Ancey.



Figura 2.4. Morfologie osservate in campo relative alle tre classi proposte da Ancey (1999): da sinistra a destra viscoplastico, collisionale-frizionale e frizionale-viscoso (da Bardou, 2005).

2.3 Valutazione diretta dei parametri reologici

La maggior parte dei modelli reologici descritti in letteratura richiedono due parametri fondamentali: la viscosità e la resistenza al taglio. Questi valori possono essere ottenuti in modo abbastanza attendibile da analisi di laboratorio, usando dei viscosimetri, oppure mediante l'impiego di canalette artificiali o direttamente sul terreno attraverso sistemi di monitoraggio od osservazioni.

La difficoltà maggiore nel determinare questi parametri è dovuta all'ampia variazione della concentrazione in solidi e della granulometria della corrente, oltre alle difficoltà logistiche per raggiungere i luoghi dove questi fenomeni si verificano con maggiore frequenza (assenza di strade facilmente percorribili, acclività ed instabilità dei pendii). La misura della viscosità di una miscela reale (matrice fine e grossi clasti) è praticamente impossibile per le grandi dimensioni che dovrebbe avere un viscosimetro. Neppure con la realizzazione, in anni recenti, di appositi reometri di grandi dimensioni, capaci di ospitare volumi di materiale dell'ordine del metro cubo (Coussot et al., 1996) si è riusciti a risolvere completamente il problema, poiché in realtà per ospitare convenientemente un campione di materiale in cui sono spesso presenti sedimenti di diametro che può raggiungere e superare il metro sarebbero necessari reometri in grado di ospitare volumi di svariate migliaia di metri cubi. Nondimeno è necessario stimare, derivare o estrapolare in qualche modo il comportamento reologico dell'intero materiale che costituisce un debris flow naturale. A tal fine è necessario ricorrere a metodi indiretti che coinvolgano sia considerazioni teoriche che esperimenti condotti su miscugli prodotti artificialmente e contenenti frazioni solide più fini di quelle riscontrate in natura. La reometria di miscugli concentrati è comunque un tema particolarmente difficile. Per ottenere risultati di rilievo sono necessari appropriati accorgimenti per evitare svariati effetti di disturbo: scorrimento in corrispondenza alle pareti del reometro, fratture in superficie, effetti di bordo, segregazione, ecc. (Coussot et al., 1996); devono perciò essere utilizzate opportune procedure.

La misura diretta dei parametri reologici avviene principalmente mediante i seguenti strumenti e procedure:

1. reometro a piastre parallele;
2. reometro a cilindri coassiali;
3. piano inclinato;
4. canale artificiale a rotazione verticale (VRF – *vertically rotating flume*);
5. test del crollo (*slump test*);
6. reometro a palette (*shear vane rheometer*);
7. acquisizione di immagini mediante risonanza magnetica (MRI - *magnetic resonance imaging*) combinata ad un reometro.

Di seguito verrà fornita una descrizione dei dispositivi e dei test reometrici appena elencati mediante l'ampia letteratura pubblicata su questa tematica, non solo nell'ambito

delle colate detritiche ma anche riguardante la reologia dei materiali e dei fluidi in generale.

1) reometro a piastre parallele

Il reometro a piastre parallele è equipaggiato con due piastre parallele aventi spessori ed interdistanze differenti a seconda delle dimensioni complessive del reometro (Fig. 2.5). La piastra inferiore è fissa, mentre quella superiore è assicurata ad un'asta rotante dotata di dispositivo di misura del momento torcente.

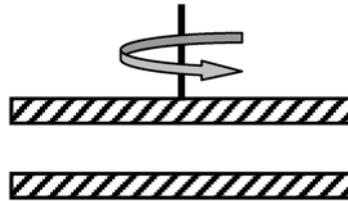


Figura 2.5. Schema del reometro a piastre parallele.

La piastra superiore viene inserita nel contenitore che ospita il materiale di prova; durante quest'ultima tra le due piastre avviene una deposizione ed un assestamento progressivo dei sedimenti. Ad ogni gradiente di velocità testato, si osserva che nella parte superiore del reometro vi è una zona ad alta concentrazione d'acqua, mentre in quella inferiore vi è un'elevata concentrazione di sedimenti (Martino, 2003). Lo sforzo tangenziale misurato mediante il momento torcente sembra essere quello quasi dell'acqua pura più che quello della miscela acqua-sedimento di partenza. In molti casi non appare idoneo all'analisi dei materiali coinvolti nelle colate detritiche.

2) reometro a cilindri coassiali

Il reometro a cilindri coassiali è un reometro di grosse dimensioni composto da due cilindri giacenti sullo stesso asse (Fig. 2.6).

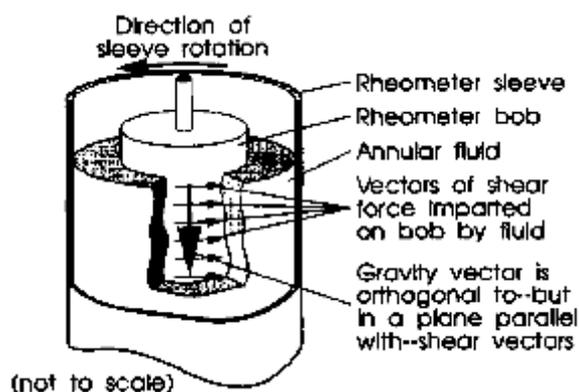


Figura 2.6. Reometro a cilindri coassiali (da Huizinga, 1996).

Quello maggiormente citato in letteratura ed utilizzato quindi nei test reometrici per la raccolta di dati sperimentali sulle colate è quello descritto da Coussot e Piau (Coussot et al., 1996, 1998; Iverson, 2003; Malet et al., 2003) avente due cilindri coassiali di diametro rispettivamente pari a 0.8 m e 1.2 m e che può contenere un volume di circa 0.5 m³. Un'ampia gamma di velocità di rotazione può essere imposta al cilindro interno lasciando fisso quello esterno. Il corrispondente valore del momento applicato viene di solito registrato su un computer.

Le difficoltà maggiori nell'utilizzo di tale strumentazione sono dovute alla presenza di sedimenti di grandi dimensioni che possono indurre svariati tipi di effetti. In primo luogo occorre tener conto che le dimensioni dei sedimenti grossolani sono ridotte se paragonate alle dimensioni dell'intercapedine tra i cilindri, ma non lo sono necessariamente se paragonate allo spessore (h_s) della regione sollecitata al taglio, in vicinanza del cilindro interno. Lo spessore della zona sollecitata al taglio dipende infatti dal valore del momento applicato (T) e diminuisce al diminuire di quest'ultimo, come si può evincere da una semplice equazione di equilibrio dei momenti nella quale si sia esplicitato h_s :

$$h_s = \sqrt{\frac{T}{2\pi l_C \tau_c}} - r_i \quad (2.26)$$

dove l_C è la lunghezza del cilindro ed r_i è il raggio del cilindro interno.

Per bassi valori di T (e quindi per bassi valori della velocità) alcuni dei sedimenti di maggiori dimensioni, pur trovandosi immersi in una zona soggetta al taglio, possono

essere parzialmente immersi anche in una che non lo è. Di conseguenza per bassi valori del momento e della velocità il tentativo di approssimare il materiale completo di un debris flow attraverso miscugli costituiti da materiale di dimensioni via via maggiori finisce per risultare inefficace, a causa di questo effetto di discontinuità. Inoltre, durante le prove, i sedimenti più grossi possono depositarsi, essendo più pesanti del fluido nel quale sono immersi. Per i sedimenti più grossi si possono anche verificare spostamenti (migrazioni) dovuti all'inerzia ed al fatto che essi si trovano immersi in regioni che si muovono con velocità differenti. (Coussot et al., 1996).

3) piano inclinato

Il valore critico dello sforzo tangenziale di una colata può essere stimato con il metodo del piano inclinato. Tale metodologia consiste nel determinare la pendenza critica in corrispondenza della quale uno strato uniforme di fluido inizia a muoversi oppure il valore asintotico dello spessore della regione centrale del deposito (h_0) di un volume noto di materiale semplicemente versato sul piano inclinato (Coussot et al., 2003); la superficie inclinata deve essere sufficientemente ruvida per evitare scivolamento al contatto tra questa ed il materiale di prova (Coussot et al., 1996).

Questo metodo può naturalmente essere utilizzato in campagna se si individua un appropriato deposito naturale lasciato dal debris flow. Misurata la pendenza dell'alveo in corrispondenza a tale deposito è possibile determinare il valore critico dello sforzo tangenziale (τ_c) del materiale che lo costituiva. Per fare ciò occorre impiegare la nota formula di Johnson (1970):

$$\tau_c = \rho_m g h (\sin \theta_d) \quad (2.27)$$

dove ρ_m è la densità della colata detritica, g è l'accelerazione di gravità, h è lo spessore del deposito ed θ_d è la pendenza del deposito.

All'equilibrio ($h=h_0$), l'altezza critica (h_0) (dopo l'arresto) è legata allo sforzo tangenziale (τ_c) dalla seguente relazione:

$$h_0 = \frac{\tau_c}{\rho_m g \sin \theta_d} \quad (2.28)$$

Da ricordare che l'equazione 2.28 è utilizzabile, nel metodo del piano inclinato, solo se risultano trascurabili lo slittamento o altri effetti di disturbo (sedimentazione, tensione superficiale, essiccazione) e se lo spessore dello strato di materiale è molto più ridotto rispetto al suo sviluppo longitudinale e trasversale.

Per un fluido ideale senza effetti di slittamento e per una determinata pendenza di inclinazione, al decrescere dello spessore del fluido, la resistenza al taglio sulla superficie si riduce così che la velocità della miscela può continuamente diminuire per tutto il tempo (Coussot et al., 2003). Al contrario, se, dopo che la colata si è arrestata sul piano a pendenza prefissata, quest'ultimo viene ulteriormente inclinato, il miscuglio di prova può ricominciare a muoversi ad una velocità che è in continuo incremento secondo una funzione legata alla differenza di pendenza.

4) canale artificiale a rotazione verticale (VRF – vertically rotating flume)

Il canale artificiale a rotazione verticale è un altro tipo di strumento che consente la misura delle proprietà reologiche di una colata di detrito. Il VRF è stato progettato e costruito dall'U.S. Geological Survey e consiste in un canale di forma anulare e di sezione rettangolare avente un'altezza pari a 0.427 m e una larghezza di 0.61 m. Il canale ruota su un piano verticale attorno un'asse di rotazione costituito da un perno; la distanza tra l'asse di rotazione e il canale circolare è pari a 3.048 m (Fig. 2.7) (Huizinga, 1996).

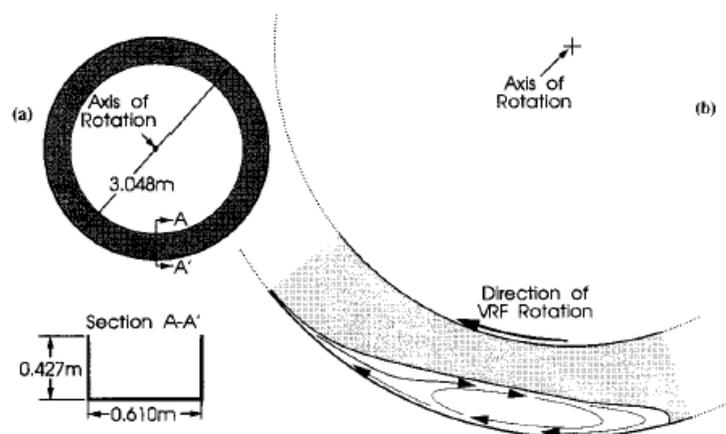


Figura 2.7. VRF: (a) dimensioni fisiche; (b) schematizzazione del flusso in condizioni stazionarie (da Huizinga, 1996).

Il VRF combina i vantaggi di una comune canaletta inclinabile con il vantaggio di creare un sistema in condizioni stazionarie che può essere analizzato ed osservato per un periodo di tempo prolungato.

Un test consiste in 10-12 prove, ognuna delle quali rappresenta un valore differente di velocità tangenziale incrementata progressivamente da 0 m/s a circa 2 m/s. Tale velocità è calcolata dividendo la lunghezza della circonferenza del VRF per il tempo impiegato da quest'ultimo a compiere una rotazione completa (Huizinga, 1996).

Per ogni prova viene rilevata la velocità superficiale del flusso e vengono scattate cinque fotografie del profilo dello stesso per determinarne la geometria. La velocità superficiale viene stimata misurando il tempo impiegato da un indicatore galleggiante posizionato nei pressi della parte centrale del flusso per percorrere una distanza nota. Vengono registrati diversi valori di velocità superficiale in modo da ottenere un dato medio. La geometria del flusso viene ricostruita, mediante apposite tecniche fotogrammetriche, partendo dai profili di flusso istantanei.

Un valore di resistenza al taglio e uno di gradiente di velocità vengono calcolati partendo dalla geometria del flusso in ogni fotografia così come la velocità del VRF e quella superficiale del miscuglio. Un valore medio per ognuno dei parametri appena citati viene determinato utilizzando i cinque dati relativi ad ogni foto.

La resistenza al taglio viene determinata mediante il principio fisico del bilanciamento delle forze. Quando il VRF ruota, il centro di gravità del materiale si sposta rispetto al centro di rotazione. Il momento del materiale in movimento è bilanciato dalle forze resistenti presenti sul fondo e ai lati del materiale. Se il profilo del flusso viene suddiviso in aree incrementali, la somma dei momenti di ognuna lungo l'asse verticale moltiplicata per il peso specifico del miscuglio rappresenta il momento torcente unitario bilanciato dalle forze resistenti.

5) test del crollo (*slump test*)

Il test del crollo consiste nel riempire un cilindro con un fluido, alzare il più rapidamente possibile il contenitore lasciando che il materiale crolli e si disperda su un piano a causa del suo stesso peso. La differenza tra l'altezza iniziale e finale del materiale e lo spessore della zona non sottoposta a sforzo di taglio consentono la stima della resistenza al taglio (τ_c) utilizzando la formula ideata da Pashias et al. (1996). Questo tipo di prova consente la caratterizzazione di materiali aventi elevate frazioni solide.

In letteratura i valori ottenuti mediante lo *slump test* sono risultati in accordo con gli altri tipi di test reometrici (Malet et al., 2003), confermando così l'affidabilità di tale metodologia.

6) reometro a palette (*shear vane rheometer*)

Il reometro a palette produce una geometria del flusso che è molto simile a quella del flusso di Couette (Martino, 2003). Tale strumentazione è costruita da quattro palette applicate e centrate su un'asta verticale rotante mediante la quale viene misurato il momento torcente applicato e da un cilindro esterno trasparente che permette la visione del flusso della miscela campione durante lo svolgimento del test reometrico (Fig. 2.8).

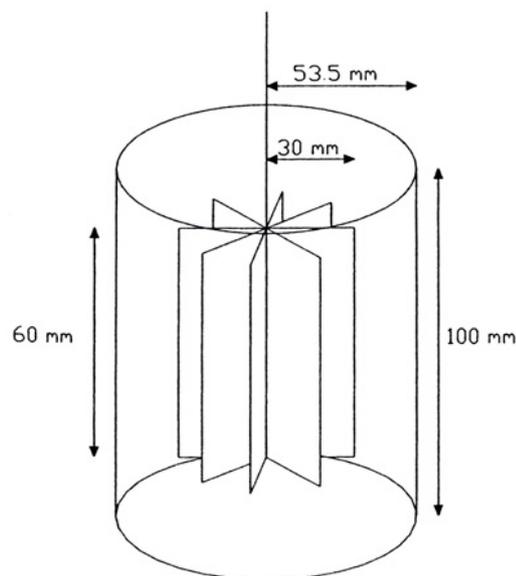


Figura 2.8. Schema di reometro a palette (da Martino, 2003).

Durante la prova il materiale è trattenuto dalle banderuole rotanti e lo sforzo di taglio si manifesta lungo un cilindro immaginario (avente la medesima scabrezza del materiale) all'interno della miscela. Con questo accorgimento lo slittamento lungo le superfici sottoposte al taglio è evitato, o per lo meno attenuato.

Prima di utilizzare tale tipo di reometro ogni campione di materiale deve essere reso omogeneo e setacciato per poter rimuovere la frazione più grossa della granulometria (soglia 0.1-1 mm; Martino, 2003). La scelta di questo valore massimo consente di evitare danni all'apparecchiatura e la mistura può essere considerata come un continuum. Quindi il campione viene mescolato con dell'acqua fino a raggiungere la concentrazione desiderata. Per eliminare tutte le bolle d'aria presenti nella miscela e

ottenere così un campione completamente saturo ed omogeneo, la dispersione deve essere vigorosamente mescolata a mano per più di 10 minuti.

Per ogni campione testato, si segue la procedura qui di seguito descritta. L'asse rotante a cui sono applicate le palette viene delicatamente inserito nel materiale campione versato precedentemente all'interno del cilindro trasparente. Viene quindi misurata l'altezza del materiale (h). L'asse viene poi fatto ruotare a delle prefissate velocità e l'andamento temporale del momento torcente viene misurato da un rilevatore apposito di cui è dotato il reometro.

Partendo dal momento torcente (T), è possibile calcolare la resistenza al taglio (τ), mediante la seguente relazione:

$$\tau = \frac{T}{2 \pi R_1^2 h} \quad (2.29)$$

dove R_1 è il raggio delle banderuole rotanti. Dalla velocità di rotazione registrata (Ω), è possibile valutare il gradiente di velocità mediante la seguente equazione:

$$\dot{\gamma} = \frac{\Omega R_1}{(R_2 - R_1)} \quad (2.30)$$

dove R_2 è il raggio del cilindro esterno trasparente.

L'equazione 2.30 è normalmente utilizzata quando il rapporto R_1/R_2 è vicino all'unità. Se ciò non si verifica, il reometro viene classificato con il termine "*viscosimetro wide-gap*".

Durante la prova la resistenza al taglio aumenta finché non vengono raggiunte delle condizioni di equilibrio. Il tempo necessario perché la resistenza raggiunga l'equilibrio dipende dalle condizioni iniziali, dalla concentrazione dei solidi nella miscela e dal gradiente di velocità. Tale periodo varia da pochi minuti a qualche ora; la prova termina al raggiungimento della condizione stazionaria; il campione viene quindi lasciato a riposo per alcuni minuti prima di sottoporlo ad un altro valore di velocità di rotazione.

7) tecnica MRI combinata ad un reometro

Quando si studia la reologia di fluidi complessi, risulta difficoltoso determinare se una proprietà manifestata dal materiale durante un test con un determinato reometro riflette una caratteristica vera del comportamento reologico o se essa sia solo un artefatto dovuto al tipo di esperimento. Per ridurre il rischio di interpretazioni errate, è di fondamentale importanza perfezionare dei test reometrici impiegando diversi procedimenti e tipi di reometri. Il punto chiave è che nella reologia classica l'equazione $\tau = f(\dot{\gamma})$ (dove τ è la resistenza al taglio e $\dot{\gamma}$ la velocità di deformazione angolare) è dedotta dalla misura delle grandezze dell'intera massa (per esempio, $\Omega = g(T)$ dove T è il momento torcente e Ω la velocità di rotazione per un reometro rotazionale). Per evitare possibili “tranelli” nella comprensione delle proprietà reologiche delle colate detritiche, è utile visualizzare il flusso e ciò può essere fatto mediante la tecnica MRI (Coussot et al., 2003).

La tecnica dell'acquisizione di immagini mediante risonanza magnetica (MRI - magnetic resonance imaging) può essere combinata con un reometro per determinare le caratteristiche del flusso e la distribuzione della densità del fluido. Quando la risoluzione risulta essere sufficiente, i dati possono essere utilizzati per determinare direttamente l'equazione costitutiva del fluido: la distribuzione della resistenza al taglio si deduce dall'equazione del momento torcente (Eq. 2.29) e si associa con la distribuzione del gradiente di velocità misurata mediante la tecnica MRI. Essa impiega un magnete nel quale viene opportunamente inserito il reometro; sfruttando particolari leggi fisiche legate all'elettromagnetismo vengono acquisiti numerosi profili di velocità del flusso in un ridotto periodo di tempo, variabile da 1 s a 30 s a seconda del materiale di prova.

3. STUDI SPERIMENTALI E RICERCHE SUL FENOMENO DI ARRESTO E DEPOSIZIONE DELLE COLATE DETRITICHE

La previsione della distanza di arresto delle colate detritiche è fondamentale per stabilire le zone interessate dal fenomeno e per stimare i parametri relativi all'intensità del flusso detritico, i quali sono elementi essenziali per la produzione di mappe di pericolosità (Petrascheck e Kienholz, 2003). Un'analisi dei metodi per la stima delle distanze di arresto delle colate detritiche si trova, per esempio, in Hungr et al. (1984), Cannon (1989), Bathurst et al. (1997), Fannin e Wise (2001) e McDougall e Hungr (2003). L'arresto e la deposizione delle colate detritiche sono governati da diversi fattori, in particolare da una diminuzione della pendenza e dal venir meno del confinamento del flusso nella zona deposizionale (Hungr et al., 1984; Corominas, 1996). Per esempio, una regola empirica giapponese stabilisce che su conoidi con pendenze inferiori a 10° , la deposizione avviene se l'angolo di inclinazione del pendio diminuisce di un fattore pari a due oppure se il flusso detritico subisce un allargamento pari a due o tre volte la larghezza che esso presenta a monte della zona deposizionale (Ikeya, 1979). Altri fattori che influenzano i valori di distanza di arresto concernono la perdita di velocità all'altezza delle curve (Benda e Cundy, 1990; Fannin e Wise, 2001; Lancaster et al., 2003), la presenza di materiale organico di grosse dimensioni nel fronte della colata detritica (Lancaster et al., 2003) e l'esistenza di alberi o altri ostacoli lungo la zona deposizionale (Corominas, 1996).

A seconda del tipo di colata detritica possono essere definiti degli intervalli di pendenza all'interno dei quali i fenomeni di erosione, trasporto o deposizione sono predominanti (Van Dine, 1996; Fannin e Wise, 2001). Considerando la grande variabilità del tipo di materiale detritico e dei quantitativi d'acqua che compongono una colata detritica, gli intervalli appena citati possono variare considerevolmente. Debris flow di tipo granulare possono iniziare a depositarsi su pendenze fino a 27° (Rickenmann e Zimmermann, 1993), mentre le colate di fango possono percorrere decine di chilometri ed arrestarsi su pendenze di appena alcuni gradi (Pierson, 1995).

Rickenmann (2005) ha distinto i metodi di stima del runout in empirici-statistici e dinamici. Sebbene il primo tipo di approcci sia spesso semplice da utilizzare, esso può essere applicato solamente a casi che possiedano delle caratteristiche simili a quelle per cui il metodo è stato sviluppato. I metodi dinamici sono fisicamente basati e considerano la conservazione della quantità di moto o dell'energia. La maggiore

difficoltà nello sviluppare i modelli dinamici per la stima della distanza di arresto è rappresentata dalla scelta dei parametri di attrito o degli schemi reologici appropriati (Hungar, 1995; Iverson, 1997). Approcci simili sono stati originariamente sviluppati per le valanghe di neve (Voellmy, 1995; Salm, 1966) e per le frane o i crolli di roccia (Cannon, 1989; Hungar, 1992).

Una più dettagliata classificazione degli approcci rintracciabili attualmente in letteratura viene qui di seguito riportata:

- a) approccio volumetrico;
- b) metodi legati alla topografia, principalmente alla pendenza del conoide (S_f) o all'energia dissipata lungo il tratto ove avviene il fenomeno di deposizione ed arresto della colata detritica;
- c) altre equazioni empiriche che prendono in considerazione differenti parametri come il volume complessivo del debris flow (V), l'energia potenziale disponibile (H), la pendenza del conoide (S_f), la pendenza a monte della zona deposizionale (θ_u), l'angolo d'inclinazione della linea dell'energia (β) e l'area del bacino (A_C);
- d) metodi fisicamente basati: metodi unidimensionali di conservazione della quantità di moto o matematici che sfruttano differenti schemi reologici;
- e) test di laboratorio.

3.1 Approccio volumetrico

I metodi basati sulla magnitudo della colata detritica stimano l'area inondata (A) in funzione del volume totale (V):

$$A = k V^d \quad (3.1)$$

dove k e d sono coefficienti empirici.

Iverson et al. (1998) hanno proposto una metodologia che ha avuto notevole risonanza nella letteratura sui debris flow; essa permette la stima dell'area delle sezioni trasversali interessate dal flusso e dell'area planimetrica inondata da colate fangose composte da materiale piroclastico a partire dal volume complessivo delle stesse sulla base di due equazioni semi-empiriche. Iverson et al. (1998) hanno sviluppato l'equazione $A = 200 V^{2/3}$ utilizzando i dati relativi a 27 colate fangose verificatisi presso 9 vulcani ed aventi volumi compresi tra 8×10^4 e 4×10^9 m³. Una relazione

simile ($A = 6.2 V^{2/3}$) è stata calcolata per 116 debris flow delle Alpi Centrali Italiane (Crosta et al., 2003). Crosta et al. (2003) hanno osservato che il coefficiente empirico k dipende principalmente dalle caratteristiche del materiale costituente la colata detritica. Berti e Simoni (2007) hanno analizzato 40 bacini da colata detritica con litologie di tipo metamorfico e sedimentario in territorio alpino italiano, aventi magnitudo massima pari 50000 m^3 , confermando la presenza di una correlazione significativa tra area inondata e volume.

3.2 Metodi legati alla topografia

I metodi legati alle limitanti topografiche presenti nell'area interessata dalla colata detritica si rifanno principalmente alla pendenza del conoide S_f od a parametri riguardanti l'energia dissipata lungo il tratto in cui avvengono la deposizione e l'arresto del debris flow (Vandre, 1985; Ikeya, 1989; Burton e Bathurst, 1998).

Ikeya (1989) ha proposto un metodo topografico basato sulla pendenza del conoide considerando che la pendenza a valle del punto in cui inizia il fenomeno di deposizione si attesta in un intervallo compreso tra 2° e 12° , con un valore modale tra 4° e 6° e che il rapporto tra la massima dispersione laterale del deposito e la larghezza del flusso è pari a 5 e generalmente assume valori inferiori a 10.

Vandre (1985) ha elaborato un approccio empirico per stimare il runout di un debris flow:

$$R = \omega \Delta h \quad (3.2)$$

dove R è la distanza di arresto, Δh è la differenza di quota tra il punto di innesco e il punto in cui la colata inizia a depositarsi e ω è una costante empirica. Secondo i dati sperimentali di Vandre la costante ω assume un valore pari a 0.4 (cioè il runout è pari al 40% della differenza di quota Δh).

Un metodo di stima della distanza di arresto, empiricamente basato sull'Equazione 3.2, è stato proposto da Burton e Bathurst (1998). Una colata detritica si ferma quando:

$$\left(\begin{array}{c} \text{Distanza percorsa su pendenze} \\ \text{comprese tra } 4^\circ \text{ e } 10^\circ \end{array} \right) > 0.4 \left(\begin{array}{c} \text{Quota persa} \\ \text{su pendenze } > 10^\circ \end{array} \right) \quad (3.3)$$

dove la distanza percorsa è misurata lungo il pendio. La traiettoria potenziale del debris flow inizia al punto di innesco e continua nel canale fino a dove si verifica il processo di deposizione. Le regole che governano i processi di trasporto della colata e di deposizione dei sedimenti sono le seguenti:

- per pendenze maggiori di 10° , il processo di trasporto del debris flow continua incondizionatamente;
- per pendenze comprese tra 4° e 10° , il debris flow si arresta se viene soddisfatta la condizione espressa nell'equazione 3.3 oppure se si raggiunge un valore di pendenza pari a 4° ;
- per pendenze inferiori ai 4° il debris flow si ferma in ogni caso e deposita tutto il materiale ancora in movimento.

3.3 Equazioni empiriche per la stima della distanza di arresto

Le equazioni predittive empiriche coinvolgono differenti parametri come il volume della colata detritica (Rickenmann, 1994; Rickenmann, 1999) o l'area del bacino (Zimmermann et al., 1997). Il rapporto di mobilità (H/L), denominato angolo di attrito effettivo (Heim, 1882), è stato considerato, almeno recentemente, da diversi autori (Corominas, 1996; Toyos et al., 2007) come indicatore della mobilità della colata. Takahashi (1994 in Bathurst et al. 1997) ha supposto $H/L = \tan \beta = 0.20$. L'indice di mobilità è scarsamente correlato con il volume del flusso (Iverson, 1997) e può essere utilizzato per condurre una stima approssimativa del runout di un debris flow.

La tabella 3.1 riporta alcune ben note equazioni empiriche per la stima della distanza di arresto e di quella totale percorsa dalla colata; le relazioni sono principalmente basate su dati raccolti in campo. I parametri presi in considerazione sono: volume della colata detritica (V), energia potenziale disponibile (H), pendenza del conoide (S_f), pendenza del canale a monte della zona deposizionale (θ_u), angolo d'inclinazione della linea dell'energia (β) e area del bacino (A_C) (vedi la figura 3.1 per i parametri geometrici).

Tabella 3.1. Equazioni empiriche impiegate per stimare la distanza di arresto R e quella totale percorsa dalla colata detritica L .

Parametro	Equazione empirica	Fonte	Eq.
Runout (R)	$R = 8.6 (V \tan \theta_u)^{0.42}$	Ikeya (1989)*	(3.4)
	$R = 25 V^{0.3}$	Rickenmann (1994)	(3.5)
	$R = 15 V^{1/3}$	Rickenmann (1999)	(3.6)
Distanza totale percorsa (L)	$(H/L)_{\min} = \tan \beta_{\min} = 0.20 (A_c)^{-0.26}$	Zimmermann et al. (1997)	(3.7)
	$L = 1.9 V^{0.16} H^{0.83}$	Rickenmann (1999)	(3.8)

* Matematicamente modificata a partire dalla forma originale (Bathurst et al., 1998)

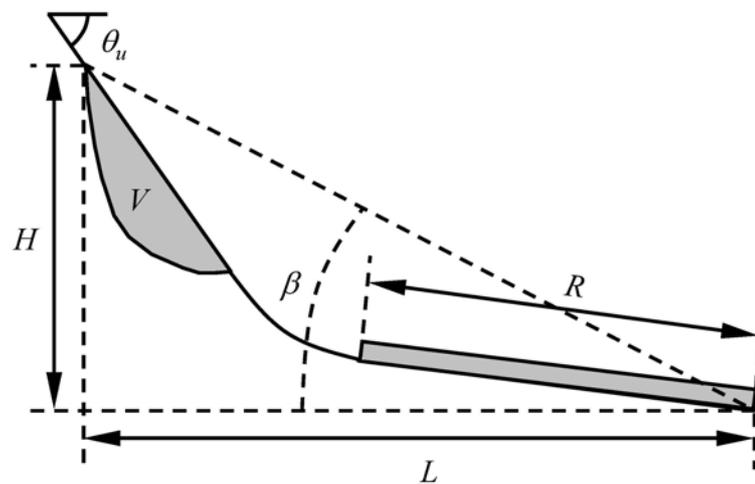


Figura 3.1. Schematizzazione di una colata detritica con i parametri presi in considerazione dalle equazioni empiriche predittive.

3.4 Metodi fisicamente basati

I metodi dinamici considerano la conservazione della massa, della quantità di moto e dell'energia per simulare la propagazione delle colate detritiche utilizzando modelli mono o bidimensionali (O'Brien et al., 1993; Hungr, 1995; Iverson e Denlinger, 2001; Laigle et al., 2003). I modelli numerici possono adottare diverse ipotesi per risolvere le equazioni del moto e prendere in considerazione differenti schemi reologici relativi al materiale che compone la colata di detriti. Basato sulla conservazione della quantità di moto per un flusso che si propaga su una superficie avente pendenza costante, la distanza di arresto R può essere descritta mediante la seguente equazione teorica sviluppata da Hungr et al. (1984) e Takahashi (1991):

$$R = \frac{\left\{ u_u \cos(\theta_u - \theta_d) \left[1 + \frac{g h_u \cos \theta_u}{2 u_u^2} \right] \right\}^2}{g (S_e \cos \theta_d - \sin \theta_d)} \quad (3.9)$$

dove θ_d = pendenza del terreno lungo la zona deposizionale, θ_u = pendenza del canale a monte della zona deposizionale, u_u = velocità in ingresso, h_u = altezza del flusso in ingresso ed S_e = pendenza energetica che si assume essere costante lungo il percorso corrispondente al runout e che tiene conto solamente dell'attrito relativo allo scorrimento della colata. Il modello suppone una portata costante in ingresso da monte e nessuna variazione della larghezza del flusso dopo il cambio di pendenza.

Hungr et al. (1984) hanno assunto $S_e = 10^\circ$ e trovato una buona corrispondenza tra valori di R osservati e quelli stimati mediante l'equazione 3.9 per cinque debris flow del Canada occidentale. Tuttavia, quando l'equazione 3.9 è stata applicata a 14 debris flow del Giappone utilizzando dei parametri relativi al flusso misurati in campo (Okuda e Suwa, 1984), le migliori stime di R sono state ottenute solo se viene utilizzata la relazione $S_e = f \tan \theta_d$ (con $f = 1.12$) anziché $S_e = 10^\circ$. L'applicazione dell'equazione 3.9 a 12 colate detritiche verificatesi in Svizzera nel 1987 (Rickenmann, 2005) risulta fornire delle stime ragionevoli della distanza di arresto utilizzando $S_e = 1.08 \tan \theta_d$ e quando, per stimare la velocità in ingresso u_u , si impiegano le altezze di flusso osservate. Per l'analisi sia dei dati giapponesi che di quelli svizzeri, si è supposto che l'onda principale abbia percorso il canale esistente nel conoide ed il tratto deposizionale fino al punto distale del deposito senza variazioni significative della larghezza del flusso.

3.5 Studi di laboratorio

Lo studio delle colate detritiche risulta assai difficoltoso a causa della marcata imprevedibilità temporale del fenomeno, della sua breve durata e della sua elevata forza distruttiva che rendono l'effettuazione di osservazioni sistematiche e di rilievi di campo sia difficoltosa che alquanto pericolosa. I sopralluoghi post-evento permettono di rilevare solamente le caratteristiche delle colate detritiche rimaste dopo la fine del processo dinamico di trasporto e deposizione come i segni delle erosioni, dell'altezza del flusso detritico ed i depositi. Il monitoraggio in continuo che viene condotto in aree di studio appositamente attrezzate è un modo prezioso per raccogliere dati relativi alla dinamica dei debris flow (Okuda et al., 1980; Marchi et al., 2002; Hürlimann et al.,

2003; Tecca et al., 2003); comunque tale attività risulta impegnativa dal punto di vista economico e richiede un notevole dispendio di tempo; essa infatti conviene solamente in bacini aventi condizioni logistiche favorevoli ed una elevata frequenza degli eventi. Per queste ragioni vari ricercatori hanno impiegato diversi modelli fisici a scala ridotta allo scopo di simulare i meccanismi di deposizione dei debris flow (Mizumaya e Uehara, 1983; Liu, 1996; Major, 1997; Van Steijn e Coutard, 1989; Chau et al., 2000; Deganutti et al., 2003; Ghilardi et al., 2003). Variabili come la velocità, la distribuzione granulometrica, le forze impattanti e la densità della miscela solido-liquida, che sono estremamente difficili da stimare in campo, possono essere agevolmente misurate mediante un modello a scala ridotta. Anche modelli su larga scala (ad esempio il canale artificiale in calcestruzzo dell'*U.S. Geological Survey*, lungo 95 m e largo 2 m; Major, 1997) sono stati messi a punto ed impiegati per simulare il comportamento delle colate detritiche, focalizzando l'attenzione sui meccanismi di trasporto e di dissipazione dell'energia. Entrambi i tipi di modelli consentono ai ricercatori di analizzare la forma dei depositi di colata detritica potendo rilevare la larghezza, la lunghezza e lo spessore in laboratorio e così comprendere le relazioni che sussistono tra questi parametri (Shieh e Tsai, 1997). A seconda della geometria del modello prescelta si possono simulare fenomeni pericolosi e di difficile studio in campo come quello del *dambreak*; quest'ultimo consiste in un rilascio istantaneo di materiale saturo che innesci una colata detritica come, per esempio, il collasso di una briglia all'apice del conoide oppure la rottura improvvisa di un argine laterale. Tuttavia il problema della scala, riguardante le modellazioni fisiche di questo tipo di fenomeni, risulta essere di difficile soluzione: tranne che per alcuni rari modelli su larga scala, le canalette tipicamente sono più strette di 20 cm con una larghezza fino a circa 2 m, il volume della miscela solido-liquida è generalmente limitato a circa 100 litri e la frazione solida è spesso ristretta all'ambito dimensionale delle argille, delle sabbie e delle ghiaie (Major, 1997).

In letteratura diversi dati relativi alla granulometria dimostrano che le colate detritiche possiedono dei sedimenti aventi dimensioni comprese tra l'argilla e i grossi massi. Comunque molte delle distribuzioni granulometriche sono parziali in quanto ignorano la presenza di ciottoli e massi che sono di difficile campionamento (Major e Voight, 1986). Tuttavia risulta chiaro che la sabbia, la ghiaia ed i clasti di dimensioni maggiori rappresentano la parte preponderante della massa solida di una colata detritica e che la porzione coesiva (limoso-argillosa) è mediamente il 10% dell'intero volume solido (Daido, 1971; Costa, 1984; Takahashi, 1991; Pierson, 1995; Major, 1997). Tali

considerazioni sottolineano che le modellazioni fisiche utilizzate per riprodurre le colate detritiche, nella quale la frazione fine risulta essere prevalente, semplificano eccessivamente la granulometria complessiva del debris flow (Coussot e Proust, 1996) e rinforzano il concetto che una diversità nella dimensione dei clasti può essere critica per comprendere appieno il reale comportamento del flusso detritico. Oltre a ciò, la granulometria di per sé stessa aggiunge poco alla comprensione del processo dinamico; quest'ultimo va indagato mediante misurazioni dirette dei parametri durante i fenomeni di trasporto e deposizione.

Vi sono alcune tecniche soddisfacenti per misurare le proprietà delle colate detritiche in movimento; esse possono consistere in sensori invasivi da inserire all'interno della miscela solido-liquida (campionatori ad immersione, aste, ecc.) che cambiano cospicuamente lo stato ed il comportamento del debris flow oppure tecniche non invasive come ultrasuoni, raggi X, laser o immagini da risonanza magnetica le quali risultano essere più appropriate per investigare le caratteristiche della miscela solido-liquida (Lee et al., 1974; Kytomaa e Atkinson, 1993; Abbott et al., 1993). La maggior parte degli studi per determinare le proprietà caratteristiche delle colate detritiche si sono concentrati sia su misure in tempo reale in canali artificiali o su rilievi post-evento mediante il campionamento della matrice dei depositi impiegata poi per riprodurre, mediante l'aggiunta di diversi quantitativi d'acqua, delle miscele solido-liquide a differente concentrazione solido volumetrica (Takahashi, 1991). Misurazioni precise in tempo reale sono possibili solamente con miscele sperimentali che contengono sedimenti non più grandi della ghiaia (Iverson et al., 1992); le prove condotte con materiale di campo addizionato all'acqua generalmente escludono le granulometrie maggiori delle ghiaie e comportano delle incertezze riguardo all'impiego di adeguati volumi liquidi ed al grado di deformazione della massa in movimento (Phillips e Davies, 1991; Major e Pierson, 1992).

Indagini reologiche su miscele solido-liquide artificiali hanno dimostrato che il comportamento della colata detritica cambia in modo marcato per piccole variazioni dei valori di concentrazione solida volumetrica, gradiente di velocità e distribuzione granulometrica (in particolare il contenuto di limo e argilla influenza grandemente le interazioni tra la parte solida e quella liquida) (O'Brien e Julien, 1988; Phillips e Davies, 1991; Major e Pierson, 1992; Coussot e Piau, 1995).

Una colata detritica può originarsi in diversi modi: da una frana innescata da uno scroscio, da una frana di grande scala che ostruisce temporaneamente l'alveo (collasso

della diga naturale o il materiale collassato comincia a muoversi sotto l'effetto del proprio peso) o da una piena improvvisa che erode le sponde e il letto dell'alveo. In laboratorio risulta difficile riprodurre tali fenomeni in maniera aderente al reale a causa delle ridotte dimensioni della strumentazione (scatola di carico, canaletta artificiale, ecc.) e dell'impossibilità di riprodurre pienamente talune dinamiche come l'erosione o il collasso di materiale saturo.

Iverson e Denlinger (2001) sottolineano poi l'importanza delle pressioni interstiziali nella dinamica dei debris flow rispetto agli effetti dati dalla viscosità. I test condotti su modelli fisici di grandi dimensioni risultano maggiormente aderenti alla realtà in quanto le pressioni interstiziali resistono maggiormente all'interno del flusso di prova. La rapida dissipazione invece della pressione interstiziale incrementa la resistenza al moto nei modelli fisici a scala ridotta. Inoltre i debris flow naturali percorrono dei canali normalmente tortuosi e accidentati, prendono in carico massi di grosse dimensioni e incontrano lungo il percorso ostacoli di varia natura (alberi, edifici, ecc.); nelle modellazioni fisiche i processi e fenomeni appena elencati sono di difficile o impossibile riproduzione creando così incertezze e difficoltà nell'interpretazione dei risultati ottenuti. Iverson (1997) ha infatti dimostrato che: a) gli effetti di scala hanno una importanza notevole negli studi sperimentali di laboratorio per la simulazione delle colate detritiche; b) allo stato attuale i modelli fisici a scala ridotta non riescono a riprodurre in maniera del tutto corretta i processi naturali.

Di seguito verrà descritto lo stato dell'arte sugli esperimenti condotti in canalette artificiali, anche di grandi dimensioni, costruite per la simulazione di colate di detrito allo scopo della definizione della forma e dei parametri dei depositi; sulle ricerche riguardanti la massima distanza di arresto e sulla forma del deposito da colata.

3.5.1 Esperienze su modello fisico in laboratorio

Mizuyama et al. (1983) hanno studiato, mediante un modello fisico, il comportamento di un debris flow lungo un canale a larghezza costante. Tale modello era costituito da una canaletta larga 20 cm e lunga 20 m, composta da 5 tratti, ognuno dei quali lungo 5 m e avente pendenze differenti (da 25° a 5° con un decremento di 5° da un tratto all'altro). Il letto della canaletta era costituito da uno strato di sabbia di spessore pari a 10 cm. L'acqua veniva fornita dalla sommità, a simulare portate costanti, da 0.001 m³/s a 0.005 m³/s.

Appena la portata liquida prefissata veniva immessa nella canaletta, si formava una colata detritica già nel segmento inclinato a 25° che fluiva poi nei tratti successivi; il fronte della colata si arrestava all'altezza del cambio di pendenza da 15° a 10°. Il letto iniziale di sabbia nei tratti a 20° e 15° non veniva eroso dal debris flow, bensì dall'acqua che continuava a scendere. Parte del materiale eroso cominciava a sedimentarsi nel punto in cui si depositava il debris flow e parte veniva trasportato nel tratto successivo. La concentrazione volumetrica media della colata durante la prova era del 40%.

La seconda prova effettuata verificava invece il comportamento di un debris flow in un canale con un improvviso allargamento. Benché in campo pendenza e larghezza cambino spesso contemporaneamente, in questo esperimento si è mantenuta la pendenza costante e si è analizzata solo l'influenza dell'allargamento del canale. In questo caso la canaletta era composta da due tratti: il primo lungo 5 m e largo 20 cm, il secondo lungo 1.8 m e largo 80 cm. Sono state eseguite prove a varie pendenze (20°, 18°, 15° e 12°), impiegando due tipi di materiale (diametro medio pari a 2.41 mm e pari a 5.46 mm). Mizuyama et al. (1983) hanno osservato che, in alcuni casi, la colata continuava a scorrere anche lungo il secondo segmento, mentre in altri si arrestava. Le condizioni critiche che caratterizzano il verificarsi dell'uno o dell'altro caso sono espresse dalla seguente equazione proposta da Takahashi (1977):

$$\tan \alpha = \frac{C_V (\rho_s - \rho)}{C_V (\rho_s - \rho) + (1 + h_f / D_m)} \tan \varphi \quad (3.10)$$

dove α è la pendenza del canale, C_V è la concentrazione volumetrica, ρ_s e ρ sono rispettivamente la densità del sedimento e del fluido, φ è l'angolo di attrito interno del materiale, D_m è il diametro medio dei granuli e h_f è la profondità del flusso del debris flow.

Il debris flow non si è depositato quando si è utilizzato il materiale con diametro medio minore. Nel secondo segmento però il flusso si è allargato debolmente e si è verificata una deposizione laterale che ha formato dei piccoli argini ad entrambi i lati della colata. La larghezza del flusso lungo il secondo segmento varia in funzione della portata; la relazione che lega, con buona approssimazione, queste due grandezze è l'espressione di Mizuyama (1977):

$$B_F = j Q_S^{1/2} \quad (3.11)$$

dove B_F è la larghezza del canale, Q_S è la portata solida e j un coefficiente variabile da 3.5 a 7. L'arresto del debris flow si è osservato solo con il materiale più grossolano. La parte di colata immediatamente dietro al fronte continuava a scorrere sopra l'iniziale deposito, erodendolo. La direzione del flusso in corrispondenza del punto di allargamento del canale cambiava spesso durante il processo di sedimentazione e si stabilizzava nei punti a maggiore pendenza a seconda di come era stata erosa la prima parte del deposito.

Per sperimentare il processo di deposizione in condizioni molto simili a quelle naturali, è stata allestita un'altra canaletta. L'apparecchiatura era costituita da due segmenti: il primo lungo 5 m e largo 20 cm, il secondo lungo 5 m e con larghezza in progressivo aumento da 20 a 160 cm. La pendenza dei due tratti di canaletta poteva essere cambiata, così sono state sperimentate due alternative: primo tratto a 17° e secondo a 8°, primo a 20° e secondo a 4°.

Il processo di deposizione osservato si componeva di 4 fasi: inizio del fenomeno di arresto del fronte del debris flow (composto principalmente da materiale grossolano), aumento progressivo dello spessore del deposito, avanzamento del materiale più fine trasportato dal flusso di coda e formazione di un canale a causa dell'erosione.

A parità di larghezza delle canalette, per calcolare la pendenza della superficie del deposito (θ_{ds}) in presenza di erosione, è stata utilizzata la seguente equazione di Takahashi (1978):

$$\tan \theta_{ds} = \frac{C_V (\rho_s - \rho) \tan \varphi}{C_V (\rho_s - \rho) + \rho (1 + 0.52 (q_0 / g D_m^3)^{1/3})} \quad (3.12)$$

dove q_0 è la portata unitaria. La pendenza del deposito aumenta all'aumentare del rapporto B_d/B_u , dove B_d e B_u sono rispettivamente la larghezza del segmento più basso e di quello più alto. Inoltre, per quanto concerne la dispersione laterale del deposito, gli Autori hanno notato che questa copre completamente la larghezza del secondo tratto quando il rapporto $B_d/B_u < 5$. Quando questo rapporto è superiore il debris flow non si disperde per tutta la larghezza.

È stato poi evidenziato che, quando inizia l'erosione, l'altezza del deposito è massima nel punto di allargamento. È stato necessario apportare un volume d'acqua pari al doppio del sedimento prima che l'erosione avesse inizio in modo graduale. Durante il tempo che intercorre tra la formazione del conoide e la successiva erosione, il flusso che segue la testa della colata (avente una concentrazione di sedimenti maggiore) scorre sull'iniziale deposito. In questo momento, grazie alla maggiore pendenza creata dall'arresto del materiale, la velocità della coda della colata aumenta fino ad eguagliare quella che aveva il fronte. Anche durante la fase di erosione se la pendenza del deposito è sufficientemente alta, il materiale grossolano può essere nuovamente mobilitato. Si può dunque dedurre che la formazione del canale da erosione è dovuto ad un apporto d'acqua dopo la formazione del debris flow.

Liu (1996) ha studiato un evento di debris flow verificatosi nel torrente Jiangjia in Cina. Il diametro medio del campione di materiale prelevato era di 0.8 mm e la sua densità pari a 2.03 g/cm^3 . Pochi giorni dopo un altro debris flow, di media intensità, è sceso lungo lo stesso torrente; è stato prelevato un altro campione di materiale avente diametro medio pari a 1.7 mm e densità 2.12 g/cm^3 .

L'attrezzatura utilizzata per le prove era semplice ma efficace, costituita essenzialmente da tre parti: una scatola cubica di lato 46 cm avente volume massimo di carico pari a 97336 cm^3 (massa superiore ai 200 kg); sul fondo della scatola vi era un foro di 5 cm di diametro regolato da una paratoia. Il materiale fuoriuscente andava direttamente alla canaletta di scorrimento che era rettangolare, larga 16 cm, lunga 150 cm e profonda 18 cm, inclinabile da 10° a 34° . Alla fine della canaletta era stata posizionata una lastra per la deposizione del debris flow, larga 150 cm e lunga 200 cm, anch'essa inclinabile.

Le prime prove effettuate riguardavano l'influenza del volume sulla deposizione dei debris flow; quelle successive invece hanno preso in esame l'influenza della pendenza della zona di deposizione sulla struttura dello stesso. È stato poi studiato come la differenza di densità del materiale potesse incidere sulle colate. Infine, è stata eseguita un'ulteriore analisi per verificare l'importanza del valore di pendenza della canaletta di scorrimento.

Mentre per le prime tre tipologie di esperimenti i risultati sono stati soddisfacenti, i dati delle ultime prove per entrambi gli eventi non hanno portato a risultati significativi; infatti l'influenza della pendenza del canale nella formazione del deposito non è stata determinata. Una volta che i debris flow approdavano alla piastra di deposito, i

comportamenti osservati erano abbastanza simili, con un brusco rallentamento e una successiva lenta espansione fino a raggiungere la forma finale. L'influenza del fattore pendenza sulle dimensioni del deposito è stato probabilmente limitata dalla quantità di volume reperibile e dalla densità del materiale, fattori fissi durante i test. Inoltre è stato dimostrato che la densità del materiale coinvolto nel debris flow condiziona direttamente l'area del deposito (Liu, 1996) ed ha una certa influenza anche sulla concentrazione della colata (Johnson e Rodine, 1984). Inoltre, la concentrazione di un debris flow è legata anche alla pendenza dell'alveo (Liu, 1996). Perciò, una maggiore pendenza si traduce in una più bassa concentrazione (Kostaschuk et al., 1986) e una più bassa concentrazione definisce una più bassa densità del sedimento; tutto questo determina una maggiore espansione in fase di arresto e deposito. Così, a parità di altre condizioni, ad una colata che scende a maggiore pendenza corrisponde la formazione di un deposito più esteso. Si può perciò affermare che la pendenza del canale non influenza direttamente le dimensioni del deposito ma può, attraverso l'approvvigionamento di materiale e la variazione dei valori di densità e di concentrazione volumetrica dello stesso, esercitare un controllo indiretto.

Liu (1996) ha poi utilizzato tre metodi analitici (matematico, analitico dimensionale e regressione lineare) per la stima dei parametri geometrici relativi al deposito simulato: area, lunghezza massima raggiunta, massima larghezza e massimo spessore.

In conclusione Liu (1996) afferma che i parametri geometrici di interesse per l'analisi di un deposito da colata detritica sono l'area, la lunghezza massima, la larghezza massima e lo spessore massimo; tali grandezze possono essere condizionate dalla disponibilità di materiale, dalla sua densità e dalla pendenza della zona di deposizione. Sia l'area che la lunghezza del deposito sono in relazione diretta con il volume e la pendenza di deposizione, mentre sono in relazione inversa con la densità del materiale. Anche la larghezza massima è direttamente proporzionale al volume della colata, mentre lo spessore è inversamente proporzionale alla densità del materiale. La pendenza del canale ha un'influenza indiretta sulla morfologia del deposito, controllando la disponibilità di volume e la densità del materiale coinvolto.

Van Steijn e Coutard (1989) hanno studiato le proprietà fisiche dei debris flow ponendole in relazione con le caratteristiche granulometriche, tenendo conto anche della temperatura del materiale. Il modello fisico utilizzato è un reometro a piano inclinabile da 10° a 20°, lungo da 2 a 3.5 m; il fondo del piano era costituito da uno strato compatto di materiale eterogeneo grossolano mescolato con argilla. Il materiale di prova aveva

una composizione pressoché costante con un contenuto di argilla pari al 22%. La concentrazione volumetrica relativa alla granulometria superiore ai 2 mm variava tra 0 e il 60%. Le prove sono state ripetute a differenti temperature del materiale, da 1 °C a 30 °C.

I depositi ottenuti variavano in lunghezza tra 1 m e 2.5 m e tra 0.1 m e 0.15 m in spessore; il tempo in cui il debris flow era in movimento andava da 1.5 s a 4 s, con valori di velocità tra 0.1 m/s e 1.2 m/s.

Le conclusioni a cui sono arrivati Van Steijn e Coutard (1989) sono che nella parte centrale e laterale dei depositi simulati l'orientazione dei clasti è maggiormente casuale quando il flusso ha bassi contenuti in acqua, mentre nella parte frontale questo tipo di influenza non può essere dimostrata. L'angolo di inclinazione del piano influenza direttamente questi risultati.

Inoltre la temperatura sembra incidere sull'instabilità del flusso della colata; infatti i flussi "freddi" hanno maggiore energia e, ad alti valori di quest'ultima, il grado di orientazione dei clasti è più casuale specialmente nella parte centrale e laterale del deposito.

Chau et al. (2000) hanno studiato la massima distanza di runout di una colata detritica allo scopo di fornire indicazioni sul dimensionamento di piazze di deposito; nelle prove di laboratorio gli Autori hanno utilizzato una canaletta artificiale inclinabile da 26° a 32° ed una piastra di deposito inclinabile da 0° a 10°. Sono stati studiati 3 diversi materiali con granulometrie differenti: S2 (80% sabbia e 20% ghiaia), S3 (60% sabbia e 40% ghiaia) ed S4 (3% argilla e limo, 52% sabbia e 47% ghiaia). Per ogni tipo di materiale veniva variato il contenuto d'acqua (per S3 da $w = 0.2545$ a $w = 0.3123$; per S2 da 0.2545 a 0.2763).

Dai primi esperimenti con w pari a 0.2545, i depositi sono risultati più larghi che lunghi; nella seconda serie ($w = 0.2763$) il runout è aumentato rispetto alla larghezza, con forma del deposito simile ad una pera; nella terza serie di test ($w = 0.3123$) la piastra di deposito non è stata sufficiente a contenere il materiale. La distanza di runout aumentava in modo lineare con il contenuto d'acqua ed era indipendente dal tipo di materiale utilizzato.

I risultati ottenuti sono stati poi confrontati mediante equazioni reperibili in letteratura. La prima relazione è di Takahashi (1991) che esprime il runout (R) nel seguente modo:

$$R = \frac{U^2}{G} \quad (3.13)$$

dove U e G sono definiti come:

$$U = u_u \cos(\alpha - \phi) \left[1 + \frac{((\rho_s - \rho) C_{Vu} \kappa_a + \rho) \cos \alpha g h_u}{2((\rho_s - \rho) C_{Vu} + \rho) u_u^2} \right] \quad (3.14)$$

$$G = \frac{(\rho_s - \rho) g C_{Vu} \cos \phi \Gamma}{(\rho_s - \rho) C_{Vu} + \rho} - g \sin \phi \quad (3.15)$$

in cui ϕ è l'angolo di attrito dinamico, α è l'angolo di pendenza del canale, Γ è il coefficiente relativo allo sforzo di taglio nelle prove di Bagnold (1954), ρ è la densità del fluido, u_u è la velocità a monte, C_{Vu} è la concentrazione solida a monte, κ_a è il coefficiente della pressione efficace, h_u è lo spessore del sedimento a monte, ρ_s è la densità delle particelle sospese e g è la costante gravitazionale.

Il secondo modello utilizzato da Chau et al. (2000) è lo Sled, che considera i debris flow come un'unica massa in movimento lungo un pendio; la relazione che fornisce il valore di runout è la seguente:

$$R = \frac{u_u^2}{2g \cos \theta (\tan \varphi - \tan \phi)} \quad (3.16)$$

dove φ è l'angolo d'attrito statico.

L'ultimo modello utilizzato per il confronto è il programma di simulazione DAN sviluppato da Hungr (1995); il DAN ha fornito previsioni di runout alquanto precise mentre sia la formula di Takahashi (Eq. 3.13) che il modello Sled (Eq. 3.16) hanno fornito valori sottostimati di R .

Deganutti et al. (2003) hanno eseguito un'indagine sulle caratteristiche dei depositi da colata; il lavoro si suddivide in due parti: uno studio preliminare di campo presso il bacino di Acquabona (Cortina d'Ampezzo, BL) e uno di laboratorio su modello fisico presso il CNR-IRPI di Padova.

Il lavoro citato si avvaleva dei dati del sistema di monitoraggio costituito da tre stazioni di misura per la misura delle precipitazioni, della pressione all'interno dei pori nel letto del canale e nella piazza di deposito, della profondità del flusso, delle vibrazioni del suolo e della spinta totale alla base della colata. Il materiale coinvolto negli eventi di Acquabona possedeva le seguenti caratteristiche: densità pari a 1.75 g/cm^3 , diametro medio del sedimento 2.5 mm; la frazione più grossa di 20 mm variava dal 22% al 28%; in testa al deposito la frazione più grossolana cresceva fino al 75%, a dimostrazione del processo di segregazione. Dalle osservazioni dei filmati delle colate, è stato notato che nella parte bassa del canale, durante lo stesso evento, si sono verificati dei cambi sia nella concentrazione solida sia nella geometria del flusso, generando diversi comportamenti reologici dal fluido newtoniano a quello viscoplastico. Il deposito che si formava nella piazza di deposito aveva generalmente forma lobata, piuttosto piatta, con pendenza costante di 7° - 8° nella direzione della distanza di runout.

Successivamente sono state eseguite delle prove di laboratorio utilizzando del materiale prelevato ad Acquabona ($D < 20 \text{ mm}$). L'apparecchiatura utilizzata consiste in un piano inclinabile da 0° a 38° , lungo 2 m e largo 1.5 m sul quale è stata installata una canaletta larga 30 cm. Il deposito si veniva a formare su un piano orizzontale congiunto a quello inclinabile. Una vasca di acciaio, con paratoia removibile, nella quale veniva posto il materiale, è stata posizionata all'inizio della canaletta. Sul letto della canaletta e sul piano di deposito è stata stesa una rete d'acciaio a maglie quadrate (2x2 cm), sulla quale è stato posato uno strato di sedimento a simulare condizioni di scabrezza simili a quelle del campo. Le prove consistevano nell'inserire il materiale all'interno della scatola di acciaio, aggiungere acqua, portare il canale alla pendenza desiderata e rimuovere la paratoia. Le concentrazioni solide volumetriche sperimentate sono 50%, 60%, 63% e 70% con pendenze pari a 10° , 15° e 20° .

I risultati ottenuti dimostrano che la conformazione del deposito è fortemente influenzata dalla pendenza della canaletta e dalla concentrazione solida. L'angolo di deposizione aumenta da 3° a 9° all'aumentare della concentrazione solida. L'angolo di deposizione dipende maggiormente dalla forza di attrito interno del materiale piuttosto che dalla pendenza della canaletta. Questi risultati hanno evidenziato una buona correlazione con i dati ottenuti dalle indagini di campo effettuate dopo l'evento di colata detritica del giugno del 2001, sempre nel bacino di Acquabona. Il deposito simulato in laboratorio (concentrazione pari al 60%) e quello di campo sono risultati comparabili anche per quanto riguarda la conformazione. In laboratorio è stata notata la tendenza a

formare lobi di argilla e limo, cosa che in natura non avviene. Tale fenomeno può derivare da un problema legato alla preparazione della miscela di prova, in particolare a difficoltà pratiche nell'aggiunta dell'acqua; con l'impiego di una piccola betoniera si sarebbe risolto il problema.

Okura et al. (2000) hanno analizzato l'influenza del volume sulla distanza di arresto nel caso di una frana di crollo. Molti altri lavori potrebbero essere citati a questo riguardo; si riporta tale ricerca poiché risultano interessanti le metodologie relative al rilevamento dei dati da modello fisico e le successive modellazioni numeriche, utilizzabili entrambe nello studio delle colate detritiche.

Gli autori hanno condotto degli esperimenti utilizzando un pendio artificiale (i primi 4.2 m dello stesso aventi una pendenza pari a 35° ed i restanti 1.6 m pari a 20°) costituito da lastre di granito ($0.4 \times 0.4 \times 0.05$ m) sul quale venivano fatti scorrere i cubetti di cemento (0.1 o 0.2 m di lato) simulanti la frana; tali cubetti venivano collocati in cima al pendio in un contenitore cubico in ferro aperto sul lato di valle, sostenuto da un puntello che veniva poi istantaneamente tolto per indurre la valanga di detrito, causata sia dal peso dei blocchi che dall'apparato di stoccaggio stesso. I cubetti venivano colorati in maniera differente a seconda della posizione di partenza (vicino o lontano dal lato di valle del contenitore) allo scopo di studiare le relazioni tra la collocazione di partenza e quella all'interno del deposito finale. Il numero di cubetti utilizzati in ogni prova variava da 1 a 1000 per quelli di lato 0.1 m o da 1 a 125 per quelli di lato pari a 0.2 m. Ogni prova veniva filmata mediante una telecamera.

Successivamente sono state effettuate delle simulazioni numeriche nelle quali i percorsi di ogni singolo blocco sono state tracciate nelle tre dimensioni dal punto di partenza alla posizione assunta nel deposito finale.

Da tale tipologia di prove Okura et al. (2000) hanno dedotto che le posizioni relative dei blocchi si mantengono invariate dalla partenza alla zona di deposizione; i blocchi posizionati vicino al lato di valle incrementano la loro velocità durante la caduta mentre quelli in mezzo o lontano dal lato aperto del contenitore mantengono un valore di velocità pressoché costante a causa della dissipazione di energia cinetica che avviene nelle collisioni tra i blocchi. La distanza di arresto è direttamente proporzionale al volume di frana mentre il runout misurato dal baricentro della massa di partenza risulta essere inversamente proporzionale al volume.

3.5.2 Esperimenti su modello fisico di grandi dimensioni

A causa delle difficoltà nell'osservare le colate detritiche in natura, spesso l'analisi dei debris flow è stata fatta, come ampiamente già illustrato nei paragrafi precedenti, mediante modelli fisici in laboratorio. Le canalette artificiali sono di dimensioni ridotte, i volumi coinvolti non superano una certa soglia e la tipologia del materiale il più delle volte è ridotta a misture di argilla, sabbie e limo. Difficoltà di tipo economico ed organizzativo limitano l'effettuazione di prove a scala reale.

Uno studio a scala intermedia tra il laboratorio ed il campo è quello di Major (1997) nel quale sono stati esaminati, oltre al processo di deposizione, la morfologia, la granulometria e la stratigrafia di alcuni debris flow a scarsa coesione. I parametri dei depositi ottenuti sperimentalmente sono stati confrontati con i dati di campo di alcune colate avvenute in Cina aventi caratteristiche simili a quelle delle prove in canale artificiale.

Il canale artificiale in cemento armato, costruito dallo U.S. Geological Survey presso l'H.J. Andrews Experimental Forest in Oregon (Stati Uniti) (Fig. 3.2), è lungo 95 m, largo 2 m e profondo 1.2 m. Il letto è liscio ed ha una pendenza costante di 31° lungo i primi 88 m, mentre lungo gli ultimi 7 m diminuisce gradualmente fino ai 3° della superficie di sbocco e deposito. Dieci metri



Figura 3.2. Canale artificiale dell'U.S. Geological Survey (da Iverson et al., 1992).

sopra la testa del canale è posizionata una vasca in acciaio, dotata di apposita paratoia, nella quale viene caricata la miscela di prova (massimo 20 m³). Lungo tutto lo scivolo e sulla piazza di arresto sono installati strumenti per la misura della profondità, degli sforzi e delle pressioni esercitati dal flusso della colata. Inoltre telecamere e macchine fotografiche riprendono le diverse fasi di ciascuna prova.

In alcune prove è stata utilizzata una miscela poco assortita di sabbia e ghiaia con clasti di 32 mm di diametro (ridotto anche per ragioni di sicurezza) e una frazione fine pari all'1% ($D < 63 \mu\text{m}$); in altre, invece, è stata utilizzata una miscela di limo, sabbia e ghiaia con una maggior percentuale di frazione fine (2-4%). La miscela di sola sabbia e ghiaia è rappresentativa di debris flow a scarsa coesione; con l'aggiunta di limo si cerca di studiare l'influenza della matrice fine sulla reologia della colata.

Il debris flow osservato durante gli esperimenti di Major (1997) era veloce, non uniforme e di spessore ridotto; il flusso mostrava una serie di pulsazioni successive che si creavano spontaneamente lungo il canale; tali ondate non si sono però verificate in tutte le prove. La testa della colata era assimilabile ad un'onda diffusiva composta da particelle grossolane. Le ondate più intense e veloci, sovrastando e annullando quelle più lente, percorrevano il canale con velocità comprese tra i 6 m/s e i 13 m/s. Dopo aver percorso 67 m, le ondate di 7 prove diverse sono passate con una velocità media pari a 11 m/s; la profondità massima del flusso variava da 10 cm a 20 cm, mentre tra ondate successive essa risultava inferiore.

In natura questo sistema pulsante di ondate è stato osservato più volte e il lasso di tempo che intercorre tra un'onda ed un'altra può variare da alcuni secondi ad alcuni minuti o più. I motivi che spiegano questo andamento pulsante sono i più svariati: episodici input di materiale all'interno della colata oppure una generale instabilità meccanica interna del fluido, fattore di sviluppo principale nelle prove eseguite nel canale artificiale, vista l'assenza di sbarramenti o apporti di materiale supplementare.

La prima serie di prove ha riguardato singoli depositi, senza lanci successivi a simulare deposizioni in tempi differenti. Da questi test è stato notato che le colate non confinate lateralmente terminavano la loro corsa fino a 17 m dallo sbocco del canale, mentre quelle confinate, arrivavano fino a 30 m. I depositi che si sono formati manifestavano parecchie similitudini morfologiche con i depositi naturali come lobi, gradini, margini smussati e creste accentuate.

Il processo di deposizione di ogni prova era fortemente influenzato dal contenuto d'acqua del materiale di partenza, oltre che dalla geometria della piazza di deposito. I debris flow sono stati classificati in saturi ed insaturi, basandosi su misurazioni piezometriche; quelli insaturi formavano depositi relativamente sottili, con elevato coefficiente di forma inteso come rapporto tra la larghezza media e la lunghezza massima; la ghiaia (8-32 mm) era la componente principale della parte superficiale del deposito.

Una parte del materiale di prova è stato colorato e collocato in punti diversi della vasca; al termine di ogni prova è stata rilevata la posizione delle particelle colorate all'interno del deposito; quelle vicine alla paratoia sono state ritrovate alla testa e lungo i margini del deposito, mentre quelle più distanti dalla paratoia sono state ritrovate nella coda del deposito.

I depositi da debris flow saturi erano generalmente più lunghi e con spessori inferiori rispetto a quelli insaturi; la forma del deposito si differenziava dalle precedenti: la superficie era pressoché pianeggiante con delle bande di materiale più grossolano delineanti i limiti delle ondate e, ai lati del deposito, sono stati osservati dei piccoli argini. Viene dimostrata così la variabilità di comportamento di ogni singola colata: nei depositi da debris insaturo vi era la presenza di evidenze indicanti il verificarsi di ondate successive, mentre in quelli saturi quest'ultime non si manifestavano quasi mai.

Dall'analisi delle fotografie e dei filmati si è ottenuto un'ulteriore riscontro del fatto che il processo di deposizione si compone sia di un accrescimento verticale che di uno orizzontale; i dati mostrano inoltre che, partendo dalla morfologia e dalla tessitura superficiale del deposito, è possibile ricostruire il comportamento reologico e quindi comprendere il tipo di colata indagata.

Major (1997) ha poi eseguito uno studio sulla granulometria e stratigrafia interna dei depositi, notando che localmente le particelle grossolane, trasportate vicino al fronte della colata, sovrastano il materiale più fine e meno assortito. Osservazioni simili sono state condotte anche su depositi in campo (Suwa e Okuda, 1983).

I risultati raggiunti in quest'esperienze condotte in Oregon hanno rivelato quindi che una tessitura uniforme e non segregata del sedimento deriva da una deposizione progressiva e non da una deposizione, come invece si credeva, *en masse*, cioè in blocco unico. Le prove eseguite sono rappresentative di colate aventi basse magnitudo, scarsa coesione e che si verificano in piccoli bacini idrografici aventi corsi d'acqua molto ripidi.

4. PROVE DI LABORATORIO SU MODELLO FISICO

Le modellazioni fisiche in laboratorio sono state condotte presso il CNR-IRPI di Padova mediante un reometro a piano inclinato. Di seguito vengono descritte le caratteristiche del modello fisico e dei tre materiali impiegati nei 93 test di laboratorio. Vengono presentate le modalità con cui sono state condotte le prove di tipo quasi-statico (riproduzione del fenomeno di *dambreak*) e dinamico (prove in canaletta artificiale) e la discussione dei risultati ottenuti. Mediante l'analisi dei dati di laboratorio sono state sviluppate delle equazioni empiriche predittive ed è stato adottato un approccio di tipo energetico per la stima dello sforzo tangenziale basale.

4.1 Il reometro a piano inclinato

La modellazione fisica delle colate è stata condotta presso il laboratorio del CNR-IRPI di Padova mediante un reometro a piano inclinato. Per mezzo di tale modello si possono misurare o ricostruire i diversi parametri topografici, geomeccanici e reologici coinvolti nella fase deposizionale dei debris flow. Le situazioni indagate comprendono l'esame del comportamento di sedimenti di varia natura (variandone anche l'assortimento granulometrico) e l'effetto della variazione della geometria del modello.

L'apparecchiatura sperimentale impiegata è un reometro a piano inclinato (Fig. 4.1a); esso è costituito da un piano (lunghezza pari a 2 m e larghezza di 1 m) inclinabile da 0° a 38°, al quale è congiunto un piano orizzontale lungo 1.5 m e largo 1 m che serve da area di deposizione. Sopra quest'ultimo è stata collocata una lastra in ferro avente delle lenticelle in rilievo (Fig. 4.1b) atte a riprodurre l'attrito naturale della colata col fondo. La lastra è stata dipinta con antiruggine verde ed è stato poi tracciato un reticolo di colore giallo con maglie quadrate di 5 cm di lato da utilizzare come riferimento nelle foto dei depositi simulati e durante la misurazione dei parametri geometrici indagati. Il reometro è stato utilizzato inizialmente senza una canaletta artificiale (Fig. 4.1a), la quale è stata installata successivamente al di sopra del piano inclinato; di seguito si descrivono le due geometrie del modello impiegate durante le modellazioni fisiche effettuate.

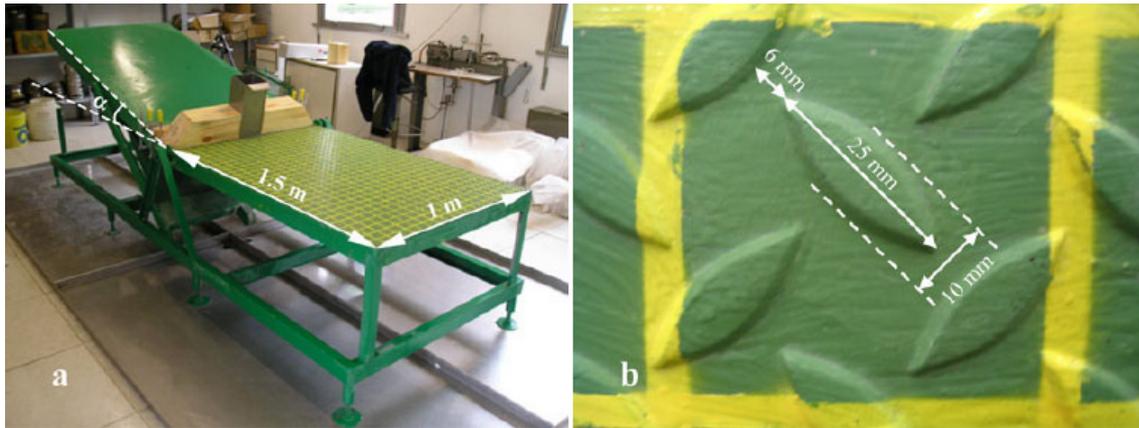


Figura 4.1. Il reometro a piano inclinato senza canaletta (a); dettaglio del piano di deposito orizzontale e dimensioni delle lenticelle (lo spessore di ognuna di esse è pari a 2 mm) (b).

Reometro senza canaletta

In questa configurazione la scatola di carico è installata alla fine del piano inclinato, all'altezza dello snodo tra i due piani che compongono il reometro (Fig 4.2). Per la scelta delle dimensioni di tale contenitore sono state eseguite alcune prove preliminari con dei modellini in legno e l'impiego di sabbia al fine di garantire contemporaneamente un volume di materiale trattenuto di modesta entità ed una scatola di dimensioni ridotte. Si è deciso di realizzare il recipiente con base quadrata di lato 15 cm (lato interno pari a 14.6 cm, spessore delle pareti 0.2 cm) e di altezza pari a 33 cm, avente una paratoia rimovibile dalla parte rivolta verso il piano orizzontale; il limite massimo di volume caricabile è pari a 7 dm^3 . Il dispositivo è stato realizzato in acciaio inossidabile per evitare la presenza di ruggine e di conseguenza garantire una maggior durata nel tempo. La scatola è stata saldata ad una piastra del medesimo materiale di larghezza 100 cm e lunghezza pari a 30 cm, la quale è stata ancorata al piano inclinabile mediante quattro morsetti da falegname (Fig. 4.2a).

Dopo aver effettuato alcune prove preliminari, si è deciso di posizionare, ai lati della scatola, due sponde in legno trattato in maniera da evitare che parte del materiale di prova vada a depositarsi sopra la lastra di ancoraggio anziché sul piano di deposito (Fig 4.2).

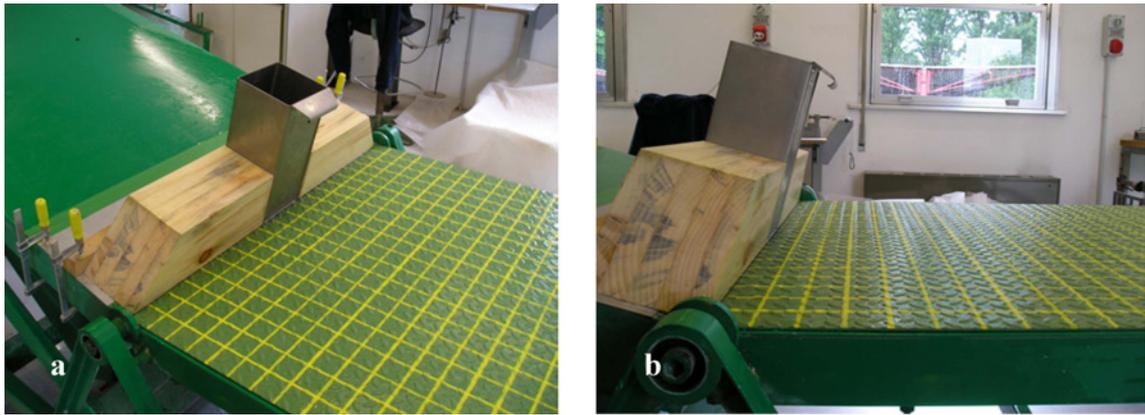


Figura 4.2. La scatola di carico vista dall'alto (a) e di lato (b) nel reometro senza canaletta.

Reometro con canaletta

Si è progettata e costruita una canaletta artificiale costituita da due sponde in ferro, di spessore pari a 3 mm, fissate al piano inclinato per mezzo di alcuni bulloni; la lunghezza complessiva del canale è di 200 cm e la larghezza è di 15 cm. All'estremità della canaletta, in prossimità del piano di deposito, le piastre triangolari che sorreggono le sponde evitano anche che parte del materiale di prova vada a depositarsi sopra il piano inclinato anziché su quello di deposito (Fig. 4.3).



Figura 4.3. Il reometro a piano inclinato nella configurazione con canaletta artificiale.

Il fondo della canaletta può essere di due tipi:

- “liscio”: il fondo è quello del piano inclinato costituito da ferro verniciato;
- “scabro”: il fondo è costituito da una piastra in ferro verniciato avente un disegno a rombi in rilievo (Fig. 4.4a) che determinano una certa scabrezza atta a simulare l’attrito della colata con il fondo del canale; essa è semplicemente appoggiata tra le due sponde della canaletta in modo da agevolare il rapido cambiamento della conformazione del fondo durante le prove.

La lunghezza del percorso delle colate simulate può variare da 0 a 180 cm a seconda di dove viene posizionata la scatola di carico; quest’ultima viene agevolmente ancorata alle sponde mediante dei morsetti.

Lungo la canaletta sono state tracciate delle linee, a distanze pari a 45, 90, 135 e 180 cm dal piano di deposizione (Fig. 4.4b), da utilizzare come riferimenti per monitorare il passaggio della colata. I tempi di avanzamento del fronte sono stati misurati mediante una telecamera digitale (25 fotogrammi/secondo).

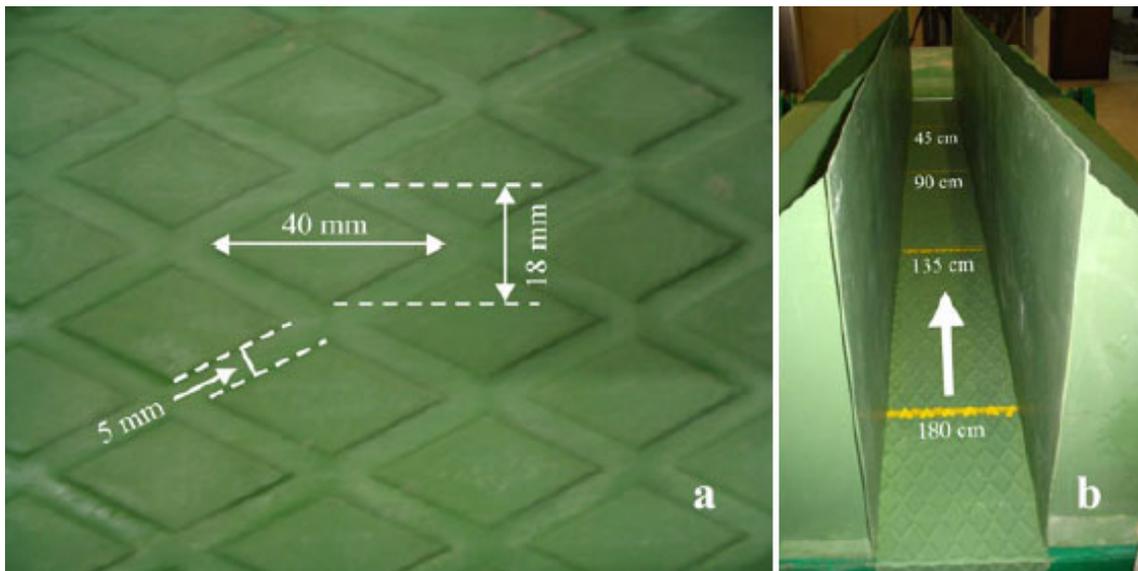


Figura 4.4. Dettaglio del fondo della canaletta e dimensioni dei rombi (lo spessore del contorno in rilievo di ognuno di essi è pari a 2 mm) (a). Particolare degli intermedi tracciati lungo la canaletta artificiale (b).

Per rendere possibile la misurazione dell’altezza del deposito si è costruito uno strumento costituito da un’ asta di ferro graduata regolabile in altezza e traslabile in senso trasversale al deposito; essa viene fatta muovere fino a sfiorare la superficie del materiale e fissata mediante una vite; a quel punto viene letto il valore dello spessore locale (Fig. 4.5). Di norma la misura si effettua lungo sezioni perpendicolari al runout (distanza di arresto) del deposito; la precisione è di ± 1 mm.



Figura 4.5. Lo strumento per la misurazione delle altezze del deposito (a sinistra); particolare dell'asta graduata (a destra).

4.2 I materiali impiegati nelle prove

Le modellazioni fisiche delle colate in laboratorio sono state condotte impiegando tre tipologie di materiali: cilindretti di plastica aventi diametro e altezza pari a 3 mm (Fig. 4.6a), ghiaio (Fig. 4.6b) e materiale prelevato da depositi di colata detritica (Fig. 4.6c).



Figura 4.6. Materiali impiegati nei test di laboratorio: cilindretti di plastica (a), ghiaio (b) e matrice di depositi di colata detritica (c).

Il ghiaio possiede delle dimensioni comparabili (granulometria variabile da 2 a 8 mm, Fig. 4.7) con quelle dei cilindretti di plastica. Il materiale di campo è costituito dalla matrice dei depositi delle colate detritiche di FAMES (Cortina d'Ampezzo, BL). La matrice corrisponde, in media, al 30% in peso del materiale complessivo costituente i depositi. Le colate detritiche di FAMES sono composte da materiale eterogeneo, con granulometrie che vanno dai grossi massi (fino a 2 m di diametro) all'argilla. Nelle prove di laboratorio sono stati impiegati dei campioni di matrice della colata con un

diametro massimo pari a 19 mm (Fig. 4.7); la frazione fine (< 0.04 mm) ammonta al 28.6%.

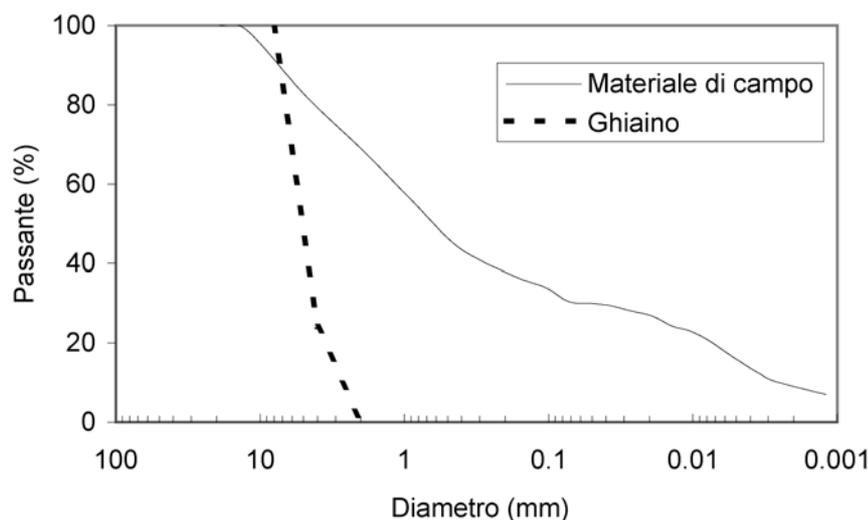


Figura 4.7. Curva granulometrica del materiale di campo e del ghiaino utilizzati nelle prove di laboratorio.

La tabella 4.1 riporta i valori di porosità, densità, angolo di attrito e diametro medio per i tre tipi di materiale utilizzati durante i test.

Tabella 4.1. Densità (ρ_s), porosità (ν), angolo di attrito (φ) e diametro medio (D_m) per ogni materiale impiegato nelle prove di laboratorio.

Materiale	ρ_s (g/cm³)	ν (%)	φ (°)	D_m (mm)
Cilindri di plastica	0.99	28.5	32	3.00
Ghiaino	2.17	30.3	43	4.96
Materiale di campo	2.55	25.0	40	2.14

La porosità è stata determinata ponendo il materiale all'interno di un beker di volume noto. Da un altro beker si è aggiunta dell'acqua fino ad ottenere la saturazione completa dei pori. Per differenza con l'acqua rimasta all'interno del secondo contenitore si è calcolato il volume d'acqua saturante e di conseguenza il valore di porosità del materiale dato dal rapporto tra il volume occupato dai pori ed il volume totale.

Il valore della densità è stato calcolato come rapporto tra la massa e il corrispondente volume solido reale. La massa è stata misurata mediante la pesatura del materiale, mentre il volume solido reale è stato dedotto sottraendo dal volume apparente

occupato dal materiale all'interno del beker il volume dei vuoti dato dalla porosità precedentemente calcolata.

L'angolo di attrito dei materiali è stato determinato mediante due metodi: stima dell'angolo con cui si dispone un cumulo di materiale a riposo ed osservazione dell'angolo di inclinazione in corrispondenza del quale il materiale inizia a muoversi lungo un piano inclinato. Il valore finale rappresenta una media tra i due metodi, che comunque forniscono dei dati pressoché identici.

Infine il valore del diametro medio viene dedotto dall'analisi granulometrica.

4.3 Modellazione fisica del fenomeno di *dambreak*

La simulazione fisica del fenomeno di *dambreak* è stata condotta, in una prima fase di studio, impiegando il reometro nella configurazione senza canaletta; complessivamente sono state eseguite 62 prove.

I 42 esperimenti quasi-statici condotti impiegando i cilindri di plastica ed il ghiaino (materiale secco senza l'aggiunta di acqua) sono stati eseguiti utilizzando volumi apparenti pari a 2, 4 e 6 dm³. I volumi solidi effettivi corrispondenti sono 1.42, 2.84 e 4.26 dm³ per i cilindretti di plastica e 1.39, 2.79 e 4.18 dm³ per il ghiaino. Gli angoli di inclinazione del piano nelle diverse prove effettuate sono pari a 0°, 3°, 5°, 8°, 10°, 15° e 20°. Nelle 20 prove con materiale di campo, 8 test sono stati effettuati impiegando un volume totale costante di 3 dm³ in maniera da simulare concentrazioni solide volumetriche pari a 0.45 e 0.50; nei rimanenti test è stato usato un volume solido costante pari a 3 dm³ al quale venivano aggiunti differenti quantitativi d'acqua tali da riprodurre concentrazioni solide volumetriche pari a 0.55, 0.60 e 0.67. In questo set di prove le inclinazioni del piano prescelte sono pari a 0°, 5°, 10° e 15°.

Gli esperimenti sono stati eseguiti come descritto qui di seguito. Il materiale di prova viene versato nella scatola di carico, il piano alzato fino a raggiungere la pendenza desiderata e quindi la paratoia rimossa rapidamente in modo da simulare correttamente il fenomeno di *dambreak*. Il runout e la massima dispersione laterale del deposito sono direttamente misurati durante i test in laboratorio; l'area planimetrica occupata dal materiale depositato viene invece determinata indirettamente mediante le foto scattate perpendicolarmente al piano di deposito. Lo spessore dei depositi creati dal materiale sintetico o dal ghiaino vengono misurati mediante lo strumento costruito a tale scopo (Fig. 4.5), mentre per quanto riguarda il materiale da colata detritica si è stimato un intervallo di valori da assegnare a tutta la superficie.

Poiché si è notato che all'interno della scatola rimaneva del materiale si è eseguita anche la misura del volume residuo. Per ottenere questa grandezza, a deposito avvenuto e a misurazioni effettuate, si è reinserita la paratoia e si è prelevato il materiale che costituiva il deposito. Si è poi calcolato il peso del materiale rimasto all'interno della scatola come differenza tra il peso totale del campione e quello del materiale fuoriuscito e, sempre utilizzando il valore noto di densità, si è risaliti all'ammontare del volume residuo.

Alcune prove sono state ripetute utilizzando varie pendenze e volumi per verificare la ripetibilità dei test. Le misure ottenute si sono rivelate in linea con quelle precedenti, a dimostrazione di una buona ripetibilità degli esperimenti.

4.3.1 Prove di laboratorio quasi-statiche

In questo paragrafo vengono presentati i dati ottenuti dalla modellazione fisica del fenomeno di *dambreak*, suddivisi in tre categorie in base al materiale di prova. Nella trattazione dei risultati e nelle legende dei grafici riportati si farà sempre riferimento ai volumi apparenti di 2, 4 e 6 dm³. I dati delle prove di laboratorio sono riportati nell'Appendice A.

Materiale sintetico

Impiegando il materiale sintetico si sono ottenuti depositi aventi la forma di conoide regolare e simmetrico, specialmente con volumi apparenti di 4 e 6 dm³; tale caratteristica si nota meno distintamente con volumi di prova inferiori (2 dm³), come si può osservare dal confronto tra le figure 4.8a e 4.8b.

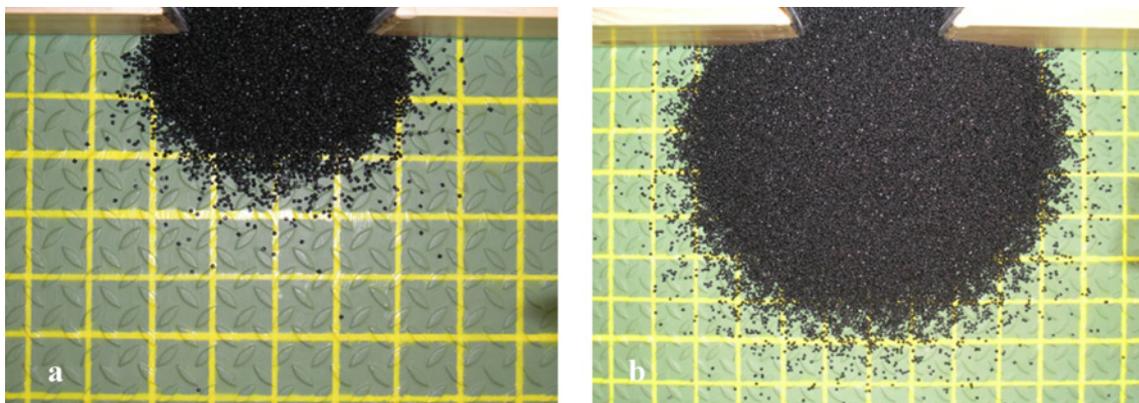


Figura 4.8. Forma del deposito ottenuto con materiale sintetico: volume apparente pari a 2 dm³ (a) e 6 dm³ (b); l'inclinazione del piano è nulla.

Nei grafici che illustrano le variazioni di runout (R), dispersione laterale massima del deposito (B) e volume residuo (V_R) per i tre volumi di prova in funzione dell'inclinazione del piano (α) (Fig. I, II, III - Appendice B), si nota una relazione diretta fra la pendenza ed il runout e tra la pendenza e la larghezza massima, mentre la relazione è inversa tra pendenza e volume residuo.

Si è studiato quindi l'andamento delle aree del deposito (A), ricavate mediante elaborazione con il programma AutoCAD delle foto del deposito, in funzione dell'inclinazione del piano (Fig. IV - Appendice B). Come per le grandezze precedenti, vi è una relazione diretta tra i due parametri.

È stata effettuata poi un'analisi incrociata dei dati: nello stesso grafico si sono messi a confronto, a turno, i tre parametri geometrici del deposito (R , B e A) con l'andamento del volume depositato (Fig. V, VI, VII - Appendice B); da tale analisi si osserva una tendenza generale crescente, indice di una dipendenza dei parametri del deposito dalla pendenza del piano e dal volume.

Ghiaino

I depositi creati con tale materiale di prova presentano la caratteristica forma a conoide, leggermente diversa però da quella del materiale sintetico, meno allungata e con una pendenza del deposito maggiore (Fig. 4.9).

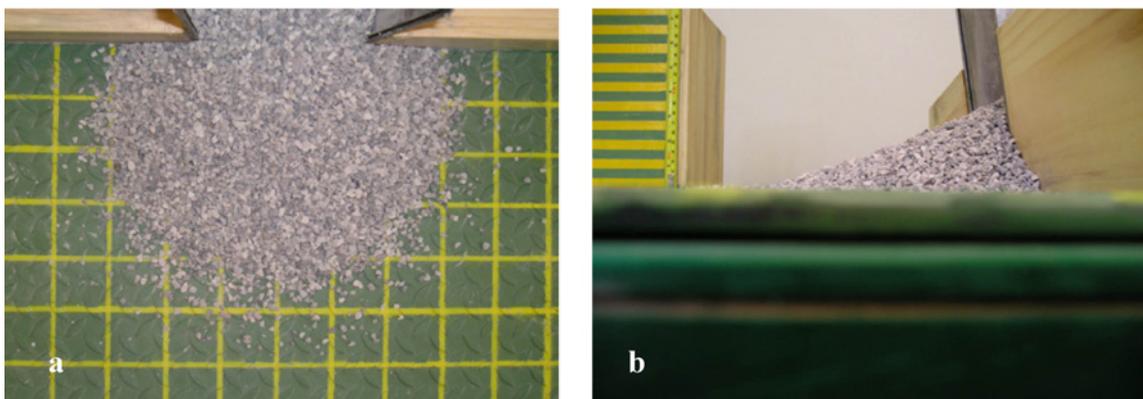


Figura 4.9. Deposito ottenuto con ghiaino visto dall'alto (a) e lateralmente (b); prova con volume apparente pari a 4 dm^3 e inclinazione del piano di 8° .

Le relazioni che vengono proposte, anche in questo caso, legano il runout, la massima dispersione laterale del deposito ed il volume residuo all'inclinazione del piano (Fig. VIII, IX, X - Appendice B). Le prove effettuate con 4 dm^3 di materiale sono state replicate per verificare la ripetibilità delle modellazioni. Si può notare come

l'andamento crescente delle lunghezze e delle larghezze massime e decrescente dei volumi residui si presenti anche per questo tipo di materiale. Inoltre, all'interno di ogni singolo grafico, l'andamento tra i diversi volumi in gioco risulta alquanto omogeneo.

Analizzando l'andamento delle aree dei depositi in funzione della pendenza del piano inclinato (Fig. XI - Appendice B), le prove effettuate col ghiaino confermano la relazione diretta osservata per il materiale sintetico.

Anche per i test condotti con il ghiaino si è studiata la relazione tra il volume del deposito, i parametri geometrici del deposito (lunghezza, larghezza ed area) e l'angolo di inclinazione del piano (Fig. XII, XIII, XIV - Appendice B). Per le prove effettuate con 4 dm³ di materiale si sono utilizzati i dati ricavati dalla seconda serie di esperimenti, poiché maggiormente simili e coerenti con il resto delle esperienze.

Viene evidenziata, anche con il ghiaino, la dipendenza diretta della lunghezza, della larghezza e dell'area del deposito dalla pendenza del piano e dal volume impiegato. Si nota, perciò, una marcata omogeneità dei risultati ottenuti mediante il set di prove "a secco", confermando la possibilità di paragonare le due tipologie di materiale granulare.

Operando un confronto tra i due materiali granulari, i runout massimi ottenuti impiegando il materiale sintetico sono, a parità di volume, superiori a quelli del ghiaino (Fig. XV - Appendice B), così come i valori relativi alla massima dispersione laterale del deposito (Fig. XVI - Appendice B).

Queste osservazioni confermano la ben nota importanza dell'angolo d'attrito interno del materiale sul processo di formazione del deposito. Ciò è confermato anche dalle aree occupate dal deposito (Fig. XVII - Appendice B) che sono risultate maggiormente estese nelle prove con materiale sintetico.

Materiale di campo

L'ultimo set di prove riguardanti il fenomeno di *dambreak* è stato condotto impiegando la matrice dei depositi delle colate detritiche di Fiames (Cortina d'Ampezzo, BL); i test sono stati effettuati con l'aggiunta di acqua per simulare differenti concentrazioni solide volumetriche.

Le forme dei depositi ottenuti mediante tali miscele solido-liquide sono risultate nettamente differenti rispetto alle prove con materiale granulare a secco (Fig. 4.10).

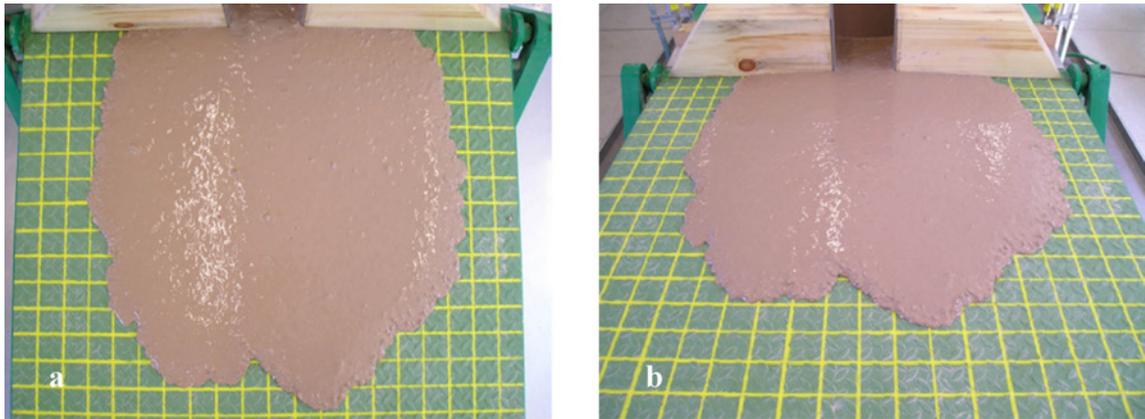


Figura 4.10. Deposito con materiale di campo visto dall'alto (a) e frontalmente (b): prova con concentrazione volumetrica pari a 0.60 ed inclinazione del piano di 5°.

Si può notare, infatti, come l'area interessata dal deposito sia decisamente più estesa rispetto a quelle occupate dal materiale sintetico e dal ghiaino. La forma si presenta piuttosto allungata con i margini a formare dei lobi, situazione tipica per i depositi da debris flow.

Anche per queste prove si è studiata la relazione tra il runout, la dispersione laterale massima, il volume residuo e l'area del deposito e l'inclinazione del piano (Fig. XVIII, XIX, XX, XXI – Appendice B), in base alle diverse concentrazioni volumetriche testate ($C_V = 0.45, 0.50, 0.55, 0.60$ e 0.67).

Osservando le relazioni dei quattro parametri considerati con la pendenza del piano si notano dei valori non inquadrabili in un andamento crescente o decrescente; ciò indica che l'inclinazione di partenza non influisce sulla forma del deposito finale. Tuttavia, si può osservare che nelle prove a concentrazione volumetrica più elevata ($C_V = 0.67$) si ha un andamento leggermente crescente dei valori di lunghezza, larghezza ed area e decrescente di volume residuo, simile cioè a quello relativo al materiale granulare secco. Il risultato ottenuto per le altre concentrazioni era prevedibile a causa della maggiore presenza di acqua all'interno del campione che rende la miscela più fluida, riducendo gli attriti col fondo; la pendenza del piano risulta pressoché ininfluenza rispetto alla concentrazione. Si ha conferma del fatto che la concentrazione solida volumetrica è un parametro rilevante nei processi deposizionali delle colate detritiche.

A supporto di quest'ultima affermazione, si è analizzata la relazione tra le medesime grandezze (lunghezza, larghezza, area e volume residuo) rapportate alla massa totale di partenza e la concentrazione solida volumetrica (Fig. XXII, XXIII, XXIV, XXV – Appendice B). All'aumentare della frazione solida nella miscela di prova i valori dei parametri considerati diminuiscono, ad eccezione del volume residuo che, per ogni

angolo di inclinazione testato, presenta il minimo valore in corrispondenza di una concentrazione volumetrica pari a 0.60; tale anomalia è imputabile al non completo mescolamento delle frazioni solida e liquida nei test a concentrazione più bassa.

Confrontando questa serie di risultati con quella precedentemente ottenuta, si può dedurre che nel processo di deposizione del materiale di campo, a conferma di quanto già detto, il parametro più influente è la concentrazione solida volumetrica della miscela; l'angolo di inclinazione della scatola di carico incide in misura molto inferiore, quasi nulla, se non per concentrazioni solide molto elevate.

4.3.2 Analisi e discussione dei risultati

La lunghezza massima del deposito (R) e la massima dispersione laterale (B) sono le grandezze di interesse per la caratterizzazione di un deposito da colata detritica. Studiando la correlazione che esiste fra questi due parametri (Fig. 4.11) si osserva che la larghezza presenta valori di poco superiori al runout; la correlazione trovata è sufficientemente alta ($r^2 = 0.985$) da poter effettuare la ricerca di relazioni considerando uno solo dei due parametri; nella presente indagine si è deciso di prendere in considerazione il runout.

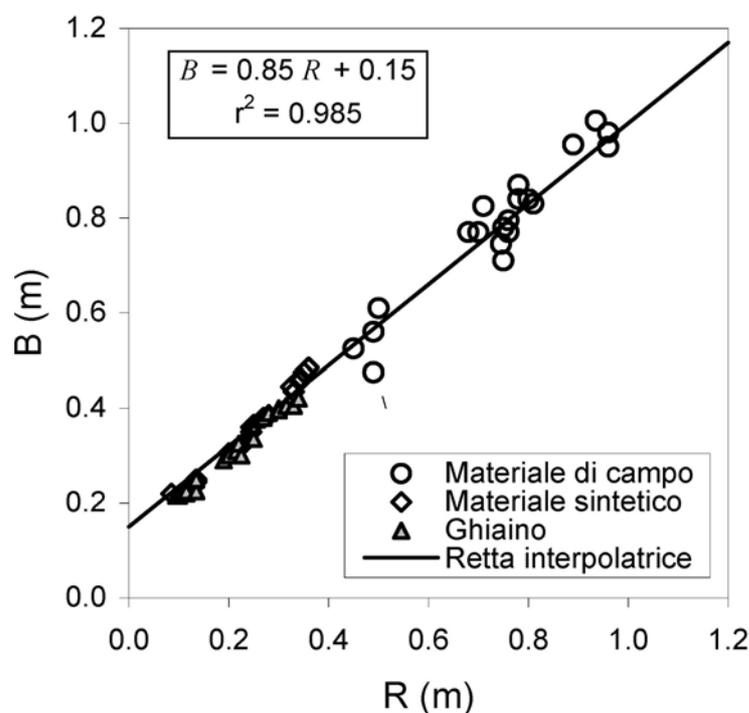


Figura 4.11. Confronto tra massima dispersione laterale (B) ed il runout (R) dei depositi simulati; tutti i materiali.

L'elevata correlazione che si riscontra tra la lunghezza e la larghezza massime si spiega anche osservando la forma dei depositi, che in prima approssimazione hanno la forma di un semicerchio allungato, soprattutto nelle prove eseguite con il materiale granulare secco e con volumi apparenti di 4 e 6 dm³.

Relazione tra il baricentro del materiale ed il runout

La prima delle relazioni studiate è quella tra l'altezza del baricentro del materiale all'interno della scatola di carico e il runout di ogni singolo deposito. Per fare ciò è stato necessario calcolare l'altezza del baricentro del materiale, rispetto al piano orizzontale, per ogni singolo volume caricato e per ogni pendenza del piano inclinato. Si sono utilizzate due differenti metodologie, una per il materiale granulare (cilindri di plastica e ghiaino) ed una per il materiale di campo; infatti il primo tipo di materiale, osservando la scatola lateralmente, assume una forma di tipo rettangolare (Fig. 4.12a), mentre la superficie libera della miscela solido-liquida è parallela al piano orizzontale come si può vedere in figura 4.12b. Rilevando in ogni prova le grandezze geometriche caratterizzanti ogni materiale, l'altezza è stata calcolata mediante semplici equazioni trigonometriche.

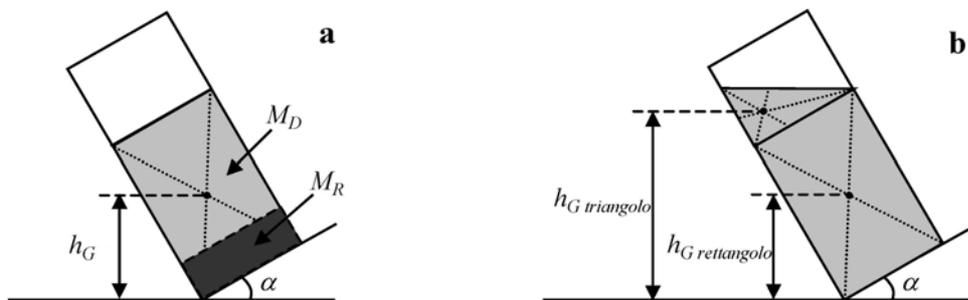


Figura 4.12. Rappresentazione della disposizione del materiale granulare (a) e di quello di campo (b) all'interno della scatola; i simboli indicano l'altezza del baricentro (h_G), l'inclinazione del piano (α), la massa depositata (M_D) e quella residua (M_R).

Per ogni tipologia del materiale si è studiato l'andamento del runout in funzione dell'altezza del baricentro (Fig. XXVI, XXVII, XXVIII – Appendice B). Nelle prove con materiale sintetico e ghiaino i valori di runout crescono all'aumentare dell'altezza del baricentro (Fig. 4.13). Ciò indica una stretta dipendenza della lunghezza massima dei depositi di tipo granulare dall'altezza del baricentro; il volume impiegato nelle prove influenza la relazione tra i due parametri come si può ben osservare dall'andamento delle rette interpolatrici. Per quanto riguarda invece la miscela solido-liquida, per altezze del baricentro crescenti, la lunghezza massima non segue lo stesso

andamento (Fig. 4.14). Ciò conferma, come già affermato al paragrafo 4.3.1, che il runout ottenuto nelle prove con materiale di campo è influenzato principalmente dalla concentrazione solida volumetrica e in misura minore dall'inclinazione del piano e quindi dall'altezza del baricentro.

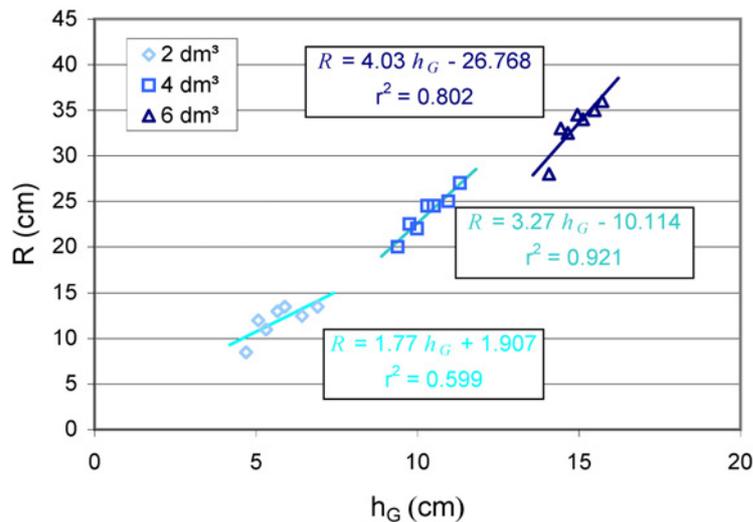


Figura 4.13. Runout (R) in funzione dell'altezza del baricentro del materiale (h_G); materiale sintetico.

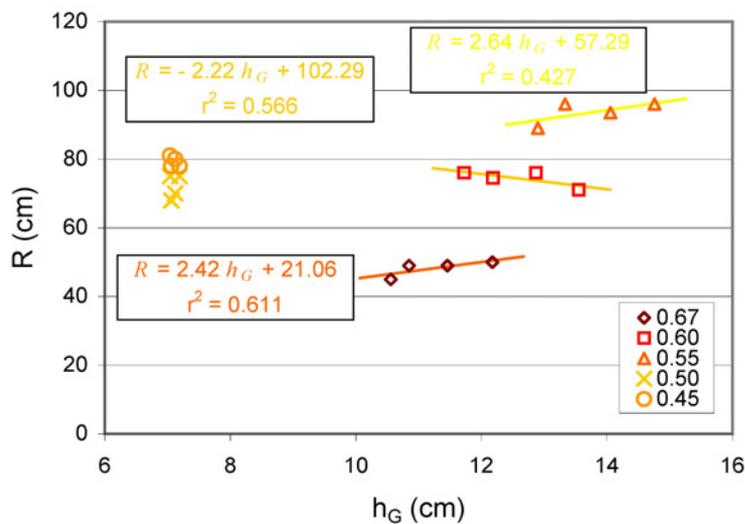


Figura 4.14. Runout (R) in funzione dell'altezza del baricentro del materiale (h_G); materiale di campo.

Relazione tra il lavoro ed il runout

Una volta in possesso dei valori relativi alle altezze del baricentro si è analizzata la relazione che intercorre tra il lavoro spendibile ed il runout dei depositi simulati. Il lavoro (\mathcal{L} , J) è dato dal prodotto tra la massa totale (M_T , kg), l'accelerazione di gravità (g , 9.81 m/s^2) e la rispettiva altezza del baricentro (h_G , m):

$$\mathcal{L} = M_T g h_G \quad (4.1)$$

e rappresenta l'energia potenziale posseduta dal materiale per spostarsi dalla posizione iniziale, prima dell'apertura della paratoia, alla posizione finale sul piano di deposito. Nelle prove effettuate con i materiali granulari a secco il runout è risultato in relazione diretta con il lavoro (Fig. XXIX, XXX – Appendice B). Nei grafici sono state tracciate le linee di tendenza di tipo lineare per ogni volume di prova; si può notare che i coefficienti angolari delle rette interpolatrici diminuiscono leggermente al crescere del volume apparente impiegato, mentre i coefficienti di correlazione sono piuttosto variabili da un set di prove all'altro e si collocano in un *range* compreso tra 0.590 e 0.980, risultando tutti molto soddisfacenti (Fig. 4.15 e 4.16).

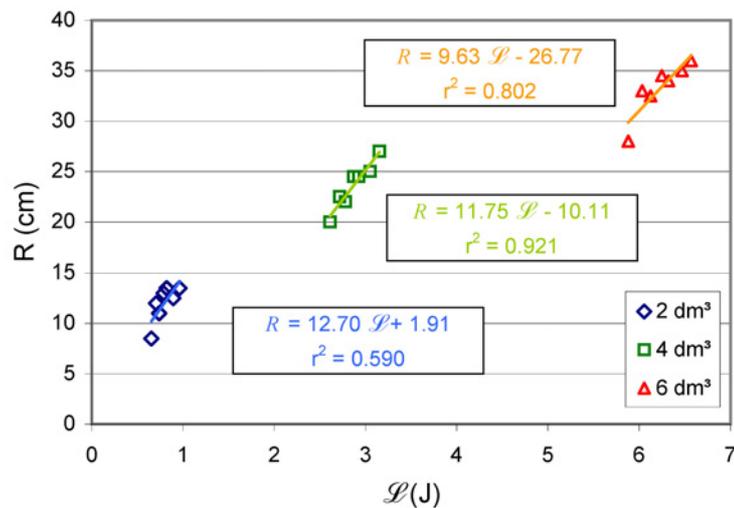


Figura 4.15. Runout (R) in funzione del lavoro (\mathcal{L}); materiale sintetico.

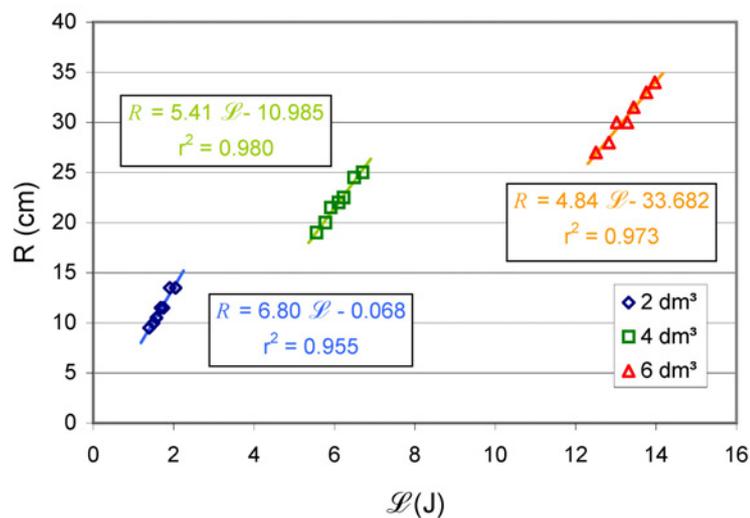


Figura 4.16. Runout (R) in funzione del lavoro (\mathcal{L}); gliaino.

I coefficienti angolari delle rette corrispondono al rapporto $\Delta R/\Delta \mathcal{L}$. Il fatto che essi decrescano all'aumentare del volume di prova implica che, a parità di $\Delta \mathcal{L}$ speso, il ΔR relativo ai test effettuati con 2 dm^3 di materiale sia maggiore rispetto a quello ottenuto con le altre due volumetrie (Fig. 4.17). Nel processo di deposizione sono coinvolte due forme di dissipazione dell'energia potenziale spendibile dal materiale: una dovuta agli attriti con il fondo e l'altra agli attriti interni del materiale in movimento. Si può ragionevolmente supporre che il primo tipo di dispersione sia poco crescente all'aumentare del volume, mentre appare evidente che gli attriti interni aumentano proporzionalmente con il volume di prova. Vi è perciò una stretta relazione tra massa, altezza del baricentro e runout nelle modellazioni condotte con i materiali granulari.

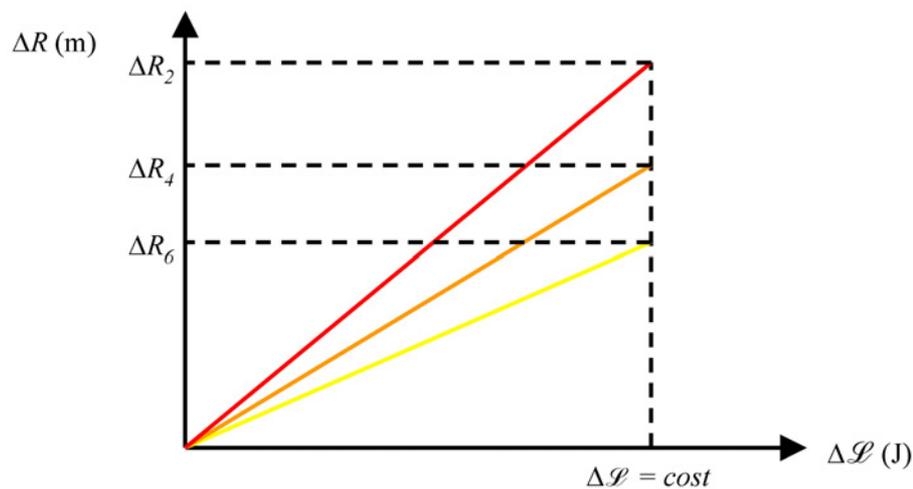


Figura 4.17. Variazione di runout per i tre volumi apparenti di 2 dm^3 (ΔR_2), 4 dm^3 (ΔR_4) e 6 dm^3 (ΔR_6) in funzione di una variazione costante del lavoro ($\Delta \mathcal{L}$).

Nelle prove condotte con la matrice dei depositi di colata si osserva invece che la lunghezza massima del deposito non è sempre in relazione diretta con il lavoro (Fig. 4.18) e, quantomeno, i coefficienti angolari $\Delta R/\Delta \mathcal{L}$ sono più bassi di un ordine di grandezza rispetto a quelli del materiale granulare. Inoltre il coefficiente angolare della retta interpolatrice relativa alla prova con concentrazione volumetrica intermedia (0.60) è negativo, in antitesi con quelli delle due esperienze con concentrazioni intermedie (0.55 e 0.67); per i valori di C_V più bassi (0.45 e 0.50) al variare di R l'energia spesa è pressoché costante.

Tale comportamento indica la presenza di una relazione debole tra la massa impiegata, l'altezza del baricentro e il runout, a conferma di una forte influenza esercitata dalla concentrazione solida volumetrica.

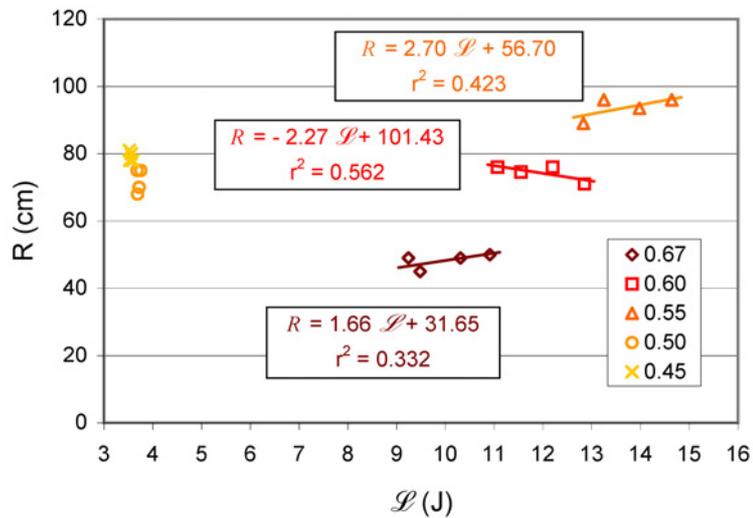


Figura 4.18. Runout (R) in funzione del lavoro (\mathcal{L}); materiale di campo.

4.4 Modellazione fisica delle colate detritiche in canaletta artificiale

La modellazione fisica descritta in tale paragrafo si riferisce alle prove di laboratorio effettuate mediante il reometro con canaletta artificiale inclinabile; in tutto si sono eseguiti 31 esperimenti.

Dei tre materiali di prova si sono impiegati solamente i cilindretti di plastica e la matrice dei depositi di colata detritica campionata a Fiames.

I 22 test condotti utilizzando il materiale sintetico a secco sono stati eseguiti impiegando volumi apparenti pari a 4 e 6 dm³. Gli angoli di inclinazione del piano, nelle diverse prove effettuate, sono pari a 32°, 33.5°, 35°, 36.5° e 38°; il valore minimo di inclinazione è stato fissato in base all'angolo di attrito del materiale (Tab. 4.1). Si è testata la lunghezza massima di corsa (180 cm); in cinque prove, effettuate con un'inclinazione costante di 35° ed un volume apparente di 6 dm³, la lunghezza di corsa è stata fatta variare da 180 a 0 cm, con intervalli di 45 cm. Si è impiegata la conformazione del fondo della canaletta sia di tipo "liscio" (14 prove) che "scabro" (8 prove).

Nelle 9 modellazioni condotte impiegando la matrice dei depositi di colata è stato utilizzato un volume solido costante pari a 5.5 dm³ al quale venivano aggiunti dei volumi d'acqua tali da ottenere concentrazioni solide volumetriche variabili dal 45% al 65%, con intervalli del 5%.

L'angolo di inclinazione del piano, pari a 15° , è rimasto costante per tutte le prove, così come la lunghezza di corsa (180 cm); solo in quattro test la lunghezza è stata ridotta a 135 e 90 cm con concentrazioni volumetriche del 45% e del 55%.

Gli esperimenti sono stati eseguiti con la medesima sequenza temporale utilizzata per le modellazioni fisiche del fenomeno di *dambreak*. Da sottolineare la necessità di tempi alquanto rapidi nel versare la miscela di prova nella scatola di carico e nel rimuovere poi la paratoia per evitare fenomeni di sedimentazione del materiale solido sul fondo del contenitore.

Le tecniche di misurazione dei parametri geometrici e del volume residuo sono state le stesse applicate durante la simulazione del fenomeno di *dambreak*. La nuova grandezza misurata è la velocità, parziale e totale, della colata lungo la canaletta artificiale; ogni prova è stata filmata mediante una telecamera digitale (25 fotogrammi/secondo) e successivamente sono stati determinati, analizzando le immagini al computer, i tempi di passaggio del debris flow all'altezza dei riferimenti posizionati lungo la canaletta (Fig. 4.4b).

4.4.1 Prove di laboratorio dinamiche

Di seguito vengono presentate le prove di laboratorio condotte mediante la canaletta inclinabile, suddivise in base ai due materiali di prova impiegati: materiale sintetico e di campo. I dati ottenuti sono riportati nell'Appendice A.

Materiale sintetico

Le prove in canaletta effettuate mediante il materiale sintetico hanno prodotto dei depositi di forma semi-ellissoidale, simmetrici e ben definiti (Fig. 4.19).



Figura 4.19. Forma del deposito di materiale sintetico: volume apparente pari a 6 dm^3 , lunghezza di corsa di 180 cm ed inclinazione della canaletta a fondo liscio di 38° .

Analizzando la variazione dei valori di runout, massima dispersione laterale, area del deposito e volume residuo in funzione dell'inclinazione del piano si sono riscontrate le medesime relazioni trovate nelle modellazioni fisiche del fenomeno di *dambreak*: diretta per i primi tre parametri ed inversa per il volume residuo. Valori maggiori di runout, larghezza, area e volume depositato sono stati misurati impiegando il fondo liscio della canaletta.

Le medesime grandezze sono state messe in relazione con la lunghezza di corsa della colata; all'aumentare di quest'ultima si sono rilevati valori decrescenti di runout, massima dispersione laterale ed area e valori crescenti di volume residuo a causa dei maggiori attriti col fondo che il materiale incontra lungo il percorso; impiegando il fondo scabro tale comportamento viene di conseguenza amplificato.

I nuovi parametri analizzati in tale set di esperienze sono la velocità media della colata lungo la canaletta artificiale ed il valore dell'accelerazione in corrispondenza dei riferimenti intermedi presenti lungo il canale (Fig. XXXII, XXXIII, XXXIV, XXXV, XXXVI, XXXVII, XXXVIII, XXXIX, XL – Appendice B).

La velocità media (valore medio lungo il percorso) risulta essere in relazione diretta con l'inclinazione della canaletta (Fig. 4.20); lo stesso andamento si riscontra impiegando il fondo scabro con una riduzione percentuale della velocità pari a circa il 4%. Nei grafici le sigle F.L. e F.S. indicano rispettivamente le prove con canaletta a fondo liscio e scabro.

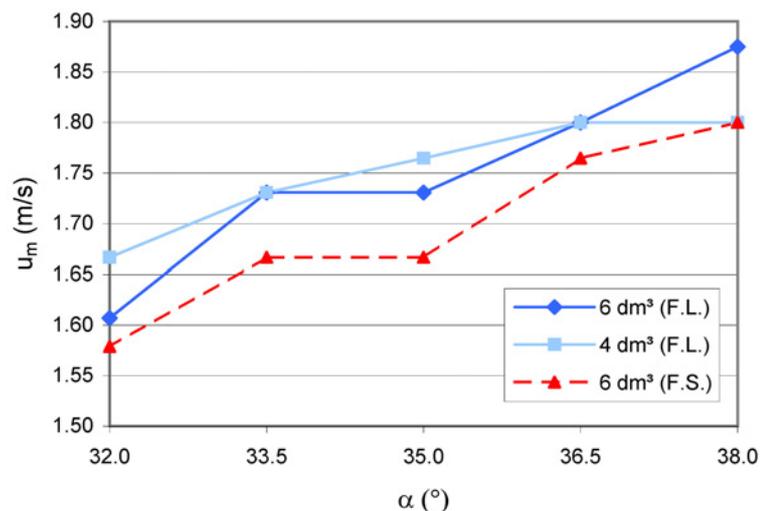


Figura 4.20. Velocità media (u_m) in funzione dell'inclinazione del piano (α); materiale sintetico.

All'aumentare della lunghezza di corsa della colata si è riscontrato un corrispondente aumento della velocità (Fig. 4.21); valori inferiori si riscontrano utilizzando il fondo scabro.

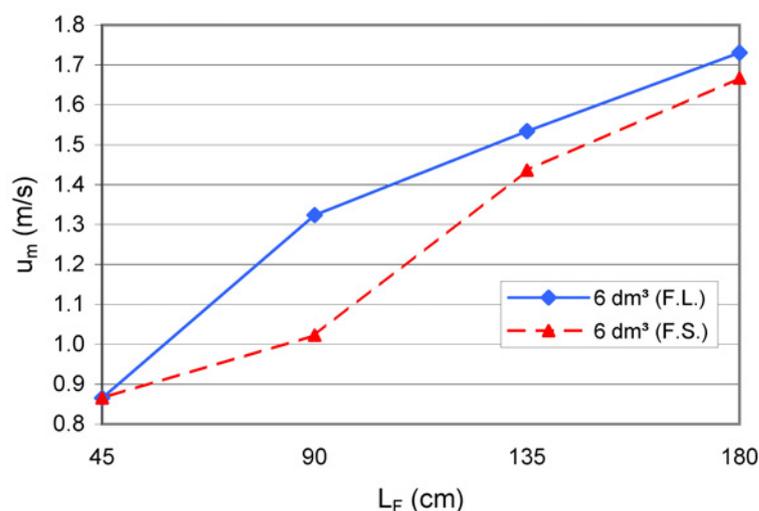


Figura 4.21. Velocità media (u_m) in funzione della lunghezza di corsa (L_F); materiale sintetico.

Ponendo in relazione il volume depositato e la velocità media in funzione della pendenza della canaletta si nota un andamento crescente di entrambi i parametri, indice di una dipendenza della velocità dalle altre due grandezze in esame (Fig. XXIV – Appendice B).

Si è analizzata, infine, la variazione dell'accelerazione e del corrispondente valore della velocità in funzione della distanza percorsa dalla colata per tre inclinazioni del piano (38° , 35° e 32°) e le due conformazioni del fondo; ogni dato riportato nei grafici in Appendice B è relativo al valor medio degli ultimi 45 cm percorsi. Nella totalità dei casi le velocità parziali aumentano progressivamente con la distanza percorsa e presentano valori inferiori diminuendo l'inclinazione della canaletta ed in presenza del fondo scabro; l'accelerazione assume il valore massimo a metà percorso (0.9 m) per poi diminuire e annullarsi nell'ultimo tratto in corrispondenza di un andamento costante della velocità (Fig. 4.22). Tale comportamento è dato dal raggiungimento di una velocità limite di scorrimento a causa degli attriti interni dei grani in movimento ed in misura minore dagli attriti tra la colata ed il fondo della canaletta.

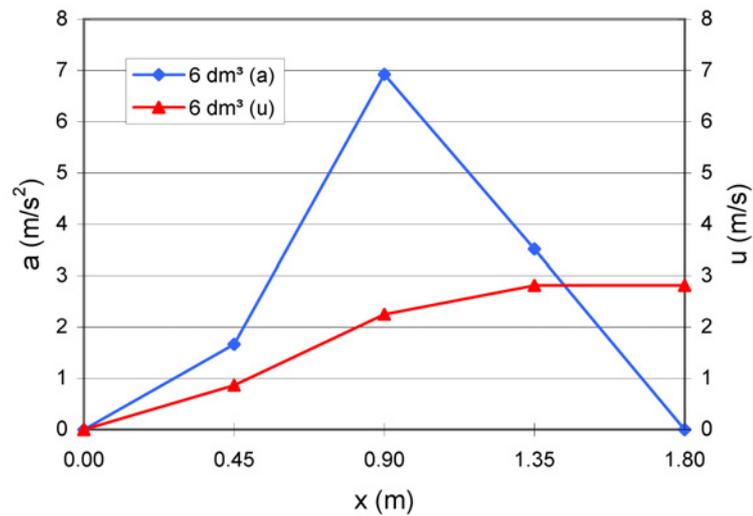


Figura 4.22. Accelerazione (a) e velocità (u) in funzione della distanza percorsa dalla colata (x); fondo della canaletta liscio ed inclinazione del piano pari a 35° ; materiale sintetico.

Materiale di campo

Il set di prove condotto mediante la matrice dei depositi da colata detritica di Fiames, addizionata a crescenti volumi d'acqua, ha visto la formazione di depositi allungati con valori di runout via via maggiori all'aumentare del contenuto d'acqua della miscela (Fig. 4.23).

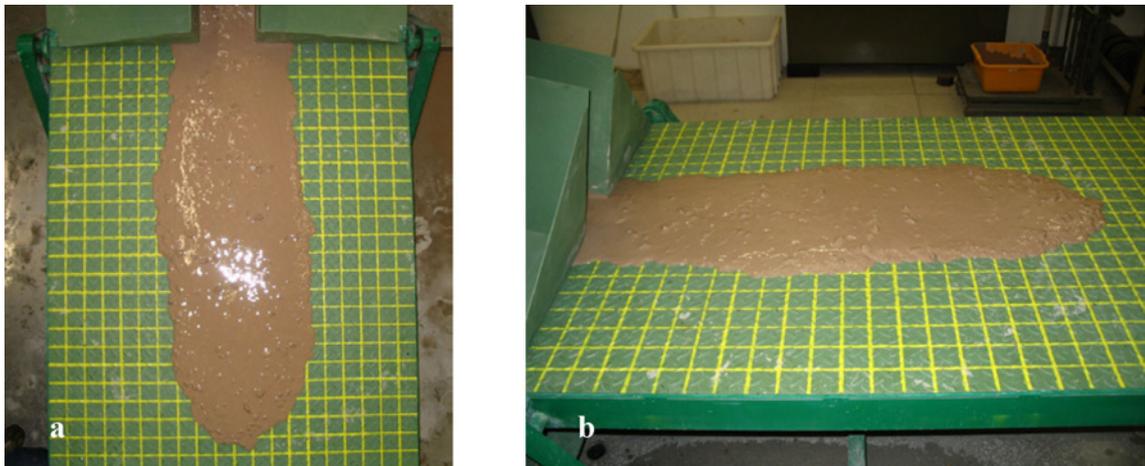


Figura 4.23. Deposito con materiale di campo visto dall'alto (a) e lateralmente (b): prova con concentrazione volumetrica pari a 0.55, inclinazione del piano di 5° e lunghezza di corsa pari a 180 cm.

Si nota come l'area interessata dal deposito sia nettamente più estesa rispetto a quella occupata dal materiale sintetico (Fig. 4.19) e che gli spessori sono ridotti ed omogenei su tutta la superficie.

Si è analizzata la relazione esistente tra runout, massima dispersione laterale, area del deposito, volume residuo e velocità media della colata in funzione della concentrazione solida volumetrica (Fig. XLI, XLII, XLIII, XLIV, XLV – Appendice B); i dati relativi alla prova con maggiore percentuale di materiale solido ($C_V = 0.65$) non vengono considerati nell'analisi in quanto la miscela solido-liquida si è arrestata completamente all'interno della canaletta e di conseguenza non ha dato luogo a depositi sul piano orizzontale (Fig. 4.24).

Tutte le prove sono state condotte con un valore di inclinazione della canaletta costante e pari a 15° .



Figura 4.24. Prova con concentrazione volumetrica pari a 0.65, inclinazione 15° e lunghezza di corsa pari a 180 cm.

All'aumentare della concentrazione solida volumetrica i valori di runout, dispersione laterale, area del deposito e velocità media della colata diminuiscono, evidenziando una relazione inversa tra i parametri; il volume residuo è in proporzionalità diretta con la concentrazione della miscela, con un dato anomalo in corrispondenza della colata più fluida ($C_V = 0.45$) (Fig. XLIII – Appendice B); tale singolarità è probabilmente dovuta alla sedimentazione della parte solida sul fondo della scatola di carico a causa del non completo mescolamento delle due frazioni. Per contro, con concentrazioni solide più elevate la miscela è meno fluida cosicché parecchio materiale rimane all'interno sia della scatola che della canaletta artificiale.

4.4.2 Analisi e discussione dei risultati

Il runout e la massima dispersione laterale sono le grandezze di interesse per la caratterizzazione di un deposito da colata detritica. Analizzando la correlazione tra questi due parametri per il set di prove effettuate con la canaletta artificiale si può notare come, nei test condotti con il materiale sintetico, il runout è appena superiore alla larghezza e si osserva una correlazione maggiore tra i due parametri ($B \cong R$; $r^2 = 0.534$) (Fig. 4.25a); per quanto riguarda il materiale di campo il runout è sempre maggiore della larghezza con dati maggiormente dispersi ($B = 0.55 R$; $r^2 = 0.483$) (Fig. 4.25b), confermando che la forma dei depositi è influenzata dal dislivello percorso dalla colata lungo la canaletta.

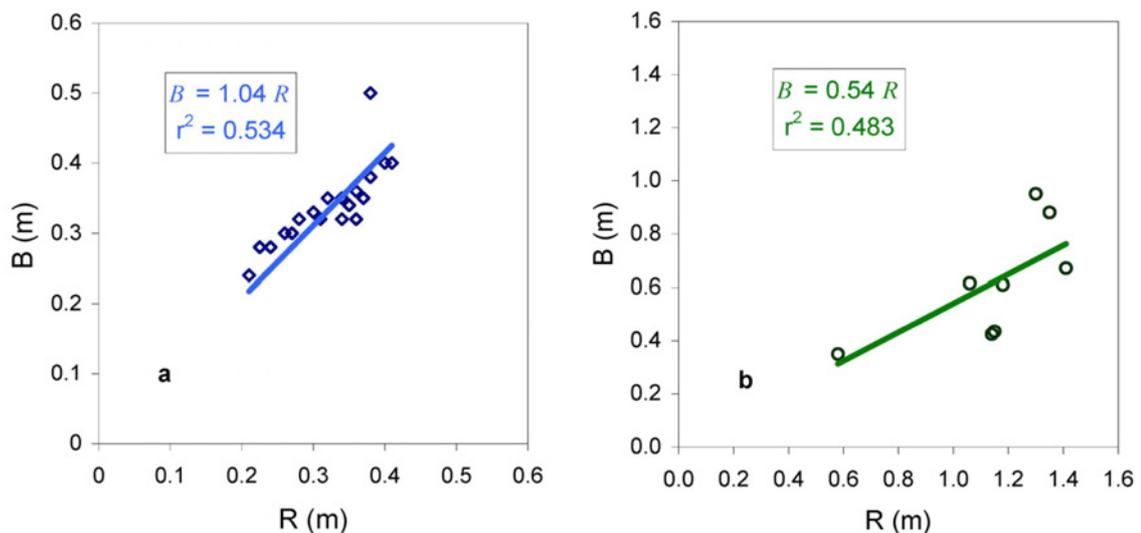


Figura 4.25. Massima dispersione laterale del deposito (B) in funzione del runout (R): prove con canaletta condotte con materiale sintetico granulare (a) e con materiale di campo (b).

Relazione tra il baricentro del materiale ed il runout

Il calcolo dell'altezza del baricentro del materiale nella scatola di carico è stato condotto mediante la stessa procedura matematica presentata al paragrafo 4.3.2; al valore trovato è stata aggiunta la distanza (perpendicolare al piano orizzontale) tra quest'ultimo e il punto più basso della scatola variabile in funzione della lunghezza di corsa e dell'inclinazione della canaletta.

La relazione è risultata significativa solo per le prove condotte utilizzando il materiale granulare secco: il runout cresce all'aumentare dell'altezza del baricentro a dimostrazione di una stretta dipendenza tra i due parametri (Fig. XLVI – Appendice B).

Mettendo in relazione l'altezza del baricentro e il runout con l'inclinazione della canaletta si osserva un stretta dipendenza di quest'ultimo dalla posizione del baricentro della massa di partenza al variare dell'angolo del piano inclinato (Fig. XLVII – Appendice B).

Relazione tra il lavoro ed il runout

Una volta in possesso dei valori relativi alle altezze del baricentro si è analizzata la relazione che intercorre tra il lavoro (Eq. 4.1) (energia potenziale) ed il runout dei depositi simulati.

Nelle prove in cui si è impiegato il materiale sintetico il runout è risultato essere in proporzionalità diretta con il lavoro (Fig. 4.26; Fig. XLVIII in Appendice B); si nota inoltre che i coefficienti angolari delle rette interpolatrici diminuiscono passando dalla prova con 4 a quella con 6 dm³ di volume apparente e, a parità di volume, il coefficiente risulta inferiore nei test in cui viene utilizzato il fondo scabro della canaletta. Come già enunciato nell'analisi delle prove del fenomeno di *dambreak* (Fig. 4.17), nel processo di deposizione sono coinvolte due forme di dissipazione dell'energia potenziale spendibile dal materiale: una dovuta agli attriti con il fondo e l'altra agli attriti interni del materiale in movimento. Il primo tipo aumenta incrementando la scabrezza del fondo della canaletta, il secondo si accresce proporzionalmente con il volume di prova. Da notare l'alta correlazione dei dati sperimentali ($r^2 = 0.972 - 0.992$).

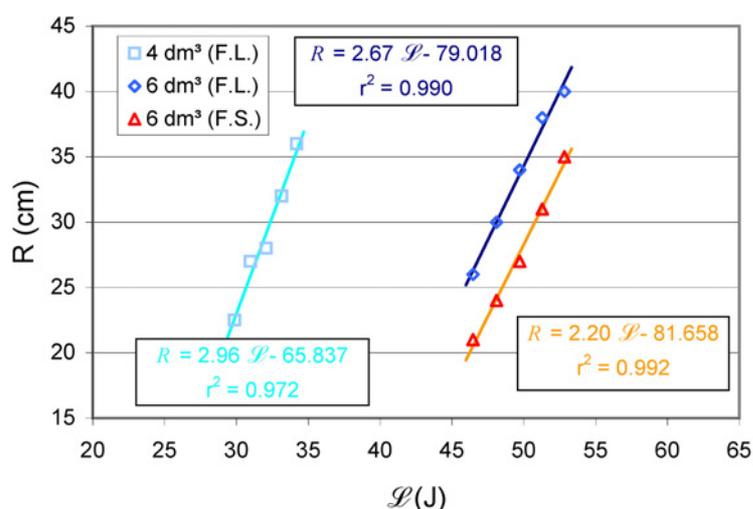


Figura 4.26. Runout (R) in funzione del lavoro (\mathcal{L}); materiale sintetico.

Nelle prove condotte con la miscela solido-liquida la lunghezza massima del deposito aumenta all'aumentare del lavoro spendibile ma non in modo proporzionale. Vi è quindi una relazione debole tra la massa di prova, l'altezza del baricentro del materiale e il runout a prova del fatto che nelle prove condotte aggiungendo acqua al materiale di campo il parametro che influisce maggiormente sui processi deposizionali dei debris flow è la concentrazione solida volumetrica.

Relazione tra la velocità della colata detritica ed il runout

La relazione maggiormente significativa è quella trovata tra runout e velocità media della colata in funzione della concentrazione solida volumetrica nelle prove con il materiale di campo (Fig. 4.27; Fig. XLIX in Appendice B).

I valori di runout e velocità decrescono entrambi bruscamente per concentrazioni solide superiori al 55%, evidenziando una loro stretta dipendenza dal rapporto tra frazione liquida e solida della miscela di prova.

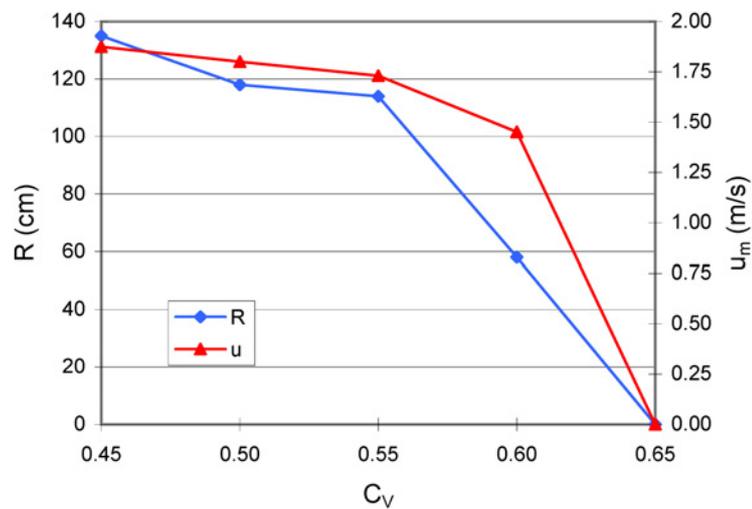


Figura 4.27. Runout (R) e velocità media della colata (u_m) in funzione della concentrazione solida volumetrica (C_v); materiale di campo.

4.5 Sviluppo di equazioni empiriche predittive

Un'analisi di regressione multipla è stata impiegata per lo sviluppo di equazioni empiriche predittive della massima distanza di arresto massima (R_{max}), della massima dispersione laterale del deposito (B_{max}) e della distanza totale planimetrica percorsa dalla colata detritica (L).

Relazione tra massima dispersione laterale (B_{max}) e massima distanza d'arresto (R_{max})

La relazione tra B_{max} e R_{max} può essere espressa secondo la seguente forma generale:

$$B_{max} = k R_{max} \quad (4.2)$$

dove k è una costante empirica. Nei test quasi-statici condotti con il materiale di campo ($N = 20$) la massima dispersione laterale e la massima distanza d'arresto sono pressoché uguali ($B_{max} = 1.06 R_{max}$; $r^2 = 0.901$; $ssq = 0.041$). Per quanto riguarda i materiali granulari ($N = 42$), la distanza di arresto è inferiore alla dispersione laterale ($B_{max} = 1.41 R_{max}$; $r^2 = 0.750$; $ssq = 0.080$). Tali differenze possono essere imputate ai minori attriti che si producono nel contatto tra la miscela solido-liquida ed il piano orizzontale di deposito, con il conseguente raggiungimento di valori maggiori di runout nelle prove condotte con la matrice campionata in campo.

Nelle prove dinamiche condotte con materiale di campo ($N = 8$) la massima dispersione laterale del deposito è pari a circa la metà del valore di massimo runout ($B_{max} = 0.55 R_{max}$; $r^2 = 0.480$; $ssq = 0.171$), mentre nei test condotti mediante il materiale sintetico plastico ($N = 22$) le due grandezze si equivalgono ($B_{max} = R_{max}$; $r^2 = 0.730$; $ssq = 0.011$). Tali relazioni evidenziano ancora una volta la presenza di minori attriti tra la colata ed il fondo nei test condotti con materiale di campo; il comportamento è inoltre amplificato dal percorso effettuato dalla colata lungo la canaletta artificiale che determina distanze d'arresto maggiori nelle prove condotte con miscele solido-liquide rispetto a quelle effettuate mediante materiale sintetico a secco.

Stima della massima distanza di arresto (R_{max})

Analizzando l'intero set di dati derivanti dalle prove quasi-statiche ($N = 62$) è stato possibile ricavare una relazione che lega la distanza di arresto massima (R_{max} , m)

all'altezza del baricentro del materiale all'interno della scatola di carico (h_G , m) ed alla concentrazione solida volumetrica (C_V):

$$R_{\max} = 2.15 h_G C_V^{-2} \quad (4.3)$$

La C_V di tutte le prove effettuate con materiale sintetico o con ghiaino è costante e pari a 1 (Tab. II e III in Appendice A). L'equazione 4.3 possiede un elevato grado di accuratezza ($r^2 = 0.973$; $ssq = 0.118$; dove ssq è la somma degli scarti quadratici); l'applicazione dell'equazione 4.3 ai dati di laboratorio fornisce un ragionevole grado di accordo tra i valori osservati e calcolati di R_{\max} come si può osservare nella figura 4.28; il maggiore grado di dispersione è relativo ai dati dei test condotti con materiale di campo confermando una maggiore difficoltà nella riproduzione delle miscele solido-liquide a diverse concentrazioni.

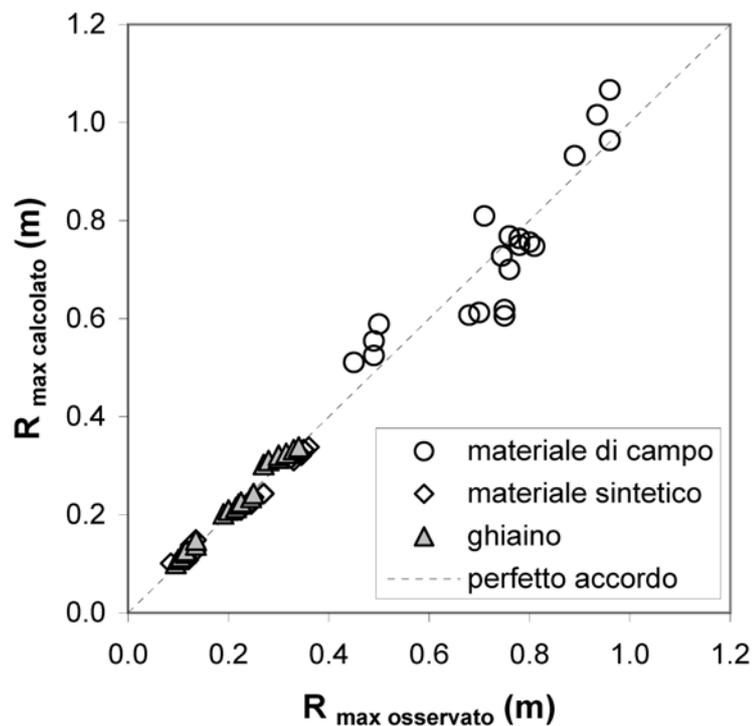


Figura 4.28. Confronto tra le massime distanze di arresto osservate in laboratorio e quelle calcolate mediante l'equazione 4.3 applicata alle prove quasi-statiche.

La stessa tipologia di relazione è stata sviluppata impiegando i dati delle prove dinamiche ($N = 24$):

$$R_{\max} = 0.46 h_G C_V^{-2} \quad (4.4)$$

ottenendo un grado di accuratezza modesto ($r^2 = 0.644$; $ssq = 1.470$).

Sempre nell'ambito delle prove dinamiche, si è sviluppata una relazione in grado di stimare la distanza di arresto massima in funzione non più dell'altezza del baricentro del materiale ma dell'energia cinetica ($u^2/2g$) posseduta dalla colata detritica al termine del suo percorso in canaletta; u rappresenta infatti la velocità della miscela solido-liquida relativa agli ultimi 45 cm percorsi lungo il canale artificiale. La relazione predittiva ha la seguente forma:

$$R_{\max} = 1.04 \frac{u^2}{2g} C_V^{-2} \quad (4.5)$$

L'equazione 4.5 possiede un grado di accuratezza elevato ($r^2 = 0.848$; $ssq = 0.628$) superiore a quello raggiunto dalla 4.4. Nella figura 4.29 viene proposto il confronto tra il massimo runout osservato in laboratorio e quello calcolato mediante l'equazione 4.4.

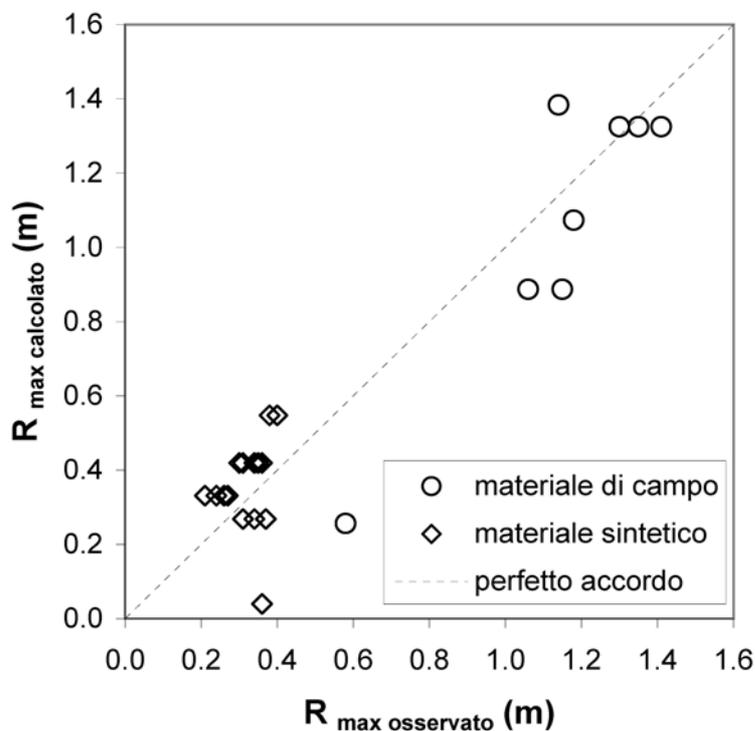


Figura 4.29. Confronto tra le massime distanze di arresto osservate in laboratorio e quelle calcolate mediante l'equazione 4.5 applicata alle prove dinamiche.

Operando un confronto diretto tra le equazioni 4.4 e 4.5 si osserva come l'energia cinetica posseduta dalla colata detritica al termine del percorso effettuato in canaletta sia pari al 50% circa dell'energia potenziale (rappresentata da h_G) posseduta dal materiale collocato nella scatola di carico. Si può perciò affermare che metà dell'energia potenziale spendibile dalla massa di prova viene dissipata durante il processo dinamico di propagazione della colata detritica dalla scatola al piano di deposito (attriti) mentre la restante parte si trasforma in energia di movimento che viene spesa poi nella formazione del deposito, determinando il valore della distanza massima di arresto. Occorre dire che l'equazione 4.5 è influenzata dalla scala del modello fisico di laboratorio, essendo il carico cinetico distribuito su una larghezza ridotta (15 cm), non paragonabile alle dimensioni di un canale di propagazione reale.

Infine è stata ricalibrata l'equazione 3.2 di Vandre (1985) trovando un nuovo valore del coefficiente ω che lega la distanza d'arresto R con la differenza di quota tra il punto di innesco e il punto in cui la colata inizia a depositarsi ($\Delta h = H$ nel modello fisico di laboratorio). Nella tabella 4.2 vengono riportati i valori minimi, massimi e medi di ω suddivisi in base al materiale e al tipo di prova.

Tabella 4.2. Valori del coefficiente ω dell'equazione empirica di Vandre (1985) ricalibrato in base alle prove di laboratorio.

Equazione di Vandre (1985)	Prove	Materiale granulare			Materiale di campo		
		ω_{\min}	ω_{\max}	ω_{med}	ω_{\min}	ω_{\max}	ω_{med}
$R = \omega \Delta h$ $\omega = 0.40$	quasi-statiche	0.91	1.19	1.07	2.13	5.76	3.84
	dinamiche	0.17	0.63	0.29	0.80	2.63	1.85

Nelle prove di tipo quasi-statico la formula di Vandre (1985) sottostima costantemente la distanza d'arresto osservata in laboratorio, con valori del coefficiente ω anche superiori a 5 (materiale di campo), ben al di sopra di quello proposto dall'Autore ($\omega = 0.4$). Nei test dinamici l'equazione di Vandre (1985) stima correttamente o sottostima il runout dei flussi granulari asciutti mentre sottostima costantemente le distanze di arresto relative alle esperienze effettuate con le miscele solido-liquide a diverse concentrazioni. Si può perciò dedurre che l'equazione di Vandre (1985) non riproduce correttamente il fenomeno di *dambreak* mentre si adatta piuttosto bene ai flussi di tipo granulare a secco nelle prove condotte in canaletta.

Stima della massima dispersione laterale del deposito (B_{max})

Allo scopo di stimare la massima dispersione laterale del deposito (B_{max} , m) sono state sviluppate due equazioni empiriche, una basata sui dati sperimentali delle prove quasi-statiche ($N = 62$) ed una sui test di tipo dinamico ($N = 24$).

Nelle prove che simulano il *dambreak* la massima dispersione laterale del deposito viene espressa in funzione della massima distanza di arresto (R_{max} , m) e della concentrazione solida volumetrica (C_V) secondo la seguente espressione:

$$B_{max} = 1.38 R_{max} C_V^{0.41} \quad (4.6)$$

L'equazione 4.6 mostra un elevato grado di accuratezza ($r^2 = 0.959$; $ssq = 0.142$); l'applicazione dell'equazione 4.6 infatti produce dei valori di dispersione laterale simili a quelli misurati in laboratorio (Fig. 4.30), con un grado di dispersione maggiore per le prove condotte mediante materiale di campo, come già peraltro osservato nella sezione dedicata alla stima della distanza di arresto.

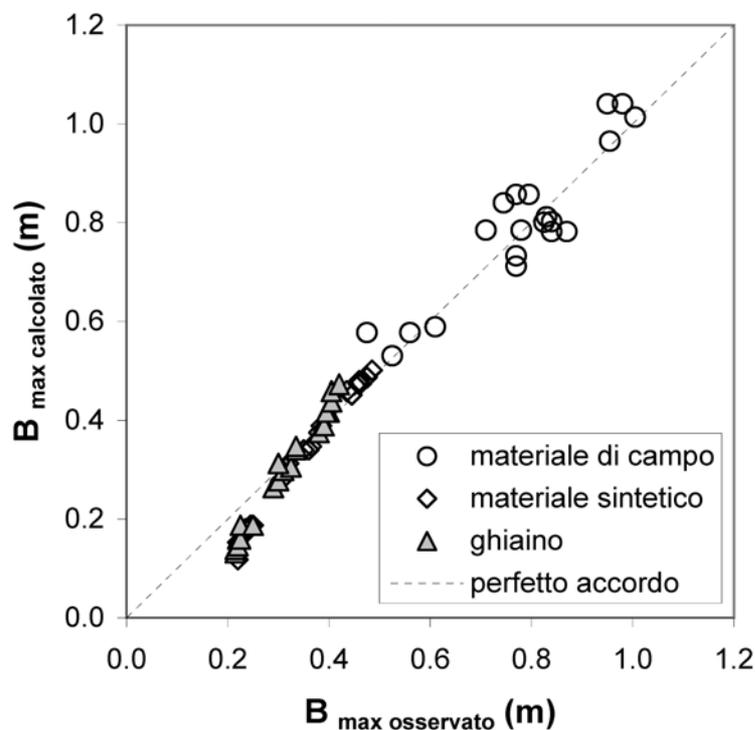


Figura 4.30. Confronto tra le massime dispersioni laterali del deposito osservate in laboratorio e quelle calcolate mediante l'equazione 4.6 applicata alle prove quasi-statiche.

Nell'ambito invece delle prove dinamiche la dispersione laterale massima è risultata essere legata, oltre che alla massima distanza d'arresto ed alla concentrazione solida volumetrica, anche all'energia cinetica posseduta dalla colata detritica allo sbocco della canaletta artificiale ($u^2/2g$). La formula predittiva è qui di seguito indicata:

$$B_{\max} = 0.70 \left[\left(\frac{u^2}{2g} \right)^{0.07} R_{\max}^{0.93} \right] C_V^{0.65} \quad (4.7)$$

L'equazione 4.7 possiede un livello di accuratezza ($r^2 = 0.670$; $ssq = 0.260$) sensibilmente inferiore a quello dell'equazione 4.6, come dimostra anche il confronto dei valori osservati e calcolati riportato in figura 4.31, con sottostime di B_{\max} pari anche al 50% per il materiale di campo e più contenute per il materiale sintetico.

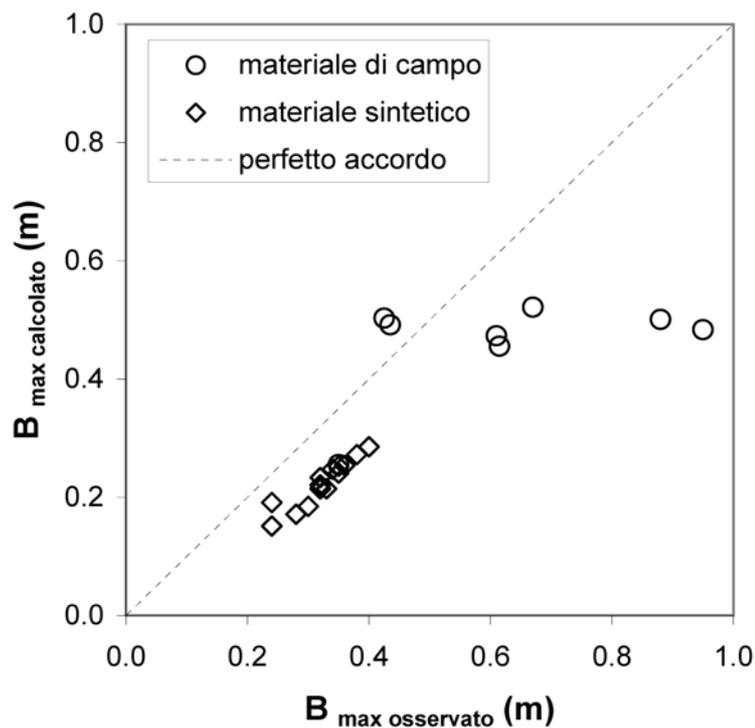


Figura 4.31. Confronto tra le massime dispersioni laterali del deposito osservate in laboratorio e quelle calcolate mediante l'equazione 4.7 applicata alle prove dinamiche.

Stima della distanza totale planimetrica percorsa dalla colata detritica (L)

L'equazione empirica di Takahashi (1994) (in Bathurst et al., 1997) ($H/L = \tan \beta = 0.20$) è stata ricalibrata per le esperienze di laboratorio oggetto della presente indagine (Tab. 4.3).

Tabella 4.3. Valori di $H/L = \tan \beta$ ricalibrati utilizzando i dati delle prove di laboratorio.

Equazione di di Takahashi (1994)	Prove	Materiale granulare			Materiale di campo		
		$\tan \beta_{\min}$	$\tan \beta_{\max}$	$\tan \beta_{\text{med}}$	$\tan \beta_{\min}$	$\tan \beta_{\max}$	$\tan \beta_{\text{med}}$
$\tan \beta = 0.20$	quasi-statiche	0.38	0.80	0.58	0.15	0.38	0.24
	dinamiche	0.68	0.80	0.75	0.22	0.30	0.24

L'equazione di Takahashi (1994) per il materiale granulare fornisce valori del coefficiente compresi principalmente tra 0.40 e 0.80 perché, non essendoci acqua, le prove presentano valori di runout inferiori seppur partendo da angoli maggiori (H maggiore). Nelle prove in canaletta si nota che il fondo scabro influenza poco i valori del parametro di mobilità. L'equazione di Takahashi (1994) stima invece molto bene i valori misurati durante le prove condotte con materiale di campo (sia quasi-statiche che dinamiche) tranne che per le più elevate concentrazioni volumetriche testate in laboratorio ($C_V = 0.60-0.67$) in quanto il minor quantitativo d'acqua nella miscela fa aumentare gli attriti tra la colata detritica ed il fondo; di conseguenza le distanze di arresto diminuiscono e parallelamente il valore dell'angolo β aumenta.

Analizzando la variazione di β in funzione della concentrazione solida volumetrica C_V , in tutti i test condotti con materiale di campo (quasi-statici e dinamici; $N = 28$) si trova lo stesso comportamento per valori di C_V maggiori di 0.55 (Fig. 4.32). Con C_V pari a 0.45 e 0.50 si nota una differenza di circa 2° , con valori di β maggiori per i test dinamici. Utilizzando solamente i dati delle prove quasi-statiche ($N = 20$) è stata stimata un'equazione di regressione polinomiale di secondo ordine (Fig. 4.32); la relazione è la seguente:

$$H/L = \tan \beta = 1.40 C_V^2 - 0.64 C_V + 0.16 \quad (4.8)$$

L'equazione 4.8 ($r^2 = 0.954$; $\text{ssq} = 0.005$) sembra fornire valori di $\tan \beta$ attendibili anche estrapolandola per valori di concentrazione solida volumetrica appena inferiori a quelli dell'intervallo sperimentale col quale è stata calibrata.

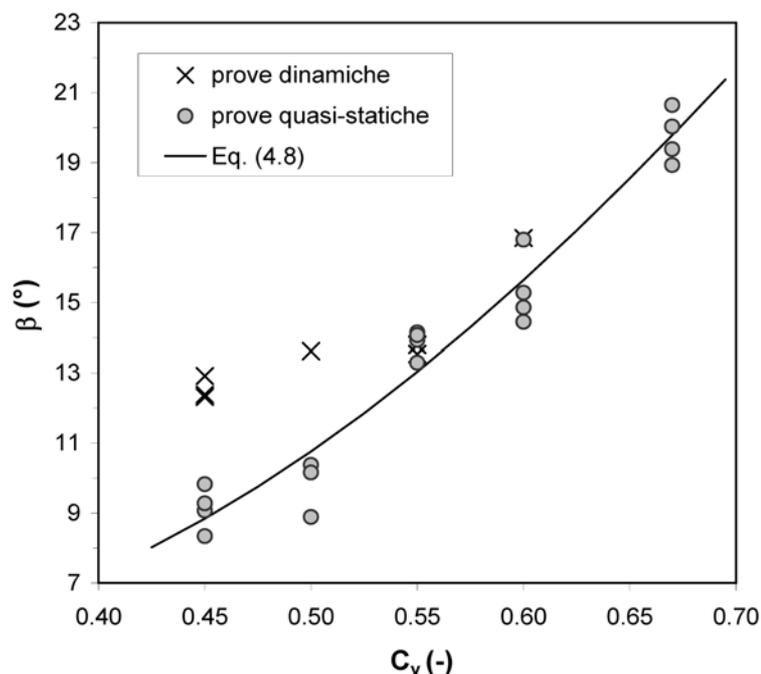


Figura 4.32. Relazione tra l'angolo della linea dell'energia (β) e la concentrazione solida volumetrica (C_V); L'equazione 4.8 fitta i dati dei test quasi-statici effettuati con materiale di campo.

Takahashi (1994) (in Bathurst et al., 1997) ha proposto la relazione $H/L = \tan \beta = 0.20$; nel presente studio per C_V pari a 0.50 il rapporto H/L è uguale a 0.19, simile al valore del coefficiente proposto da Takahashi; aumentando la concentrazione solida volumetrica anche il rapporto H/L si accresce (per esempio con $C_V = 0.60$, $H/L = 0.28$; con $C_V = 0.65$, $H/L = 0.34$), a dimostrazione di una stretta dipendenza di L da H e C_V e di una debole influenza esercitata dal volume complessivo rilasciato. Una sorta di valore soglia di C_V (0.55) è probabilmente determinato dal modo con cui la miscela solido-liquida dissipa l'energia potenziale. Nelle prove di laboratorio, la dissipazione dell'energia è dipendente dalla velocità del flusso ed è principalmente dovuta dalle collisioni tra le particelle solide presenti all'interno della colata. La dissipazione di tipo turbolento ha una considerevole influenza nelle miscele con un elevato contenuto di acqua ($C_V = 0.45$ e 0.50), come la figura 4.33 dimostra; aumentando la distanza percorsa dalla colata all'interno della canaletta (L_F) da 0 m (prove quasi-statiche) a 1.8 m (prove dinamiche), l'angolo della linea dell'energia aumenta passando da 10° a 13° . Per $C_V = 0.55$ le collisioni interne hanno un peso meno rilevante all'interno del processo di dissipazione dell'energia e β si attesta su valori pressoché costanti.

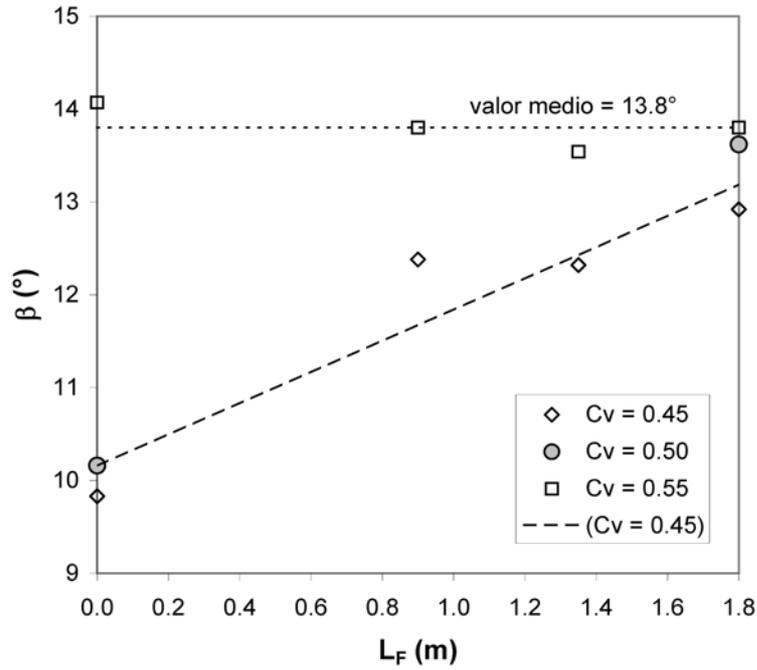


Figura 4.33. Relazione tra l'angolo della linea dell'energia (β) e la lunghezza della canaletta (L_F).

Analizzando invece tutto il set di dati relativo alle prove quasi-statiche ($N = 62$) è stata sviluppata un'equazione che lega il rapporto di mobilità della colata ($H/L = \tan \beta$) alla concentrazione solida volumetrica (C_V). La relazione ottenuta ha la seguente forma:

$$H / L = \tan \beta = 0.58 C_V^{1.49} \quad (4.9)$$

Il grado di accuratezza dell'equazione 4.9 è discreto ($r^2 = 0.750$; $ssq = 0.550$) ed è inferiore a quello della 4.8, poiché quest'ultima contiene un gruppo di dati più omogeneo derivante dai test quasi-statici condotti solamente con materiale di campo.

Per quanto riguarda le prove dinamiche sono state sviluppate complessivamente tre equazioni per la stima del rapporto di mobilità e quindi della massima distanza planimetrica percorsa dalla colata detritica.

Le prime due relazioni sono state proposte utilizzando come set di dati le prove dinamiche effettuate con il materiale di campo ($N = 8$). La prima lega il rapporto di mobilità ($H/L = \tan \beta$) alla concentrazione solida volumetrica (C_V) secondo una relazione di tipo esponenziale:

$$H / L = \tan \beta = 0.44 C_V^{0.85} \quad (4.10)$$

L'equazione 4.10 presenta un accordo discreto tra valori osservati e calcolati ($r^2 = 0.731$; $ssq = 0.001$).

Si è poi cercata una relazione maggiormente semplificata tra le medesime variabili, partendo dallo stesso set di dati. L'equazione è di tipo lineare ed è la seguente:

$$H / L = \tan \beta = 0.50 C_V \quad (4.11)$$

La relazione 4.11 possiede un grado di accuratezza ($r^2 = 0.707$; $ssq = 0.002$) leggermente inferiore a quello già discreto della 4.10, ma ha il pregio di essere una relazione semplice e di facile applicazione.

Infine è stata sviluppata un'equazione predittiva basandosi sull'intero set di dati derivante dalle prove di tipo dinamico ($N = 24$); la relazione di tipo esponenziale ottenuta, che lega il rapporto di mobilità ($H/L = \tan \beta$) alla concentrazione solida volumetrica (C_V), è qui di seguito riportata:

$$H / L = \tan \beta = 0.76 C_V^{1.67} \quad (4.12)$$

L'equazione 4.12 possiede un elevato grado di accuratezza ($r^2 = 0.989$; $ssq = 0.015$) e consente perciò di predire correttamente la massima distanza planimetrica percorsa dalla colata detritica.

La tabella 4.4 riassume tutte le equazioni empiriche predittive sviluppate a partire dai dati di laboratorio. Per ogni relazione vengono specificati il parametro stimato, il tipo di prova, il materiale coinvolto, la numerosità del campione (N), la forma dell'equazione, il coefficiente di correlazione (r^2), la somma degli scarti quadratici (ssq) ed il numero di riferimento nel testo.

Tabella 4.4. Equazioni empiriche sviluppate a partire dai dati di laboratorio; nella colonna relativa al tipo di prova la sigla Q-S indica i test quasi-statici e D quelli dinamici.

Par.	Prova	Materiale	N	Equazione	r ²	ssq	Eq.
$B_{max} = f(R_{max})$	Q-S	Materiale di campo	20	$B_{max} = k R_{max}; k = 1.06$	0.901	0.041	(4.2)
	Q-S	Materiale granulare	42	$B_{max} = k R_{max}; k = 1.41$	0.750	0.080	(4.2)
	D	Materiale di campo	8	$B_{max} = k R_{max}; k = 0.55$	0.480	0.171	(4.2)
	D	Materiale granulare	22	$B_{max} = k R_{max}; k = 1.00$	0.730	0.011	(4.2)
R_{max}	Q-S	Tutti	62	$R_{max} = 2.15 h_G C_V^{-2}$	0.973	0.118	(4.3)
	D	Tutti	24	$R_{max} = 0.46 h_G C_V^{-2}$	0.644	1.470	(4.4)
	D	Tutti	24	$R_{max} = 1.04 \frac{u^2}{2g} C_V^{-2}$	0.848	0.628	(4.5)
B_{max}	Q-S	Tutti	62	$B_{max} = 1.38 R_{max} C_V^{0.41}$	0.959	0.142	(4.6)
	D	Tutti	24	$B_{max} = 0.70 \left[\left(\frac{u^2}{2g} \right)^{0.07} R_{max}^{0.93} \right] C_V^{0.65}$	0.670	0.260	(4.7)
H/L	Q-S	Materiale di campo	20	$H/L = \tan \beta = 1.40 C_V^2 - 0.64 C_V + 0.16$	0.954	0.005	(4.8)
	Q-S	Tutti	62	$H/L = \tan \beta = 0.58 C_V^{1.49}$	0.750	0.550	(4.9)
	D	Materiale di campo	8	$H/L = \tan \beta = 0.44 C_V^{0.85}$	0.731	0.001	(4.10)
	D	Materiale di campo	8	$H/L = \tan \beta = 0.50 C_V$	0.707	0.002	(4.11)
	D	Tutti	24	$H/L = \tan \beta = 0.76 C_V^{1.67}$	0.989	0.015	(4.12)

4.6 Approccio energetico per la stima dello sforzo tangenziale basale

Una ulteriore analisi dei dati ottenuti dalle prove di laboratorio di tipo quasi-statico (Appendice A) è stata basata sul confronto tra l'energia potenziale posseduta dalla massa all'interno della scatola di carico e quella spesa dal materiale durante il processo dinamico di formazione del deposito.

L'energia potenziale E_p (J) è stata calcolata riferendosi all'aliquota di massa che è fuoriuscita dalla scatola di carico e che corrisponde alla massa depositata (M_D , kg) misurata al termine di ogni test. L'energia potenziale E_p è stata espressa mediante la seguente equazione:

$$E_p = M_D g h_{GD} \quad (4.13)$$

dove g è l'accelerazione di gravità (9.81 m/s^2) e h_{GD} è l'altezza del baricentro della massa depositata riferita al piano orizzontale di deposito (m); h_{GD} è stata calcolata attraverso la correzione del valore di h_G secondo la differenza (rappresentata dalla massa residua M_R rimasta all'interno della scatola di carico) tra la massa totale M_T e la massa depositata M_D . M_R si è supposta essere di forma rettangolare e collocata sul fondo della scatola di carico secondo lo schema riportato nella figura 4.12.

L'altezza del baricentro relativa alla massa totale (h_G) è stata calcolata, per ogni volume ed inclinazione del piano, mediante due differenti procedure (già descritte nel paragrafo 4.3.2) per il materiale granulare a secco (materiale sintetico e ghiaino) e per quello di campo.

L'area occupata dal deposito è stata suddivisa in areole rettangolari consecutive per simulare la sequenza temporale di formazione del conoide artificiale (Fig. 4.34a). La linea all'altezza della quale vi è la congiunzione tra il piano inclinato e quello orizzontale di deposito è stata presa come riferimento per il calcolo della posizione dei baricentri delle diverse areole. La schematizzazione adottata presuppone che il processo dinamico di formazione del conoide proceda secondo dei depositi adiacenti di forma rettangolare aventi i lati maggiori perpendicolari alla direzione del flusso, trascurando pertanto che il processo deposizionale nelle parti più esterne possa essere ritardato rispetto alla zona centrale corrispondente alla direzione principale del flusso in uscita dalla scatola. Una schematizzazione alternativa è stata presa così in considerazione allo scopo di simulare tale ritardo. Il deposito è stato suddiviso in un rettangolo (primo

intervallo di tempo), in areole a forma di ferro di cavallo nella parte centrale e in un altro rettangolo nella parte distale (Fig. 4.34b). La stima dello sforzo tangenziale basale così condotta ha fornito dei valori simili a quelli trovati mediante lo schema semplificato delle areole rettangolari (Fig. 4.34a): le differenze riscontrate sono state inferiori al 5%. Al contrario, il calcolo dello sforzo tangenziale basale fondato sulla simulazione di un unico spostamento della massa dalla scatola di carico al piano orizzontale di deposito porta ad una elevata sottostima dei valori finali di τ (compresa tra il 10% e il 100% a seconda dei diversi materiali e della geometria del reometro).

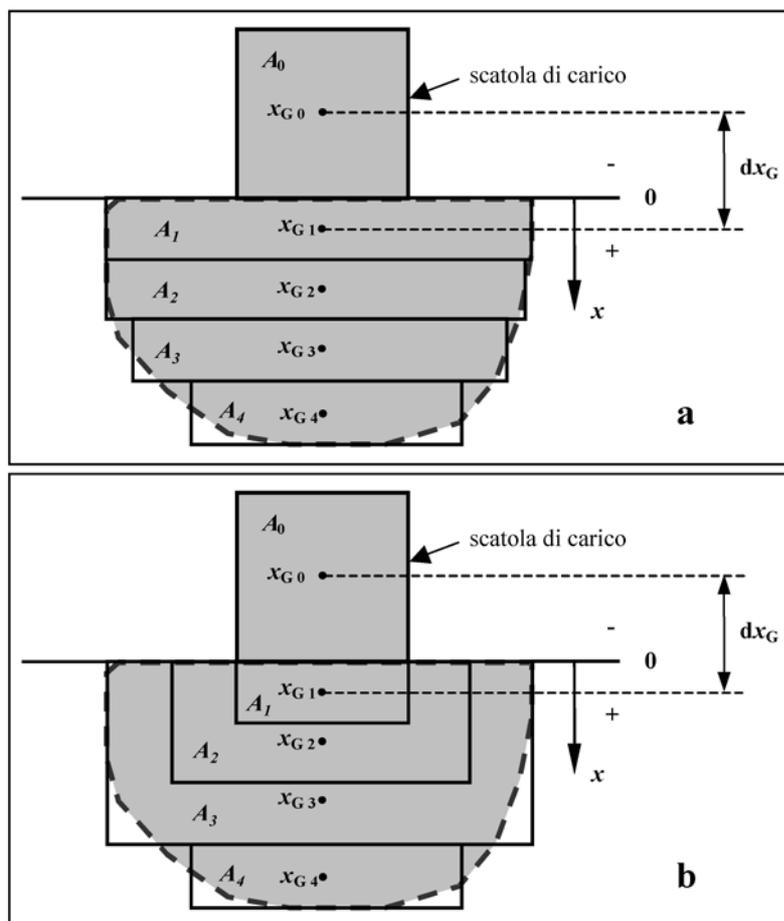


Figura 4.34. Visione planimetrica della suddivisione dell'area del deposito in areole rettangolari consecutive (a) e della schematizzazione che tiene in considerazione la dispersione laterale del deposito (b); in questi disegni l'inclinazione del piano è pari a 0° .

Sulla base della schematizzazione riportata nella figura 4.34a è stato possibile calcolare l'energia (E_d) spesa dal materiale durante la sequenza temporale di formazione del deposito (n areole) attraverso la seguente equazione:

$$E_d = \tau \sum_{i=1}^n (A_{i-1} + A_i) dx_{Gi} \quad (4.14)$$

dove τ è lo sforzo tangenziale totale agente tra il piano orizzontale di deposito e la colata detritica artificiale (N/m^2); A_i è l'area della i -esima areola rettangolare (m^2) e dx_{Gi} è la distanza tra i baricentri di due areole rettangolari adiacenti (m).

L'energia potenziale complessiva (E_p) viene stimata sulla base dell'equazione 4.13; lo sforzo tangenziale basale viene perciò calcolato utilizzando la seguente relazione:

$$\tau = \frac{E_p}{\sum_{i=1}^n (A_{i-1} + A_i) dx_{Gi}} \quad (4.15)$$

L'analisi dei valori di sforzo tangenziale basale ottenuti dimostra l'esistenza di comportamenti differenti tra le prove condotte usando miscele solido-liquide (materiale di campo) e quelle realizzate con i materiali granulari a secco. Le figure 4.35 e 4.36 mostrano l'andamento dei valori di sforzo tangenziale basale rispetto ai valori di massa depositata ottenuti impiegando il materiale sintetico ed il ghiaio; all'interno di ogni serie plottata nel grafico, i differenti valori dei dati sperimentali corrispondono alle diverse pendenze del piano inclinato. La figura 4.37 riporta invece l'andamento dei dati relativi alle prove condotte con la matrice dei depositi di colata detritica di Fiames integrato con i risultati ottenuti dai test effettuati con un volume apparente di ghiaio pari a 6 dm^3 , allo scopo di confrontare il comportamento dei due tipi di materiale.

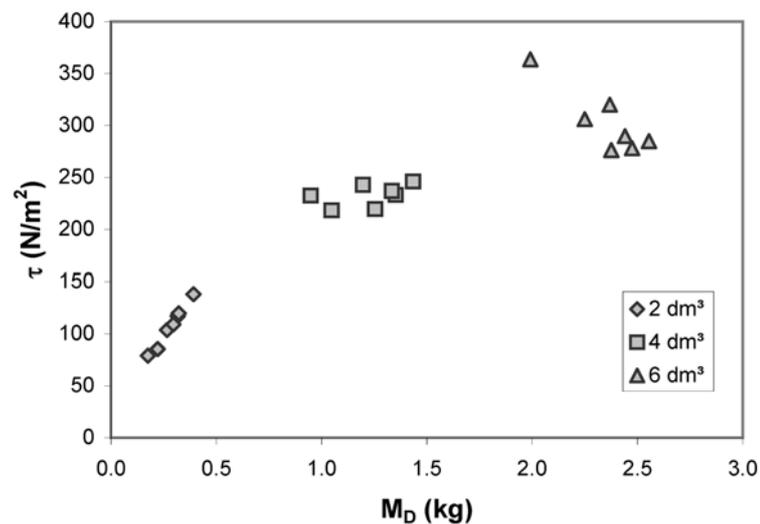


Figura 4.35. Andamento dello sforzo tangenziale basale (τ) rispetto alla massa depositata (M_D) per le prove condotte con il materiale sintetico (volumi apparenti di 2, 4 e 6 dm^3).

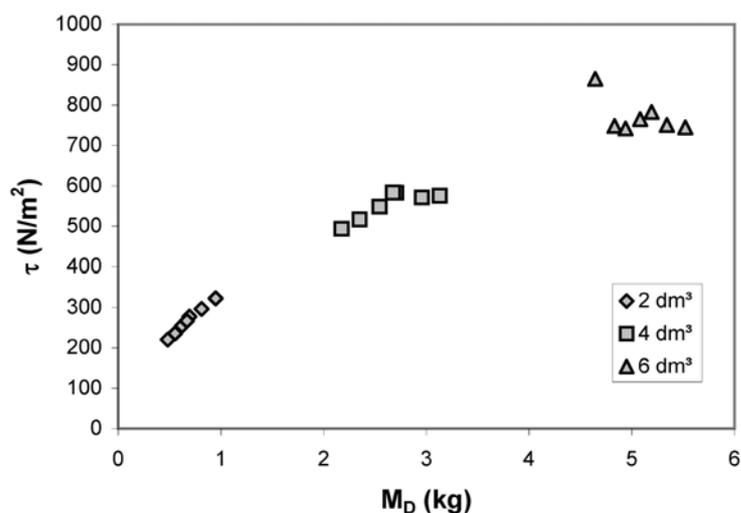


Figura 4.36. Andamento dello sforzo tangenziale basale (τ) rispetto alla massa depositata (M_D) per le prove condotte con il ghiaino (volumi apparenti di 2, 4 e 6 dm³).

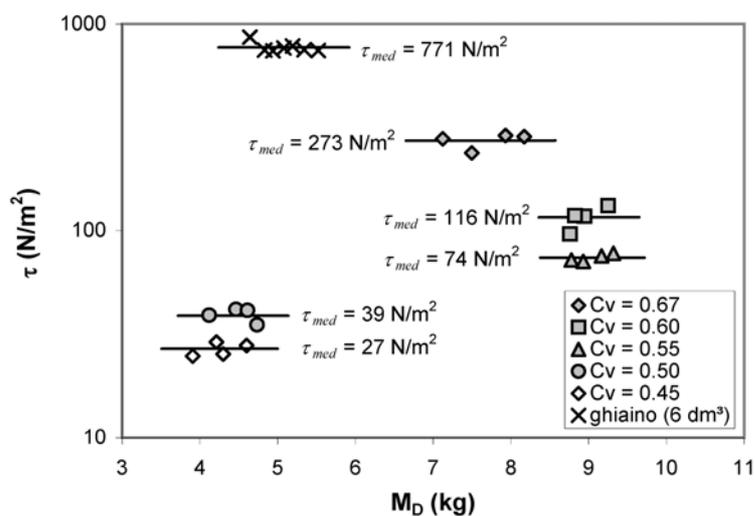


Figura 4.37. Andamento dello sforzo tangenziale basale (τ) rispetto alla massa depositata (M_D) per le prove condotte con il materiale di campo integrato con i risultati ottenuti dai test effettuati con un volume apparente di ghiaino pari a 6 dm³.

I grafici relativi ai test condotti con i materiali granulari (Fig. 4.35 e 4.36) mostrano che all'aumentare del volume di prova vi è un incremento sia dei valori di sforzo tangenziale basale che di massa depositata. Risulta inoltre possibile notare, per volumi apparenti pari a 2 e 4 dm³, un trend crescente all'interno di ogni serie di dati: pendenze maggiori del piano inclinato corrispondono a più elevati valori di sforzo tangenziale e masse depositate di magnitudo superiore. Al contrario, con un volume apparente di

prova pari a 6 dm^3 , lo sforzo tangenziale basale assume valori pressoché costanti in corrispondenza delle diverse inclinazioni del piano del reometro ($250\text{-}350 \text{ N/m}^2$ per il materiale sintetico, $750\text{-}850 \text{ N/m}^2$ per il ghiaino). Le ampie differenze riscontrate nei valori di sforzo tangenziale tra il materiale sintetico ed il ghiaino possono associarsi ai maggiori attriti causati dalla spigolosità degli elementi costituenti il ghiaino rispetto ai cilindretti di plastica che possiedono una forma più arrotondata. È interessante notare come i valori di sforzo tangenziale ottenuti per il ghiaino sono simili a quelli trovati da Major e Pierson (1992) per colate detritiche di tipo fangoso con $C_V = 0.66$ ed un rapporto tra limo e argilla di 1:4.5 ($605\text{-}760 \text{ N/m}^2$; intervallo di deformazione angolare (“*shear rate*”): $10\text{-}33 \text{ s}^{-1}$).

La concentrazione solida volumetrica della miscela solido-liquida influisce sia sui valori di sforzo tangenziale basale che su quelli di massa depositata, come si può osservare nella figura 4.37. Per concentrazioni uguali o inferiori a 0.60 si ottengono valori di sforzo tangenziale decrescenti all’aumentare del contenuto d’acqua nella miscela e dei quantitativi di massa depositata simili tra loro se rapportati alla massa totale di prova (le prove con concentrazioni solido volumetriche pari a 0.45 e 0.50 sono state infatti effettuate con masse totali pari a 3 dm^3 , mentre per le altre tre concentrazioni (0.55, 0.60 e 0.67) i volumi di partenza erano rispettivamente pari a 4.5, 5 e 5.5 dm^3). I dati relativi al materiale di campo (Fig 4.37) sono stati integrati con i risultati ottenuti dai test condotti con un volume apparente di ghiaino pari a 6 dm^3 ; questi ultimi mostrano i valori più elevati di sforzo tangenziale basale e masse depositate inferiori se rapportate alla massa iniziale di prova. Il confronto tra i test condotti con materiale granulare secco e quelli condotti con le miscele solido-liquide aventi il più alto valore di concentrazione solido volumetrica ($C_V = 0.67$) mettono in luce il fatto che la presenza di materiale fine e di limitati quantitativi d’acqua può essere sufficiente per ridurre drasticamente di circa il 65% lo sforzo tangenziale totale τ (Fig. 4.37).

L’approccio energetico adottato per la stima dello sforzo tangenziale basale si prospetta come un metodo rapido per comprendere lo schema reologico relativo alla matrice delle colate detritiche. Anche se il valore della deformazione angolare non è noto, durante le esperienze di laboratorio esso è probabilmente sempre inferiore a 50 s^{-1} . Rappresentando in un grafico lo sforzo tangenziale basale stimato in funzione della concentrazione solida volumetrica (Fig. 4.38), si è trovata una relazione di tipo esponenziale con un elevato grado di accuratezza ($r^2 = 0.986$). I dati di sforzo

tangenziale basale e l'equazione interpolatrici di tipo esponenziale sono stati confrontati con quelli proposti da Coussot et al. (1998) e da Kang e Zhang (1980). In entrambi i casi è stata esaminata una possibile variazione della deformazione angolare compresa tra 10 e 50 s⁻¹. Coussot et al. (1998) hanno testato differenti campioni di matrice fine (diametro massimo pari a 0.4 mm) provenienti dal torrente Moscardo nelle Alpi Carniche; il materiale studiato aveva una percentuale di limo e argilla (< 0.04 mm) pari al 54%. Per comprendere il modello reologico adatto a descrivere tali colate detritiche, gli Autori hanno utilizzato un reometro a piastre parallele ottenendo una soddisfacente interpolazione della legge di Herschel–Bulkley con un valore dell'esponente relativo al gradiente di velocità pari a 1/3. Negli studi di Kang e Zhang (1980) lo sforzo tangenziale complessivo dipende da C_V e deve essere stimato impiegando il modello reologico di Bingham.

Lo schema reologico di Kang e Zhang risulta essere sufficientemente adatto a descrivere il comportamento della matrice dei depositi raccolta a Fiames, specialmente per valori moderati di deformazione angolare (15-20 s⁻¹) (Fig. 4.38). Al contrario la matrice campionata presso il torrente Moscardo riflette parzialmente il diverso tipo di litologia e principalmente le differenti dimensioni dei campioni analizzati (in questo studio si hanno granulometrie inferiori a 19 mm, mentre nel torrente Moscardo sono minori di 0.4 mm) ed un più elevato valore del rapporto tra la frazione limoso-argillosa ed il materiale non coesivo (1:0.85). Nella figura 4.38 viene anche riportato lo schema reologico ottenuto da Martino (2003). Questo Autore ha analizzato dei campioni di materiale prelevati dopo l'evento di colata detritica avvenuta a Sarno in Campania (4-5 maggio 1998), caratterizzata da un contenuto di limo e argilla pari al 22%. L'intervallo di concentrazioni solide volumetriche testate ($C_V = 0.250-0.527$) è inferiore a quello analizzato nel presente studio, ma l'andamento dello sforzo tangenziale espresso in funzione della concentrazione solida volumetrica segue esattamente quello relativo alle colate detritiche di Fiames (deformazione angolare pari a 10 s⁻¹, Fig. 4.38). L'analogia quantità di materiale coesivo (22% e 28.6%) rende le due ricerche compatibili fra loro.

I valori di sforzo tangenziale basale stimati mediante i test di laboratorio (colate detritiche di Fiames) possono essere inoltre comparati con quelli riportati nello studio condotto da Tecca et al. (2003) relativo a campioni di materiale prelevati dalla piazza di deposito del bacino dolomitico di Acquabona (Cortina d'Ampezzo, BL); tale sito di studio dista solamente 5 km da Fiames e le matrici dei depositi sono pressoché identiche a quelle testate nella presente attività di ricerca. Tecca et al. (2003) hanno stimato lo

sforzo tangenziale e la viscosità di Bingham attraverso l'analisi dei filmati dell'evento del 17 agosto 1998, impiegando rispettivamente le relazioni tratte dagli studi di Pierson (1986) e Johnson e Rodine (1984). I valori mediati sull'intera durata dell'evento sono risultati essere pari a 756 N/m^2 per lo sforzo tangenziale e di 28 Pa s per la viscosità di Bingham. Se si assume un valore moderato del gradiente di velocità, pari a 10 s^{-1} , lo sforzo tangenziale risulta essere di 1037 N/m^2 . Lo sforzo tangenziale basale stimato in laboratorio per $C_V = 0.60$ (Fig. 4.37 e 4.38; $\tau \cong 120 \text{ N/m}^2$) è quasi dieci volte inferiore a quello misurato indirettamente ad Acquabona. In altri studi riguardanti colate detritiche aventi caratteristiche assai simili a quelle di Fiammes (D'Agostino e Tecca, 2006), la reologia è stata calibrata mediante un modello numerico, facendo corrispondere le aree dei depositi simulate con quelle osservate. In tali casi lo schema reologico individuato risulta avere valori di sforzo tangenziale maggiormente aderenti a quelli dedotti nel presente studio.

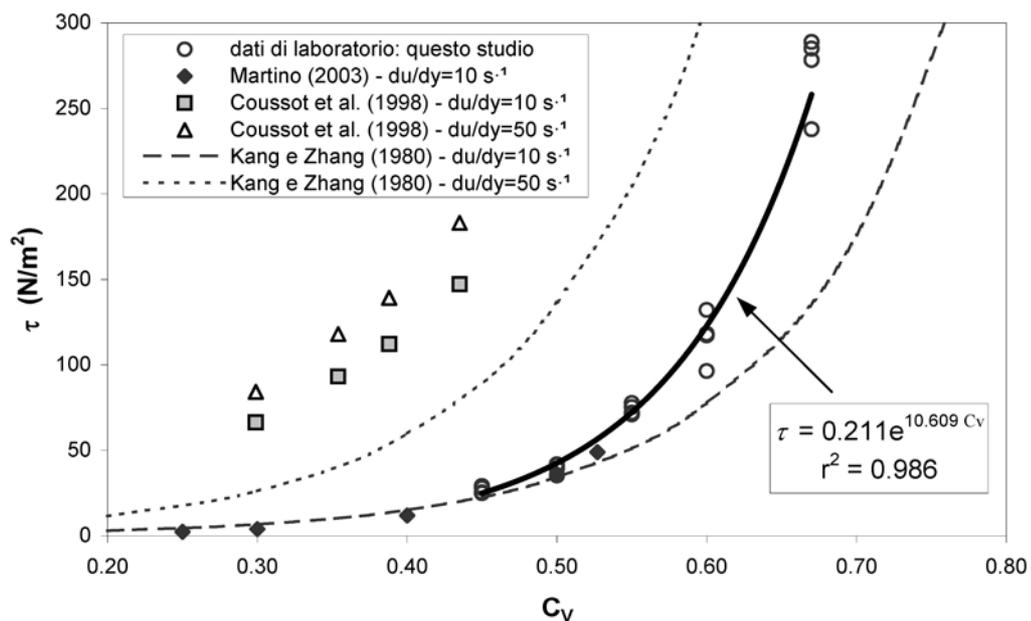


Figura 4.38. Sforzo tangenziale complessivo (τ) in funzione della concentrazione solida volumetrica (C_V): dati di laboratorio, dati sperimentali di Martino (2003), dati sperimentali di Coussot et al. (1998) ed equazioni di Kang e Zhang (1980).

5. ANALISI DI CAMPO

5.1 L'area di studio di Fiames

L'area di studio presa in esame per l'analisi di campo ricade nel gruppo montuoso del Pomagagnon (Dolomiti) ed è situata sul versante sinistro della valle del torrente Boite, appena a monte di Cortina d'Ampezzo (BL) in località Fiames. Una precipitazione di forte intensità, accompagnata anche da una intensa grandinata, ha causato l'innescò di debris flow durante il pomeriggio del 5 luglio 2006.

All'interno dell'area di studio si possono riconoscere tre principali unità morfologiche. Bacini in roccia, costituiti da rocce calcaree dolomitiche, si trovano nella parte più elevata (Fig. 5.1). Una spessa falda detritica, costituita da sedimenti che vanno dal limo ai grossi massi (con dimensioni fino a 1-2 m), è posta ai piedi delle ripide pareti rocciose. La parte più bassa del pendio è occupata da diversi conoidi coalescenti formati da successivi fenomeni di colata detritica, i cui punti di innescò sono collocati in corrispondenza della zona di contatto tra le pareti rocciose e la coltre detritica sottostante. I bacini idrografici analizzati così come i relativi canali di trasporto e depositi da colata sono complessivamente sei (Fig. 5.1).

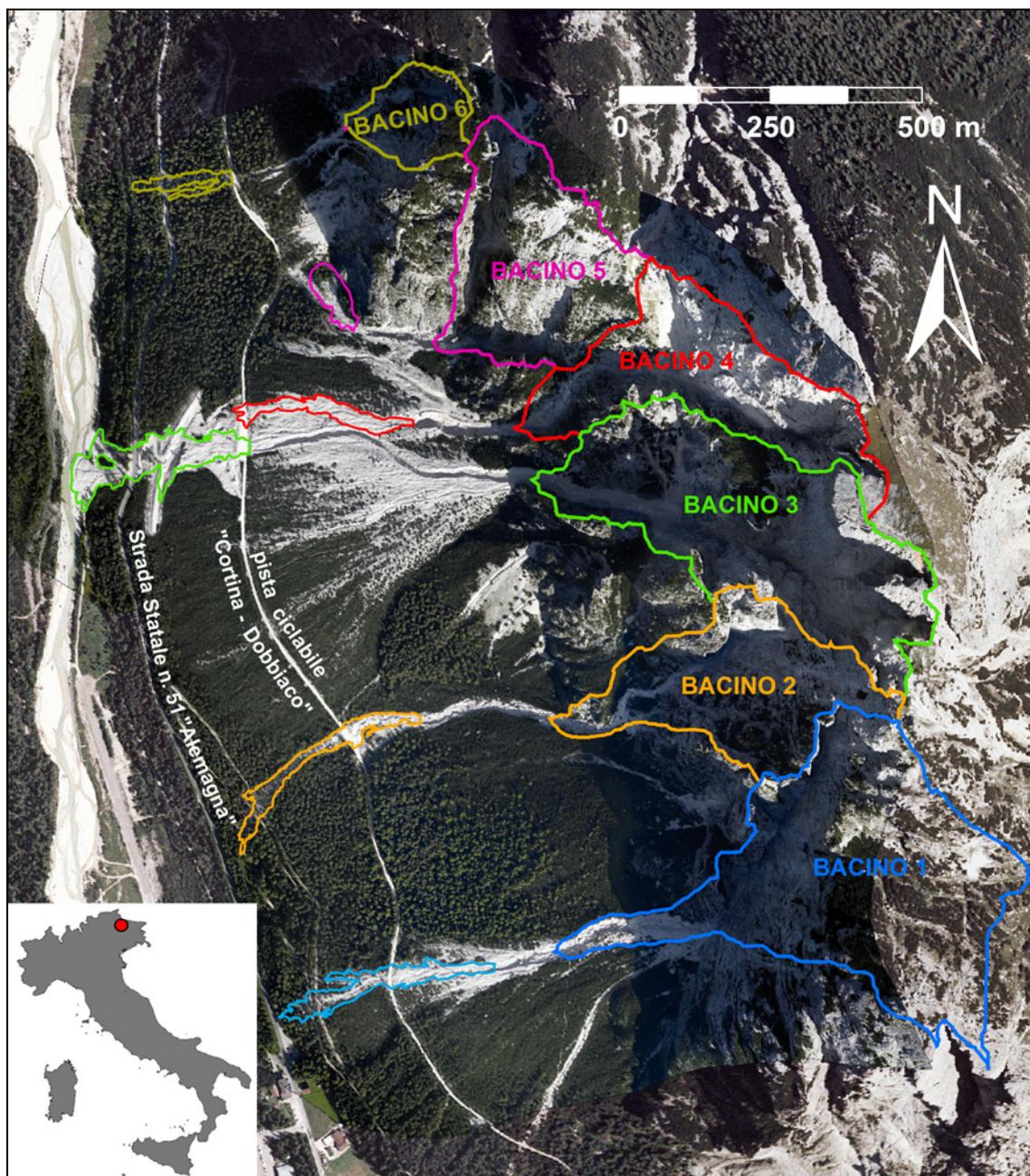


Figura 5.1. L'area di studio di Fiemme: i 6 bacini in roccia ed i relativi depositi da colata detritica.

L'area dei bacini idrografici indagati è compresa tra 0.024 km^2 e 0.182 km^2 ; la quota massima varia tra 1984 m e 2400 m s.l.m. e quella minima, che corrisponde ai punti di innesco delle colate detritiche, tra 1521 m e 1624 m s.l.m. La lunghezza del canale varia tra 110 m e 540 m e la sua pendenza media tra 22° e 28° .

Le condizioni climatiche sono tipiche di un ambiente alpino: la precipitazione totale annua misurata a Cortina d'Ampezzo è compresa tra 900 mm e 1500 mm, con un valore medio annuo di 1100 mm; le nevicate si verificano normalmente nel periodo che va da ottobre a maggio; fenomeni di precipitazione intensa tipicamente estivi, come i

temporali e le grandinate, sono comuni e causano un picco all'interno dell'andamento stagionale delle precipitazioni.

5.2 Acquisizione dei dati di campo

Immediatamente dopo l'evento del luglio 2006 è stata condotta una campagna di rilievi nell'area di studio descritta sopra.

I sopralluoghi in campo hanno permesso di misurare diverse caratteristiche relative ai depositi, al canale di trasporto ed erosione e alle zone di innesco:

- spessori medi e massimi del deposito;
- sezioni trasversali del deposito;
- forma, spessore e pendenza dei lobi di deposizione;
- prelievo di campioni di matrice (< 19 mm);
- dimensione dei massi più grossi trasportati dal debris flow;
- sezioni del canale percorso dalla colata detritica;
- altezze degli argini da colata detritica rispetto al piano campagna;
- localizzazione e descrizione della zona di innesco;
- pendenza della zona di innesco;
- granulometrie della superficie dei depositi, dei lobi, degli argini laterali da colata detritica e delle zone di innesco.

Le granulometrie sono state misurate: i) utilizzando il metodo numerale in linea sulla superficie dei lobi di deposizione terminali (l'84% del materiale passante è inferiore a 9 cm per i campioni più fini ed a 17 cm per quelli più grossolani); ii) mediante misure dirette del diametro intermedio dei massi più grossi trasportati dalla colata (compreso tra 1 e 1.4 m); iii) dall'analisi delle foto delle pareti di scavi effettuati nei depositi, stimando da esse la proporzione di sedimenti aventi diametro inferiore a 2 cm (intervallo compreso tra il 25 ed il 40% in peso).

Il limite dei depositi delle colate è stato delimitato mediante l'utilizzo di un GPS portatile; i restanti parametri sono stati rilevati attraverso un distanziometro laser ed una cordella metrica.

I dati LiDAR e le ortofoto della zona analizzata (forniti dalla ditta Helica srl) sono stati acquisiti mediante un volo di elicottero sul quale erano installati un laserscanner "ALTM 3100 OPTECH" e una camera digitale "Rollei H20". L'altezza media di volo, rispetto alla quota del terreno, è stata pari a 1000 m con una velocità di 80 nodi.

L'angolo di scansione era pari a 20° e la frequenza di acquisizione dei dati altimetrici di 71 KHz. Il rilievo LiDAR è stato effettuato in assenza di neve al suolo durante il mese di ottobre del 2006; la densità di punti per metro quadrato è maggiore di cinque. I dati sono stati poi filtrati mediante delle routine e degli algoritmi del software Terrascan™ per eliminare la vegetazione arborea ed arbustiva ed avere solamente i valori di quota del suolo nudo.

5.3 L'evento di colata detritica del 5 luglio 2006

Le colate detritiche oggetto di studio sono state innescate da un intenso temporale combinato ad una violenta grandinata abbattutosi lungo le pendici del Pomagagnon il 5 luglio del 2006 dalle 18:00 alle 19:00 circa. I picchi di intensità piovosa relativi a tale evento di precipitazione estremo sono di 12.5 mm/5' e di 64 mm/h; tali valori sono stati rilevati dalla stazione meteorologica dell'A.R.P.A.V. di Podestagno, distante all'incirca 1 km dall'area di studio, e rappresentano i massimi assoluti della serie storica che ha inizio nel 1984. Per diverse ore dopo l'evento un ingente strato di chicchi di grandine ha continuato a ricoprire le pendici rocciose e le falde detritiche. Le colate hanno causato in più punti l'interruzione della Strada Statale 51 di Alemagna e della pista ciclabile "Cortina-Dobbiaco" che corre lungo il tracciato della vecchia linea ferroviaria (Fig. 5.1). Le scarse pendenze presenti in corrispondenza delle due vie di comunicazione appena citate hanno favorito i processi di rallentamento e deposizione dei debris flow.

Le colate detritiche si sono originate in corrispondenza delle sezioni di chiusura dei bacini in roccia, attraverso la mobilitazione del detrito incoerente all'interno di un flusso con una progressiva presa in carico di sedimenti derivante dall'erosione del letto e delle sponde del canale inciso lungo il conoide. Il canale principale termina (ad una quota compresa tra 1441 m e 1553 m s.l.m.) dove la pendenza decresce e di conseguenza ha inizio la zona deposizionale.

Il volume dei depositi è stato stimato sottraendo al modello digitale delle quote (DEM) relativo alla situazione post-evento ed elaborato mediante i dati del volo LiDAR (dimensione della cella pari a 5 x 5 m), il DEM pre-evento (5 x 5 m) elaborato a partire dalla Carta Tecnica Regionale in scala 1:5000. Le quote derivanti dal rilievo LiDAR sono ellissoidiche mentre quelle della C.T.R. si riferiscono al geoido; si è osservato una differenza tra le quote dei due data set pari a circa 50 m che si può ritenere omogenea per l'area di studio vista la sua ridotta superficie (2 km²).

La portata liquida proveniente dai bacini in roccia è stata valutata mediante l'utilizzo di un modello idrologico che utilizza il metodo del *Curve Number* (CN) sviluppato dal *Soil Conservation Service* (Chow et al., 1988) per la stima della pioggia efficace ed un idrogramma unitario per il calcolo dell'idrogramma di piena. In base alla distribuzione della geologia e dell'uso del suolo all'interno dei bacini chiusi all'altezza dei diversi punti di innesco è stato stimato un valore medio di CN(II) pari ad 84; per calcolare la pioggia efficace che produce direttamente deflusso superficiale è stato posto un valore di perdite iniziali pari al 10% del contenuto idrico massimo del suolo. Il tempo di corrivazione, per ogni bacino, è stato valutato come rapporto tra la lunghezza del collettore principale e la velocità di propagazione dell'acqua lungo i versanti (assunta essere pari a 2 m/s). L'idrogramma di piena è stato valutato mediante un idrogramma unitario (Chow et al., 1988) estratto dalla curva ipsografica considerando le isocorive, cioè le linee che uniscono i punti con uguale tempo di corrivazione, equivalenti alle isoipse.

Successivamente la seguente relazione è stata adottata per stimare la portata del debris flow a partire dall'idrogramma liquido di piena (Takahashi, 1978):

$$Q_d = \frac{Q_w}{1 - \frac{c_e}{c_*}} \quad (5.1)$$

dove Q_d è la portata del debris flow legata alla portata liquida Q_w ; c_* e c_e sono rispettivamente la concentrazione solida volumetrica “in situ” prima dell'evento e la concentrazione solida volumetrica all'equilibrio. L'equazione 5.1 si riferisce ad una colata detritica in condizioni stazionarie uniformi generata dal rilascio improvviso da monte di una portata liquida Q_w al di sopra di un letto di sedimenti saturo ed erodibile. L'assunzione presente nell'equazione 5.1 della costanza del rapporto c_e/c_* per l'intera durata dell'evento potrebbe essere un'ipotesi troppo severa in relazione alle pulsazioni successive, in forma di onde, tipiche delle colate detritiche che si verificano lungo i torrenti delle Dolomiti (D'Agostino e Marchi, 2003). Perciò il debrisgramma è stato costruito assumendo una variazione lineare del rapporto c_e/c_* a partire da un valore minimo ($c_{e \min} = 0.2$) fino ad un massimo ($c_{e \max}$) per ogni bacino in accordo con l'equazione 5.1. La concentrazione $c_{e \max}$ è stata calibrata in maniera da far corrispondere il volume reale del debris flow con quello stimato mediante la

ricostruzione idrologica dell'evento del 2006. La portata liquida d'innescò è stata valutata mediante la relazione di Gregoretto (2000):

$$Q_C = \left[0.78 \frac{D_m^{1.5}}{\tan g^{1.27}} \right] B_C \quad (5.2)$$

dove D_m è il diametro medio della serie granulometrica rilevata al punto d'innescò, g è la pendenza della zona di innescò e B_C è la larghezza della zona di innescò.

La tabella 5.1 riporta, per ogni bacino idrografico, l'area del bacino A_C , il volume depositato V , l'area inondata A , lo spessore medio dei depositi h , la concentrazione solida volumetrica massima all'equilibrio $c_{e \max}$ e la portata di picco del debris flow stimata $Q_{d \max}$. Lo spessore medio dei depositi da colata detritica è dato dal rapporto tra il volume depositato e l'area inondata.

La tabella 5.2 presenta i principali parametri geometrici concernenti la distanza di arresto (vedi la tabella per i simboli) e il tratto di canale compreso tra il punti d'innescò e la sezione di chiusura all'altezza della quale ha origine la deposizione della colata detritica.

Tabella 5.1. Area del bacino A_C , volume depositato V , area inondata A , spessore medio del deposito h , concentrazione solida volumetrica massima all'equilibrio $c_{e \max}$ e portata di picco del debris flow stimata $Q_{d \max}$ per ogni bacino.

Bacino	A_C (km ²)	V (m ³)	A (m ²)	h (m)	$c_{e \max}$ (-)	$Q_{d \max}$ (m ³ s ⁻¹)
1	0.182	15000	10774	1.39	0.665	32
2	0.087	10600	8884	1.19	0.700	21
3	0.147	46800	18224	2.57	0.710	100
4	0.092	11000	7307	1.50	0.700	22
5	0.091	5200	5207	1.00	0.630	12
6	0.024	2100	4209	0.50	0.725	16

Tabella 5.2. Principali caratteristiche topografiche relative al caso di studio di Fiammes: lunghezza del canale L_C , pendenza del canale a monte della zona deposizionale θ_u , pendenza della zona deposizionale θ_d , angolo di inclinazione medio dell'intero percorso effettuato dalla colata β , distanza d'arresto R , distanza planimetrica totale percorsa dalla colata L e relativo dislivello totale H .

Bacino	L_C (m)	θ_u (°)	θ_d (°)	β (°)	R (m)	L (m)	H (m)
1	109	23.3	19.3	20.1	394	472	173
2	241	21.9	16.2	18.2	427	634	209
3	539	21.9	16.0	19.7	312	800	287
4	189	23.0	21.2	21.9	329	481	193
5	144	21.6	21.4	21.5	129	254	100
6	238	27.9	25.9	27.0	183	375	191

5.4 Verifica delle distanze di arresto

5.4.1 Applicazione dei metodi per la stima della distanza di arresto

I metodi per la stima della distanza di arresto e di quella totale percorsa dalla colata, descritti ampiamente nel capitolo 3, sono stati applicati ai dati di campo raccolti nell'area di studio di Fiames. I risultati ottenuti vengono presentati nei paragrafi qui di seguito riportati.

a) Approccio volumetrico

Utilizzando lo schema dell'equazione 3.1, è stata elaborata un'equazione empirica di mobilità relativa ai debris flow studiati a Fiames, caratterizzati da una litologia dolomitica dominante (Fig. 5.2); l'equazione interpola molto bene i dati di campo ($r^2 = 0.920$) e mostra un valore del coefficiente k pari a 14.2. In accordo con le indagini di Crosta et al. (2003) e Berti e Simoni (2007) k risulta essere pressoché costante in ogni contesto litologico studiato e riflette lo sforzo tangenziale e la mobilità della massa in movimento.

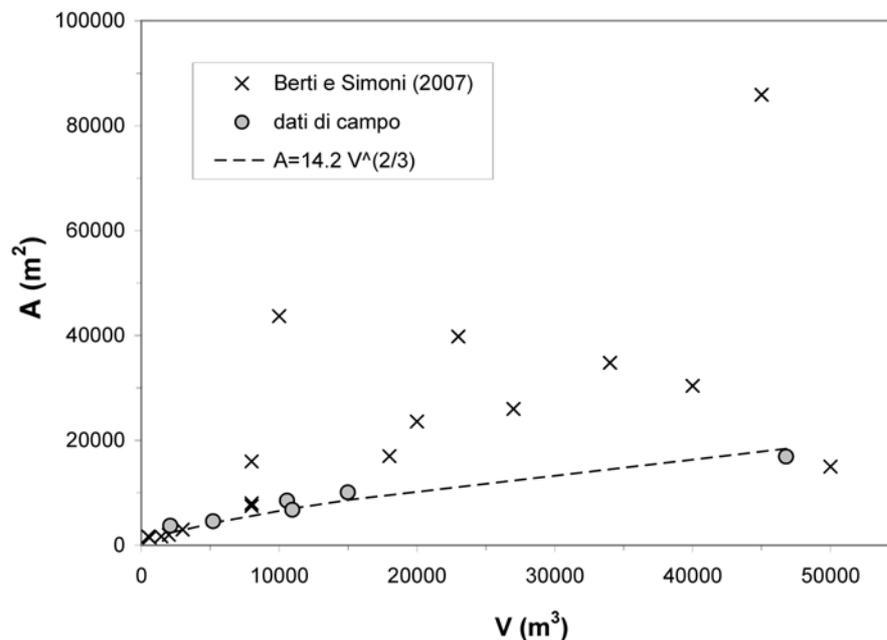


Figura 5.2. Relazione tra il volume depositato dalla colata e l'area inondata.

b) Metodi legati alla topografia

L'applicazione dei metodi proposti da Ikeya (1989) e da Burton e Bathurst (1998) alle colate detritiche dolomitiche di Fiames non ha fornito risultati soddisfacenti in quanto queste ultime si arrestano su pendenze più elevate rispetto a quelle assunte come

valori soglia da questi approcci predittivi del runout (Tab. 5.2). Tale comportamento può essere spiegato dal fatto che i debris flow indagati tendono a dissipare rapidamente l'energia potenziale disponibile e dalla presenza di un'elevata scabrezza del terreno nella zona deposizionale.

c) equazioni empiriche comprendenti diversi parametri

L'equazione 3.5 tende a sovrastimare la distanza di arresto e può essere utilizzata in maniera cautelativa quando ci si trova ad operare in ambiente dolomitico (Fig. 5.3). La seconda equazione di Rickenmann (1999) (Eq. 3.6) fornisce dei risultati discretamente soddisfacenti ed in due casi sottostima le distanze di arresto. La relazione di Ikeya (1989) (Eq. 3.4) mostra un simile andamento (Fig. 5.3), ma ha una maggiore tendenza a sottostimare R . Tali risultati non sono sorprendenti poiché, anche se l'equazione 3.6 è stata largamente applicata in situazioni topografiche differenti, originariamente Ikeya (1989) ha proposto di utilizzarla solo nel caso in cui la parte più elevata del conoide ha una pendenza inferiore a 8° , mentre i conoidi presenti a Fiammes presentano valori di pendenza costantemente maggiori (Tab. 5.2).

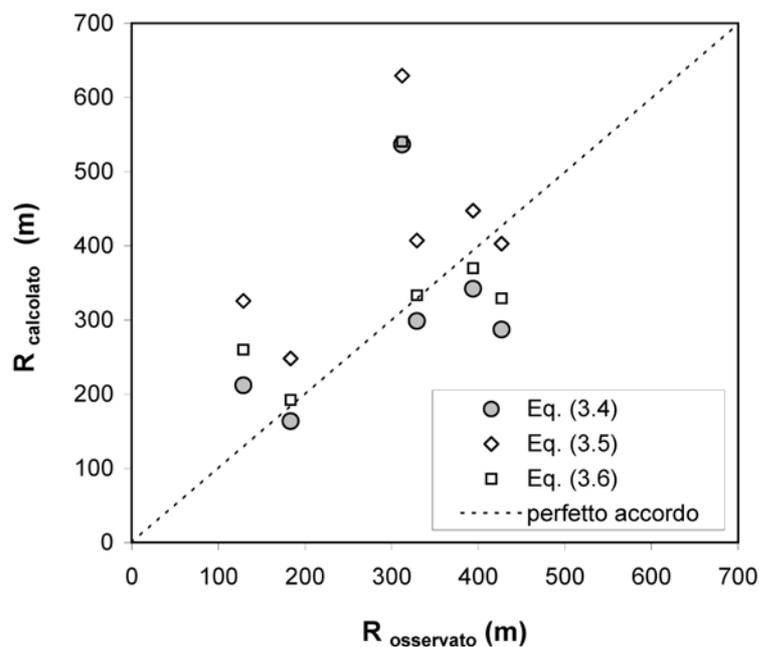


Figura 5.3. Confronto tra le distanze di arresto misurate in campo e quelle calcolate mediante le equazioni empiriche riportate in tabella 3.1 applicate ai sei debris flow indagati.

Le equazioni empiriche per la stima della distanza totale percorsa dalla colata forniscono dei valori simili a quelli osservati in campo (Fig. 5.4). In particolar modo l'equazione 3.7 stima correttamente i valori misurati nell'area di indagine. Considerando l'elevata pendenza del conoide e i valori osservati relativi ad L , è probabile che lo schema reologico relativo alle colate indagate possieda degli elevati valori di sforzo tangenziale basale. L'equazione 3.8 dà luogo ad una sistematica, anche se moderata, sovrastima di L ; tale relazione è implicita ed i risultati sono positivamente influenzati quando viene utilizzato il dislivello totale H rilevato in campo.

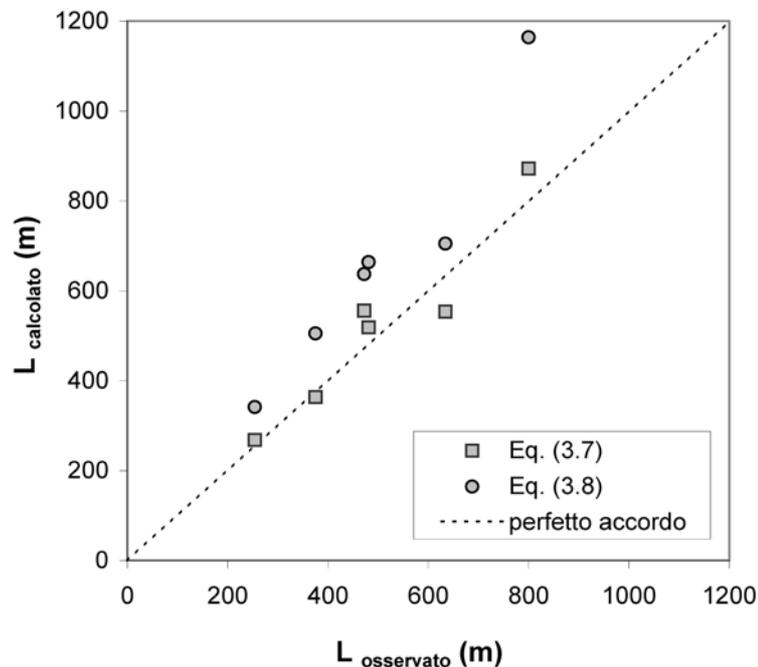


Figura 5.4. Confronto tra le distanze totali percorse dalla colata misurate in campo e quelle calcolate mediante le equazioni empiriche riportate in tabella 3.1 applicate ai sei debris flow indagati.

d) Metodi fisicamente basati

La calibrazione dell'equazione 3.9 per i dati riportati nelle tabelle 5.1 e 5.2 necessita del calcolo preliminare della velocità del flusso in ingresso u_u e della stima della pendenza energetica S_e o del parametro f nel caso venga utilizzata la relazione $S_e = f \tan \theta_d$. La velocità in ingresso u_u è stata calcolata per i vari picchi di piena (Tab. 5.1) presupponendo condizioni di moto uniforme turbolento con un coefficiente di scabrezza adimensionale di Chezy pari a 3. Mediante tali assunzioni l'equazione 3.9 fornisce sei valori di f inclusi in un intervallo compreso tra 1.016 e 1.072, con un valore medio di 1.030. La relazione può essere calibrata completamente ma è troppo sensibile alla

variazione del parametro f fino al terzo valore decimale quando, come nel nostro caso di studio, la pendenza a monte della zona deposizionale θ_u e la pendenza del versante lungo il quale la colata detritica si deposita θ_d sono pressoché uguali.

5.4.2 Confronto tra analisi di campo ed esperienze di laboratorio

E' stato effettuato un confronto tra le esperienze di laboratorio (quasi-statiche e dinamiche) condotte impiegando la matrice dei depositi di colata detritica di Fiames ed i risultati ottenuti dall'analisi di campo.

La figura 5.5 riporta i parametri geometrici coinvolti nelle analisi di laboratorio condotte con il reometro a piano inclinato: dislivello totale (H), distanza d'arresto (R), distanza totale percorsa dalla colata (L), distanza percorsa dalla colata all'interno della canaletta (L_F), punto più elevato della massa di partenza (z), pendenza del piano inclinato (α) e angolo d'inclinazione della linea dell'energia (β). Il dislivello totale H , in relazione a β , risulta essere maggiormente significativo se calcolato prendendo come riferimento il punto più elevato della massa di partenza (z). Risulta opportuno definire la corrispondenza tra le caratteristiche relative ai debris flow reali e quelli artificiali riprodotti mediante i test di laboratorio. L'area di innesco corrisponde al punto in cui la scatola di carico viene installata, la lunghezza del canale (L_C) alla distanza percorsa dalla colata all'interno della canaletta artificiale (L_F) e la pendenza a monte della zona deposizionale alla pendenza del piano inclinato del reometro (α).

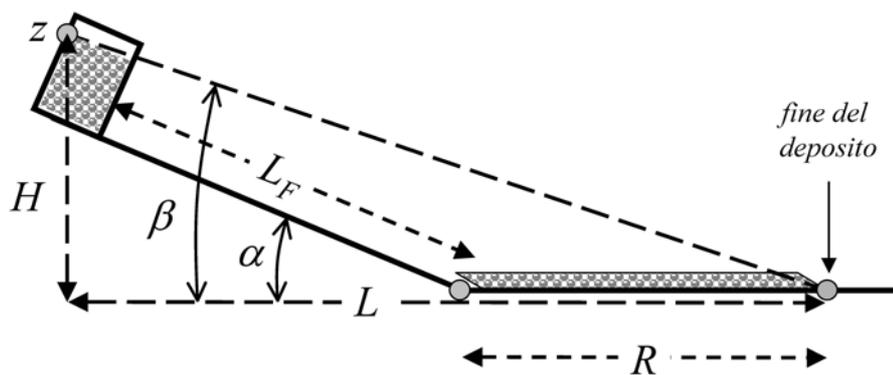


Figura 5.5. Schematizzazione del reometro a piano inclinato con i parametri geometrici coinvolti nell'analisi dei dati ottenuti dai test di laboratorio.

L'equazione 4.8, stimata a partire dai dati delle prove quasi-statiche condotte con materiale di campo, è stata applicata utilizzando le distanze totali percorse dalla colata misurate in campo testando concentrazioni volumetriche pari a 0.60 e 0.67 (Fig. 5.6).

L'equazione 3.7 (Zimmermann et al., 1997) fornisce dei valori che si collocano vicino alla linea dell'uguaglianza tra osservato e calcolato, mentre l'equazione 4.8 procura i migliori risultati impiegando il massimo valore di concentrazione volumetrica provato in laboratorio ($C_V = 0.67$). Assumendo un valore inferiore di C_V , l'equazione 4.8 sovrastima sistematicamente la distanza totale percorsa dalla colata.

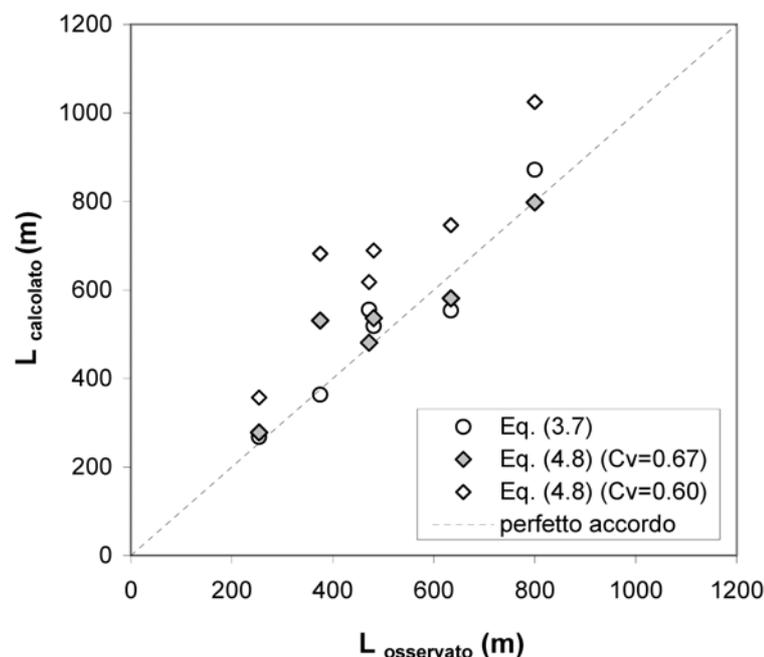


Figura 5.6. Confronto tra le distanze totali percorse dalla colata detritica osservate in campo e quelle calcolate mediante le equazioni 3.7 e 4.8 applicate ai sei debris flow indagati.

5.4.3 Discussione dei risultati

La relazione in forma di potenza tra il volume depositato e l'area inondata (Eq. 3.1) è composta da due costanti, una delle quali (l'esponente d) Iverson et al. (1988) e Crosta et al. (2003) hanno dimostrato essere scala-invariante se posta pari a $2/3$. Attraverso tale assunzione e grazie all'analisi di un notevole numero di dati di campo, l'altro coefficiente (k) diventa un surrogato del grado di mobilità della colata detritica. I debris flow di Fiammes derivano da materiale carbonatico con un'abbondante presenza di materiale granulare (principalmente massi grossi e ghiaia grossolana) immerso in una matrice limoso-sabbiosa (Fig. 4.7). Il valore di k calibrato (14.2) ricade tra i più bassi valori di mobilità delle colate detritiche studiate da Crosta et al. (2003) ($k = 6.2$; Valtellina, Alpi Centrali) e i campioni selezionati e raccolti da Berti e Simoni (2007) (Fig. 5.2) riguardanti debris flow distribuiti lungo tutto l'arco alpino italiano ($k = 33$) o rapide colate fangose verificatesi durante il noto evento di Sarno su terreni di tipo

vulcanico ($k = 32.5$; Crosta et al., 2003). I dati relativi alla Valtellina riguardano alcune litologie dominanti: dolomia (Val Apisella) e filliti e paragneiss (Campo Nappe, Val Zebrù). Se l'equazione di regressione ottenuta da Crosta et al. (2003) viene ricalibrata per i due sottocampioni (ponendo l'esponente d pari a $2/3$), si ottiene: $k = 5.3$ per le filliti e $k = 8.8$ per la dolomia. In conclusione sembra esserci una certa convergenza nei valori del coefficiente k (ordine di grandezza di k pari a 10) per le colate detritiche composte da rocce di tipo dolomitico. Ciò pone in evidenza il fatto che le colate detritiche viscose dell'area dolomitica possono verificarsi in assenza di un significativo contenuto della frazione argillosa (Fig. 4.7). Infatti, k si avvicina al minimo valore citato in letteratura e solo il sottocampione di Crosta et al. (2003) (filliti con una grande quantità di limo ed argilla) possiede un grado di mobilità inferiore.

L'impossibilità di applicare i metodi legati alla topografia (Ikeya, 1989; Burton e Bathurst, 1998) ed il verificarsi del fenomeno di deposizione su conoidi con pendenze maggiori di 16° confermano che le colate detritiche di Fiames hanno manifestato, durante l'evento, elevati valori dello sforzo tangenziale basale. Il rallentamento del debris flow è stato probabilmente aumentato dal drenaggio verso il terreno sottostante di acqua contenuta nella miscela solido-liquida in movimento; tale fenomeno è stato osservato e confermato sia in ambiente alpino che lungo conoidi di ambienti semi-aridi (Shakesby e Matthews, 2002). I conoidi dell'area di studio di Fiames, tipici dell'area dolomitica, sono aridi e dominati da sedimenti sciolti e poco assortiti, con lo strato superficiale spesso dilavato e rimaneggiato dall'acqua di ruscellamento superficiale.

La calibrazione dell'equazione 3.9 per la stima della distanza di arresto, basata sulla conservazione della quantità di moto, conferma che, come nelle ricerche condotte da Okuda e Suwa (1984) e Rickenmann (2005), la pendenza energetica S_e è simile a quella del conoide. Il rapporto massimo calibrato tra queste due pendenze (coefficiente $f = 1.072$) si avvicina a quello proposto da Rickenmann (2005) ($f = 1.08$) ed è inferiore al valore ($f = 1.12$) ottenuto da Okuda e Suwa (1984). Il nostro caso di studio potrebbe quindi suggerire che, nell'ambito delle colate detritiche di tipo dolomitico, l'utilizzo di un valore del coefficiente $f = 1.07 - 1.08$ è in grado di predire le minime distanze totali percorse.

L'applicazione comparata delle equazioni empiriche per la stima della distanza di arresto e di quella totale percorsa dalla colata detritica mette in evidenza il fatto che esse rimangono un utile strumento per effettuare una mappatura preliminare del pericolo. E' da notare che nei conoidi molto pendenti l'impiego di equazioni predittive contenenti

implicitamente, come variabile indipendente, la distanza da stimare (come per esempio H in funzione di L nella parte destra dell'equazione 3.8) può causare notevoli errori ed è da preferire l'adozione di equazioni dipendenti dal volume. Effettivamente, l'equazione 3.8 testata con i dati di campo di Fiames ha un elevato rendimento dovuto all'inserimento nella relazione del dislivello totale H misurato. Considerando le altre equazioni empiriche, la stima di R attraverso l'equazione 3.5 è di tipo cautelativo e le equazioni 3.4 e 3.6 dovrebbero fornire valori sottostimati di R con errori non maggiori del 33% e del 23% rispettivamente (Fig. 5.3). I risultati che si ottengono con la relazione di Ikeya (1989) (Tab. 3.1; Eq. 3.4) sono meritevoli di attenzione, considerando le differenti condizioni geomorfologiche, geologiche e climatiche presenti in Giappone (Fig. 5.3).

L'equazione di Zimmermann et al. (1997) predice un inviluppo inferiore del rapporto H/L . Nel nostro caso il fatto che essa interpoli molto bene le distanze totali percorse dalla colata detritica osservate in campo rappresenta una ulteriore conferma sulle precedenti osservazioni riguardo all'elevato comportamento dissipativo della colata detritica che si origina da bacini costituiti da litologie di tipo dolomitico.

Il rapporto H/L è stato uno dei primi parametri adimensionali presi in considerazione (Heim, 1882) per studiare la distanza totale potenziale percorsa da diversi fenomeni di tipo gravitativo (crolli di roccia, valanghe, colate di fango, frane) e rappresenta un coefficiente di attrito. L'inverso di tale rapporto ($L/H = 1/\tan \beta$) rappresenta l'efficienza netta di trasporto del fenomeno gravitativo e fornisce l'ampiezza delle dissipazioni energetiche complessive all'interno (frizionali, turbolente e viscosi) e all'esterno del flusso. Queste ultime sono causate dalla conformazione del terreno al di sopra del quale la colata detritica si muove (scabrezza, topografia, morfologia) e dalla presenza di ostacoli significativi (edifici, argini, alberi, ecc.). Diverse ricerche (Corominas, 1994; Iverson, 1997) indicano che il rapporto L/H ricade in un intervallo compreso tra 2 e 20 e si manifesta di un andamento decrescente con il logaritmo del volume depositato. Takahashi (1994, in Bathurst et al. 1997) suggerisce, per le colate detritiche, un valore di L/H pari a 5. Nei 71 casi riportati nello studio effettuato da Corominas (1996), L/H varia tra 1.3 e 15. Le indagini condotte da Toyos et al. (2007) sull'evento di Sarno, avente volumi di $10^4 - 10^5 \text{ m}^3$, riportano un intervallo di valori di L/H compreso tra 2.4 e 4.2 (valore medio uguale a 3.1). Iverson (1997), analizzando 10 m^3 di miscela solido-liquida composta da sedimenti poco assortiti sabbioso-ghiaiosi, ha ottenuto valori vicini a 2. I nostri dati di campo (Tab. 5.2)

si collocano in un range compreso tra 2 e 3 (valore medio pari a 2.6) e mostrano valori maggiori in corrispondenza di un intervallo di volumi tra 2×10^3 e $1 \times 10^4 \text{ m}^3$, mentre per il valore di magnitudo più elevato ($4.7 \times 10^4 \text{ m}^3$) il rapporto L/H assume un valore vicino a 3. I test di laboratorio condotti utilizzando un campione della matrice raccolto dai depositi delle colate detritiche di Fiammes (prove dinamiche e quasi-statiche; $C_V = 0.45 - 0.67$) evidenziano una maggiore efficienza di trasporto (Fig. 5.6) che si attesta in un range compreso tra 2.9 e 6.9 (valor medio pari a 4.6). L'efficienza si riduce ($L/H = 2.9-4.4$; valor medio uguale a 3.8) quando vengono presi in considerazione valori di concentrazione solida volumetrica (C_V) maggiori o uguali a 0.5, ma rimane comunque più elevata rispetto ai valori riscontrati in campo (valore medio pari a 3.8 rispetto a 2.6). Iverson (1997) ha dimostrato che: a) gli effetti di scala hanno una importanza notevole negli studi sperimentali di laboratorio per la simulazione delle colate detritiche; b) allo stato attuale i modelli fisici a scala ridotta non riescono a riprodurre in maniera del tutto corretta i processi naturali. In particolare esistono due fattori di scala (Iverson e Denlinger, 2001): un numero di Reynolds non-Newtoniano ed un numero che concerne l'influenza sulla propagazione del flusso da parte della diffusione della pressione dei pori normale alla direzione del flusso. La rigorosa teoria di Iverson e Denlinger (2001) indica come meno importanti gli effetti di tipo viscoso e la presenza di pressioni interstiziali maggiormente persistenti nei flussi riprodotti su larga scala. La rapida dissipazione della pressione interstiziale potrebbe quindi incrementare la resistenza al moto nei modelli fisici a scala ridotta. Nelle nostre prove di laboratorio, la maggiore mobilità rilevata rispetto alle colate detritiche studiate in campo sembra descrivere un comportamento differente da quello che ci si può aspettare sulla base delle condizioni fisiche appena descritte. La minor capacità di dissipazione energetica riscontrata negli esperimenti condotti col modello fisico è probabilmente ascrivibile ad un inferiore livello di scabrezza della canaletta artificiale e del piano orizzontale di deposito (Fig. 4.4 a,b) che non riesce a riprodurre le irregolarità della topografia (sezioni trasversali del canale, morfologia del conoide, vie di comunicazione) e la presenza della vegetazione. Un aspetto interessante dei test di laboratorio è l'influenza che la concentrazione solida volumetrica ha sulla distanza di arresto. Infatti C_V controlla fortemente R , è quasi indifferente alla massa di partenza (Fig. 4.32 e Tab. I in Appendice A) e mostra evidenze di dissipazioni energetiche, che avvengono durante il tragitto in canaletta (test dinamici), solo se assume valori inferiori a 0.55. In altre parole, miscele solido-liquide con bassi valori di concentrazione solida volumetrica hanno un comportamento più

turbolento e collisionale. Una frazione dell'energia potenziale viene spesa proporzionalmente alla lunghezza percorsa in canaletta dalla colata detritica artificiale (Fig. 4.33). Di contro, quando la viscosità è molto elevata ($C_V \geq 0.55$), la distanza di arresto non è limitata dalla lunghezza del percorso effettuato e può sempre depositarsi secondo un valore massimo dell'angolo β (R minimo; Fig. 4.33). Questo angolo asintotico dipende ovviamente dalla quantità di materiale e dalla concentrazione solida volumetrica, ma prove di laboratorio mirate possono fornire una stima della minima distanza di arresto per ogni differente miscela solido-liquida testata. Tale criterio funziona discretamente bene per il caso di studio di Fiames dove l'introduzione di un valore elevato di C_V (0.67) nell'equazione 4.8 fa ottenere una quasi perfetta interpolazione dei dati di campo (Fig. 5.8) con un livello di precisione comparabile a quello dell'equazione 3.7. L'impiego di un valore inferiore di C_V (0.60), maggiormente realistico per l'evento di Fiames, provoca una sovrastima di L (in media del 40%) e quindi una valutazione cautelativa di tale variabile. Il divario presente tra i dati di campo e quelli ottenuti mediante la modellazione fisica potrebbe non essere, in questo caso, inappropriato nell'ottica della mappatura del pericolo da debris flow. Ulteriori ricerche sono necessarie per comprendere meglio se i risultati ottenuti in laboratorio con un sottocampione del sedimento reale e con superfici meno scabre sono da interpretare come cautelativi e quindi a favore della sicurezza.

5.5 Stima dello sforzo tangenziale basale da osservazioni di campo

Durante la campagna di rilievi condotta nell'area di studio di Fiames sono stati individuati, nella parte terminale dei depositi da colata detritica, 20 lobi di deposizione (Fig. 5.7).



Figura 5.7. Lobo di deposizione (Fiames di Cortina d'Ampezzo, BL; evento del 5 luglio 2006).

Di ognuno di essi sono stati misurati lo spessore (h) e la pendenza del deposito (θ_d), operando con la massima attenzione in modo da individuare ogni singolo lobo, isolandolo dal resto della massa depositata.

Mediante tali osservazioni di campo è stato possibile determinare il valore critico dello sforzo tangenziale basale attraverso l'applicazione della nota formula di Johnson (1970) (Eq. 2.27). La densità della colata detritica (ρ_m) è stata stimata assumendo un valore di C_V pari a 0.50 sulla base dei valori misurati in laboratorio (1775 kg/m^3). I dati

di campo ed il valore di τ_c per ogni lobo deposizionale studiato presso Fiames sono riportati nella tabella 5.3.

Tabella 5.3. Bacino di appartenenza, numerosità (N), spessore del deposito (h), pendenza del deposito (θ_d) e valore critico dello sforzo tangenziale (τ_c) di ognuno dei lobi deposizionali rilevati a Fiames.

Bacino	N	h (m)	θ_d (°)	τ_c (N/m²)	
1	1	0.8	18.0	4305	
	2	1.0	21.0	6240	
2	3	1.0	23.0	6804	
	4	0.4	22.5	2665	
3	5	1.3	15.0	5859	
	6	1.3	6.3	2484	
	7	2.0	12.3	7419	
	8	2.0	8.2	4967	
	9	2.3	12.8	8873	
	10	2.0	15.7	9424	
	11	0.9	16.9	4556	
	12	1.0	12.8	3858	
	13	0.5	15.5	2327	
	14	0.8	16.0	3840	
	15	1.0	12.0	3620	
	5	16	0.7	23.6	4880
		17	0.5	26.0	3817
		18	1.2	23.5	8332
		19	0.8	25.2	5931
20		0.7	21.0	4368	

I valori di sforzo tangenziale basale così calcolati sono compresi in un ampio intervallo che va da 2327 a 9424 N/m², con un valor medio pari a 5228 N/m². La deviazione standard dell'intero campione (N = 20) è di 2088 N/m², la mediana è pari a 4718 N/m² mentre la moda viene individuata nella classe compresa tra 4000 e 5000 N/m² come si può osservare nel grafico che descrive l'andamento della frequenza relativa del campione suddiviso in classi di ampiezza pari a 1000 N/m² (Fig. 5.8).

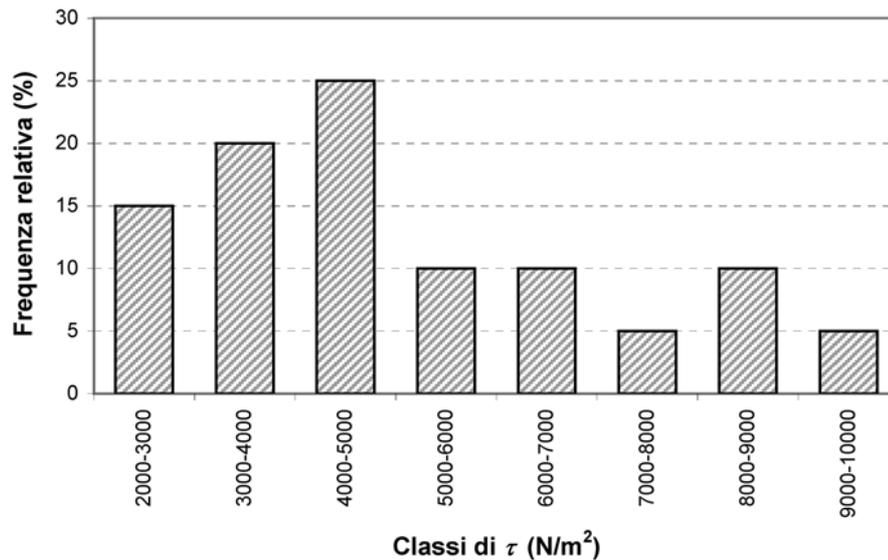


Figura 5.8. Distribuzione di frequenza dei valori di τ_c stimati sulla base della formula di Johnson (1970) applicata ai dati relativi ai lobi depozizionali misurati a Fiames.

Sosio et al. (2006) hanno studiato la dinamica e le proprietà reologiche di un evento di debris flow occorso nel 2002 in Val Sassina (Alpi Centrali, Lombardia). Il materiale coinvolto era poco assortito con un contenuto medio-basso della frazione limoso-argillosa. Di conseguenza, sia gli effetti viscosi che quelli collisionali potevano essere rilevanti tali da porre l'evento in condizioni intermedie tra quelle tipiche di una colata detritica viscosa ed una granulata. Applicando la formula dello spessore critico di Johnson (1970) al lobo di dimensioni maggiori presente all'apice del conoide ($h = 2.5-2.8$ m, $\theta_d = 6^\circ$), Sosio et al. (2006) hanno trovato un valore di sforzo tangenziale basale in linea con quelli di Fiames, pari a 4000 ± 200 N/m². Gli Autori affermano però che tale valore potrebbe essere sovrastimato a causa dei grossi massi trasportati sul fronte della corrente detritica, i quali hanno creato una barriera che ha impedito il deflusso della parte retrostante maggiormente fluida, incrementando così lo spessore del lobo indagato.

Le proprietà reologiche di una colata detritica verificatasi nel 1995 nel torrente Moscardo (Alpi Carniche, Friuli) sono state investigate da Coussot et al. (1996). I detriti provenivano da depositi quaternari altamente erodibili e da eterogenei affioramenti rocciosi (siltiti, arenarie e argilliti). Il valore dello sforzo tangenziale di un cospicuo numero di miscugli, contenenti sedimenti di diverso diametro massimo, fino ad un limite superiore di 50 mm, è stato determinato con il metodo del piano inclinato ($\tau_c = 50-1000$ N/m²). Inoltre Coussot et al. (1996) hanno impiegato tale metodologia ad un

grosso lobo lungo approssimativamente 50 m, largo 10 m e con uno spessore di 1.2 m, trovando un valore critico dello sforzo tangenziale pari a circa 3000 N/m². Tale dato è inferiore sia a quelli trovati da Sosio et al. (2006) che a quelli riscontrati a Fiames a causa probabilmente della granulometria più fine che presente nelle colate detritiche del torrente Moscardo. Da notare inoltre la discrepanza tra i valori trovati in laboratorio da Coussot et al. (1996) su un sottocampione di matrice e quelli calcolati applicando la relazione di Johnson direttamente ai depositi misurati in campo.

Valori assai bassi dello sforzo tangenziale di soglia ($\tau_c = 1-50$ N/m²) sono stati trovati in laboratorio da Martino (2003) mediante l'applicazione del metodo del piano inclinato a dei campioni di materiale di origine vulcanica raccolti appena dopo l'evento di Sarno (Campania) del 1998; tale evento ha visto il verificarsi di rapide colate fangose ed i valori modesti di sforzo tangenziale confermano l'elevato grado di mobilità di tale tipo di debris flow.

Johnson e Rodine (1984) hanno applicato la formula dello spessore critico a diversi lobi deposizionali misurati nella San Joaquin Valley in California, aventi spessori variabili tra 0.1 e 0.9 m e depositatisi su pendenze comprese tra 0.6° e 6.5°. I valori di sforzo tangenziale trovati sono modesti e compresi tra 30 e 680 N/m²; essi si spiegano osservando la geometria dei depositi i quali possedevano spessori assai modesti e pendenze sempre minori di 6.5°, nettamente inferiori ai valori riscontrati a Fiames (Tab. 5.3). Infatti i debris flow che si sono verificati in questa parte della California sono fangosi e caratterizzati perciò da un elevato grado di mobilità, con valori di sforzo tangenziale di un ordine di grandezza inferiori rispetto a quelli studiati nella Panamit Valley, sempre in California (Johnson e Rodine, 1984).

La presenta ricerca conferma le applicazioni del metodo del piano inclinato reperite in letteratura in quanto i valori di sforzo tangenziale riscontrati in laboratorio mediante l'approccio energetico ($\tau_c = 27-227$ N/m²; Fig.4.37) sono di un ordine di grandezza inferiori rispetto a quelli misurati mediante le osservazioni in campo dei lobi deposizionali ($\tau_c = 2327-9424$ N/m²; Tab. 5.3)

Alcune delle più rilevanti problematiche inerenti la determinazione dello sforzo tangenziale critico mediante il metodo del piano inclinato sono state analizzate criticamente da Iverson (2003). L'Autore afferma che tali indagini reologiche forniscono una inadeguata descrizione del fenomeno poiché lo sforzo tangenziale dipende, per esempio, dalle pressioni interstiziali che, durante la fase dinamica del

debris flow, evolvono nel tempo e nello spazio. Le indagini reometriche di laboratorio riguardanti campioni di matrice costituite da limo, argilla e sabbia saturati artificialmente con acqua mostrano dei valori normalmente compresi tra 10 e 400 N/m² (Iverson, 2003). Il range di valori così basso è ancor più evidente soprattutto se si calcolano i relativi spessori critici in base alle pendenze del deposito. Le colate detritiche con uno sforzo tangenziale critico minore di 400 N/m² possono produrre dei depositi non più spessi di 1 m per pendenze superiori ad 1°; su pendenze maggiori di 5° le colate detritiche con valori di $\tau_c < 400$ N/m² possono produrre dei depositi non più alti di 0.2 m. Queste deduzioni contrastano con le osservazioni condotte sui depositi reali, i quali comunemente hanno spessori anche di 2-3 m e valori di pendenza mediamente superiori ai 7°-8°. Molti ricercatori hanno notato il divario tra i valori di sforzo tangenziale calcolati in laboratorio su miscele solido-liquide artificiali e gli spessori dei depositi riscontrati in campo. Per esempio Coussot et al. (1998) hanno concluso che lo sforzo tangenziale critico aumenta costantemente se alla miscela di prova vengono aggiunti dei detriti di pezzatura via via maggiore. Iverson (2003) conferma la validità delle indagini reologiche di Coussot et al. (1998) anche se esse sono affette da almeno tre tipi di problemi. In primo luogo l'influenza della parte grossolana dei sedimenti sul valore dello sforzo tangenziale non è indagabile mediante le indagini di laboratorio, dalle quali sono sempre esclusi i clasti di dimensioni maggiori ed il legname. La seconda incognita riguarda il manifestarsi di segregazioni granulometriche durante il movimento della colata detritica che fanno variare anche di molto il valore dello sforzo tangenziale di soglia. Il terzo e più importante problema consiste nel fatto che le miscele solido-liquide artificiali scarsamente assortite ottengono la maggior parte dello sforzo tangenziale dagli sforzi intergranulari e di conseguenza l'interpretazione dell'aumento dello sforzo tangenziale all'aumentare della frazione grossolana dei sedimenti è una logica conseguenza dell'incremento di peso della frazione solida della colata detritica; perciò lo sforzo tangenziale massimo risulta essere semplicemente proporzionale al massimo spessore del deposito e quindi al suo peso. Iverson (2003) in conclusione afferma che lo sforzo tangenziale è un parametro che è soggetto a forti variazioni durante l'evento ed esso non è può essere descritto come una vera proprietà reologica della colata detritica.

Nel presente studio i valori di sforzo tangenziale stimati da osservazioni di campo sono risultati essere elevati (valor medio pari a circa 5000 N/m²), in linea con quelli trovati da altri Autori in situazioni pur diverse sia per le granulometrie coinvolte che per

le caratteristiche topografiche. Nell'area di studio di Fiames la topografia ha esercitato una forte influenza sui risultati ottenuti in quanto i lobi misurati si sono arrestati su pendenze elevate (valore medio pari a 17.4° , massimo di 26°) ed hanno mostrato un valor medio di spessore superiore al metro. Quest'ultimo parametro è stato influenzato dai massi grossi ed il legname trasportato dal fronte della colata detritica che hanno in alcuni casi contribuito ad innalzare l'altezza del lobo deposizionale, come notato già da Sosio et al. (2006) in Val Sassina. Nei casi in cui la frazione fine è abbondante e le pendenze della zona deposizionale sono modeste e quindi anche gli spessori dei depositi si riducono (Johnson e Rodine, 1984), lo sforzo tangenziale assume dei valori paragonabili a quelli riscontrati in laboratorio. Si può così ribadire la validità delle problematiche evidenziate da Iverson (2003) in quanto, anche nel presente lavoro, lo sforzo tangenziale è risultato essere proporzionale al massimo spessore del deposito e quindi al suo peso; vi è inoltre la conferma di come sia impossibile stimare in laboratorio l'influenza esercitata dalla frazione grossolana e dal legname sul valore dello sforzo tangenziale.

6. MODELLAZIONE NUMERICA DELLE COLATE DETRITICHE

La modellazione numerica delle colate detritiche ha riguardato parallelamente l'evento di Fiammes del 5 luglio 2006 e le prove di laboratorio di tipo dinamico. Essa è stata condotta mediante il programma di calcolo FLO-2D (O'Brien, 2003) molto diffuso tra i professionisti ed i ricercatori del settore ed il modello sperimentale RAMMS che è in fase di sviluppo, a partire dal 2005, presso l'Istituto Federale di Ricerca (WSL) di Birmensdorf e l'Istituto Federale per lo Studio della Neve e delle Valanghe (SLF) di Davos (Svizzera). RAMMS è stato impiegato solamente per la *back-analysis* dell'evento reale.

Lo scopo di tali modellazioni è stato quello di verificare la possibilità che esse possano essere utilizzate come misure indirette dei parametri reologici mediante la calibrazione dei parametri che i due modelli richiedono in input e di comprendere il significato fisico di ognuno di essi.

6.1 Il programma di calcolo FLO-2D

Il programma di calcolo FLO-2D è un modello idraulico bidimensionale a fondo fisso (nel caso di colate) oppure mobile (nel caso di trasporto solido).

Esso è utilizzabile per simulare il flusso dell'acqua in corsi d'acqua anche di notevole larghezza o per la simulazione di flussi non-Newtoniani in aree di conoide. Il modello, ricevendo come input uno o più "idrogrammi di piena" ed utilizzando un approccio completamente dinamico, predice l'area di inondazione, la velocità e lo spessore del flusso dell'acqua o dei detriti per ogni cella in cui la topografia è stata discretizzata.

Seguendo un metodo di integrazione numerica alle differenze finite, il programma risolve le equazioni di continuità e di conservazione della quantità di moto attraverso uno schema esplicito e centrato. L'equazione di continuità è la seguente:

$$i = \frac{\partial h_f}{\partial t} + \frac{\partial h_f u_x}{\partial x} + \frac{\partial h_f u_y}{\partial y} \quad (6.1)$$

L'intensità di pioggia efficace (i) deve essere diversa da zero per il flusso superficiale.

Le equazioni del moto bidimensionale (equazione di conservazione della quantità di moto dell'onda dinamica) nelle direzioni x e y sono rispettivamente:

$$\begin{aligned}
 S_{ex} &= S_{ox} - \frac{\partial h_f}{\partial x} - \frac{u_x}{g} \frac{\partial u_x}{\partial x} - \frac{u_y}{g} \frac{\partial u_y}{\partial y} - \frac{1}{g} \frac{\partial u_x}{\partial t} \\
 S_{ey} &= S_{oy} - \frac{\partial h_f}{\partial y} - \frac{u_y}{g} \frac{\partial u_y}{\partial y} - \frac{u_x}{g} \frac{\partial u_x}{\partial x} - \frac{1}{g} \frac{\partial u_y}{\partial t}
 \end{aligned}
 \tag{6.2}$$

dove:

h_f = profondità del flusso;

u_x e u_y = velocità mediate sulla profondità lungo gli assi x e y .

Le cadenti energetiche S_{ex} e S_{ey} 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 si desume 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.

L'utente di FLO-2D può scegliere fra l'equazione di onda diffusiva o l'onda dinamica completa, l'equazione dell'onda cinematica non viene invece impiegata nel modello FLO-2D. O'Brien (2003) consiglia di applicare l'equazione dinamica completa, fatto salvo che per semplici simulazioni di flusso superficiale su pendenze molto sostenute può essere accettabile utilizzare l'equazione diffusiva.

I principali processi fisici simulabili attraverso il programma sono schematizzati in figura 6.1.

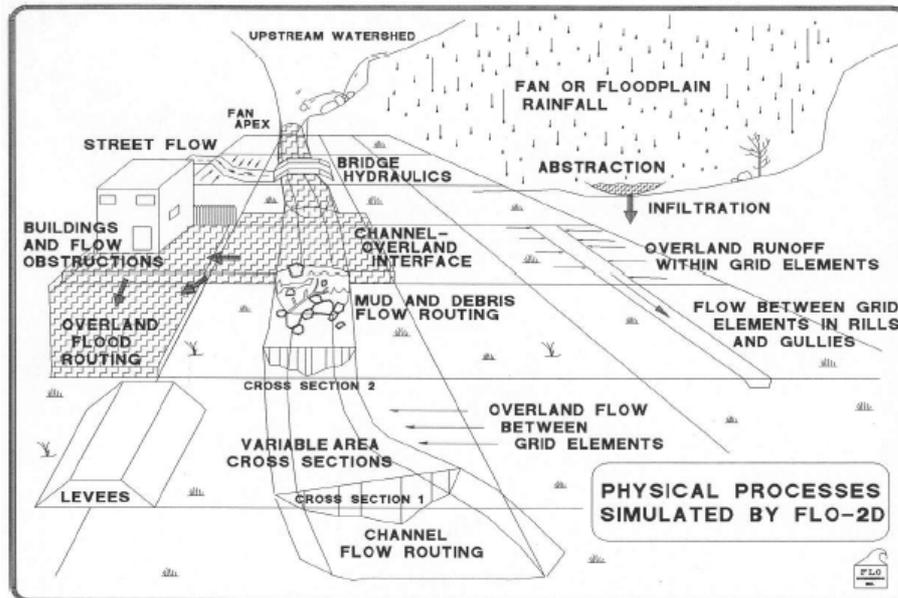


Figura 6.1. Processi fisici simulati da FLO-2D (O'Brien, 2003).

In molte applicazioni la sola simulazione del flusso superficiale sulla sola piana di inondazione (“*floodplain*”) può essere sufficiente a pervenire a dei risultati accurati. In tutte quelle situazioni nelle quali prevale un moto di tipo unidimensionale (larghi corsi d’acqua) o dove la topografia della *floodplain* non riesce a cogliere con sufficiente dettaglio la depressione del canale è possibile implementare ulteriormente il modello inserendo, oltre alla *floodplain*, anche una successione di sezioni trasversali.

L’equazione dinamica è implementata dal modello in modo “quasi bidimensionale”, poiché FLO-2D rimane sempre ancorato ad un sistema di celle quadrate. L’equazione 6.2 è risolta calcolando la velocità media attraverso i confini della cella nelle otto direzioni potenziali di flusso (quattro cardinali e quattro diagonali). Il calcolo della velocità ad ogni passo temporale è essenzialmente unidimensionale e viene risolto indipendentemente dalle altre sette direzioni (Fig. 6.2).

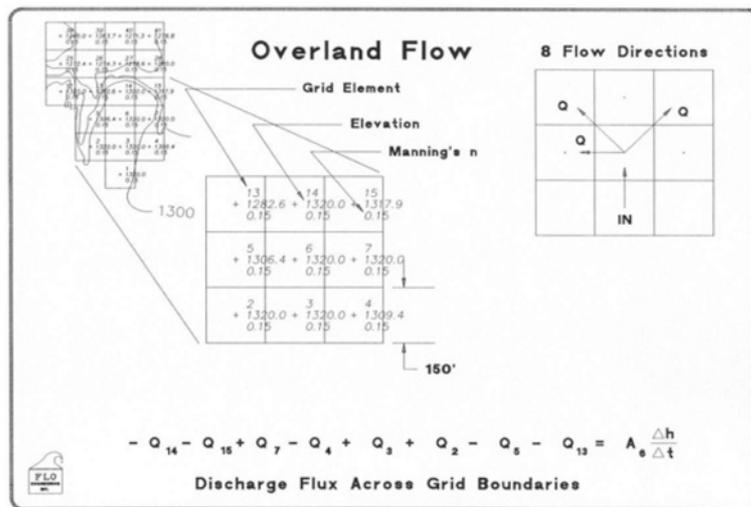


Figura 6.2. Flusso di portata attraverso i confini delle celle (O'Brien, 2003).

Gli elementi informativi di base della *floodplain* sono la quota e la scabrezza (n di Manning) di ogni cella e vengono definiti all'interno del file FPLAIN.DAT, mentre il numero progressivo e le coordinate spaziali di ciascun elemento della griglia sono contenuti all'interno del file CADPTS.DAT.

Questi due file sono creati utilizzando il programma Grid Developer System (GDS), applicativo realizzato per facilitare la preparazione del "grid system".

Oltre ai due file sopraccitati i dati necessari per condurre una semplice simulazione sulla *floodplain* sono:

CONT.DAT (Fig. 6.3): è il file di controllo dell'intera simulazione attraverso il quale viene impostato il tempo di simulazione; la presenza o meno di elementi quali la geometria del canale, le strade, gli argini e gli edifici; i processi fisici che si intendono simulare.

TOLER.DAT: è il file attraverso il quale si stabilisce se le simulazioni avvengono utilizzando l'equazione di onda diffusiva o l'onda dinamica completa.

INFLOW.DAT: è il file nel quale viene indicato il numero delle celle di ingresso del flusso e l'idrogramma liquido di ingresso associato a ciascuna di esse.

OUTFLOW.DAT: è il file dove vengono indicati i numeri delle celle della griglia di calcolo dalle quali il flusso può fuoriuscire.

Altra peculiarità del modello FLO-2D è la possibilità di simulare diversi problemi di inondazione associati all'ostruzione del flusso. Il fattore di riduzione dell'area (ARF, *Area Reduction Factor*) e il fattore di riduzione delle larghezze (WRF, *Width Reduction Factor*) sono coefficienti che modificano l'individuale capacità di invaso degli elementi

della griglia e l'ampiezza del flusso. L'ARF può essere usato per ridurre il volume di immagazzinamento negli elementi della griglia a causa di edifici o della topografia. Il WRF può essere assegnato ad ognuna delle otto direzioni del flusso negli elementi della griglia e può parzialmente o completamente ostruire il percorso della corrente nelle otto direzioni simulando muri, edifici o rilevati.

L'ARF viene specificato come una percentuale del totale della superficie degli elementi della griglia (minore o uguale a 1.0). Il WRF viene specificato come una percentuale del lato dell'elemento della griglia (minore o uguale a 1.0). Per esempio, un muro può ostruire il 40% della larghezza del flusso di un lato dell'elemento della griglia e un edificio potrebbe coprire il 75% dello stesso elemento della griglia.

Il flusso sulla strada viene, invece, simulato come il flusso su un canale rettangolare poco profondo delimitato dall'altezza del cordolo. Il file di input (STREET.DAT) è composto dalla descrizione delle strade. Un dato elemento della griglia può contenere una o più strade che si possono anche intersecare.

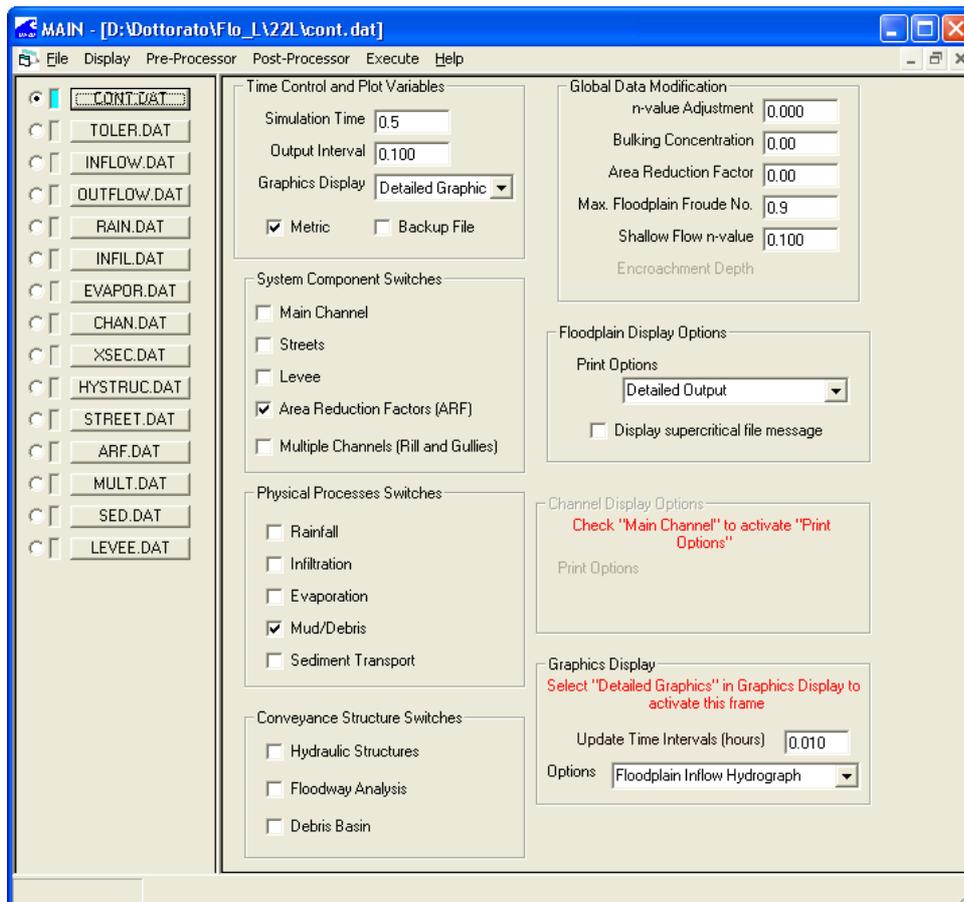


Figura 6.3. Maschera del file CONT. DAT, attraverso il quale possono venire attivate le componenti e i processi fisici necessari per aumentare il dettaglio della simulazione.

FLO-2D simula 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 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 viscosi e dispersive e costituiscono un fenomeno molto differente dal trasporto convenzionale di sedimento in sospensione al fondo.

La propagazione della colata di fango e il comportamento reologico del flusso devono essere trattati come un continuum di acqua e sedimento mescolati. Colate di sedimento iperconcentrato come colate di fango o colate detritiche richiedono l'interazione di processi complessi tra fluido e sedimento; turbolenza, sforzo viscoso, scambio della quantità di moto tra fluido e sedimento, resistenza di forma delle particelle e collisione delle particelle di sedimento. Le particelle di sedimento possono collidere, fratturarsi e rotolare. La coesione dei sedimenti fini controlla il comportamento non Newtoniano della matrice del fluido. Questa coesione contribuisce allo sforzo τ_0 che deve essere superato per avviare la deformazione 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 stress turbolenti. In flussi turbolenti, una componente addizionale dello sforzo, lo 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 verranno eliminate e il flusso finirà per essere laminare. La concentrazione di sedimento in un dato evento può variare drasticamente nel tempo e, come risultato, gli stress 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 calcolato in funzione del gradiente di velocità

(du/dy) per mezzo del modello reologico quadratico (O'Brien e Julien, 1988) descritto nel paragrafo 2.1.

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 (Eq. 2.24 e 2.25). 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. I parametri per una colata di fango riportati in tabella 6.1 rappresentano un *range* rappresentativo delle potenziali caratteristiche delle colate. Questi parametri sono in ragionevole accordo con quelli presenti in letteratura.

Per simulare le colate di fango in FLO-2D la voce Mud/Debris nel CONT.DAT (Fig. 6.3) deve essere attivata e nel file SED.DAT (Fig. 6.4), oltre al valore della gravità specifica del sedimento e del parametro K (parametro di resistenza per flussi laminari), devono essere specificati i parametri α_1 e β_1 relativi alla viscosità μ_N e i parametri α_2 e β_2 che regolano lo sforzo τ_y . Una concentrazione volumetrica del sedimento (o un volume di sedimento) devono poi essere assegnati agli idrogrammi entranti, discretizzati temporalmente nel file INFLOW.DAT (Fig. 6.5).

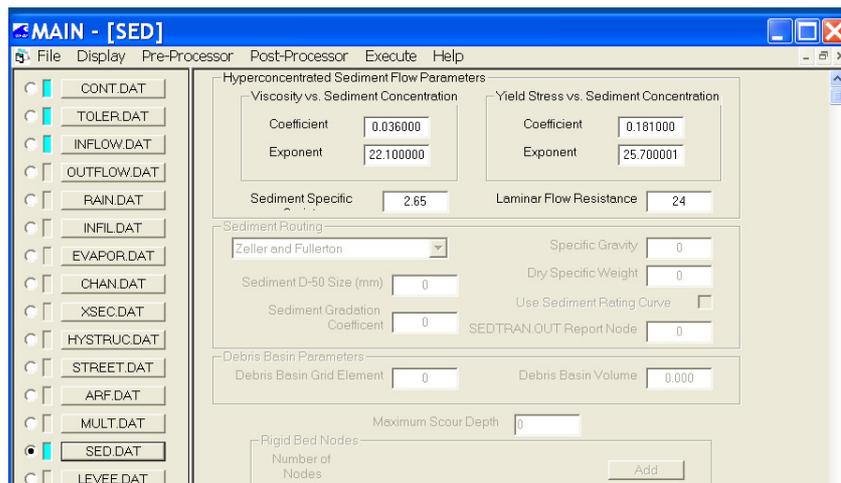


Figura 6.4. Interfaccia del file SED.DAT.

Tabella 6.1. Sforzo di taglio (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. (Conversione: τ_y : 1 Pascal = 1 N/m² = 10 dynes/cm²; μ_N : 1 Pas = 10 dynes s/cm² = 10 poises). Parte dei riferimenti bibliografici relativi ai dati disponibili in lettura si trovano in O'Brien (1986).

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	-	-
	0.166	25.6	-	-
Fei (1981)	0.00470	22.2	-	-
	0.054	14.5	2.72	11

Per colate di fango, la concentrazione volumetrica media di sedimento è generalmente attorno al 20-40% con picchi di concentrazione del 55-60% (Fig. 6.6).

Inoltre è evidente che la concentrazione volumetrica di sedimenti condizionerà anche temporalmente il comportamento del flusso (Eq. 2.24 e 2.25).

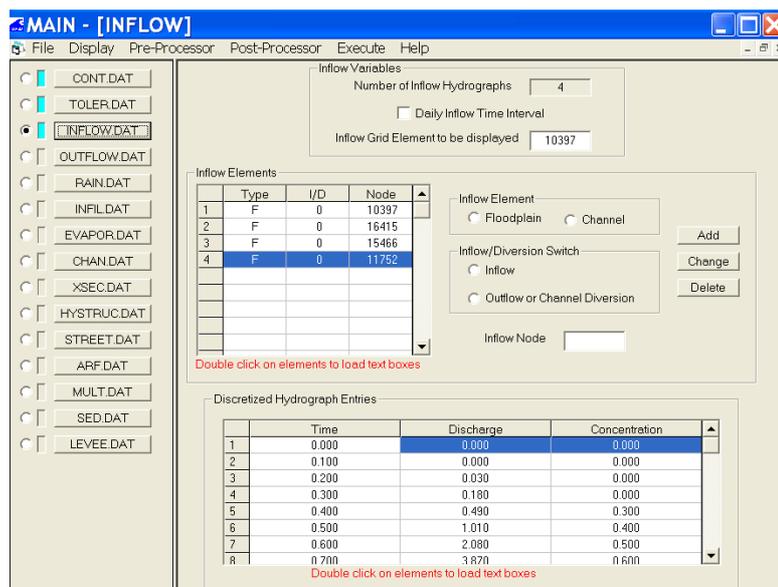


Figura 6.5. Interfaccia del file INFLOW.DAT attraverso il quale viene assegnato il valore di concentrazione volumetrica di sedimento per ogni valore di portata liquida.

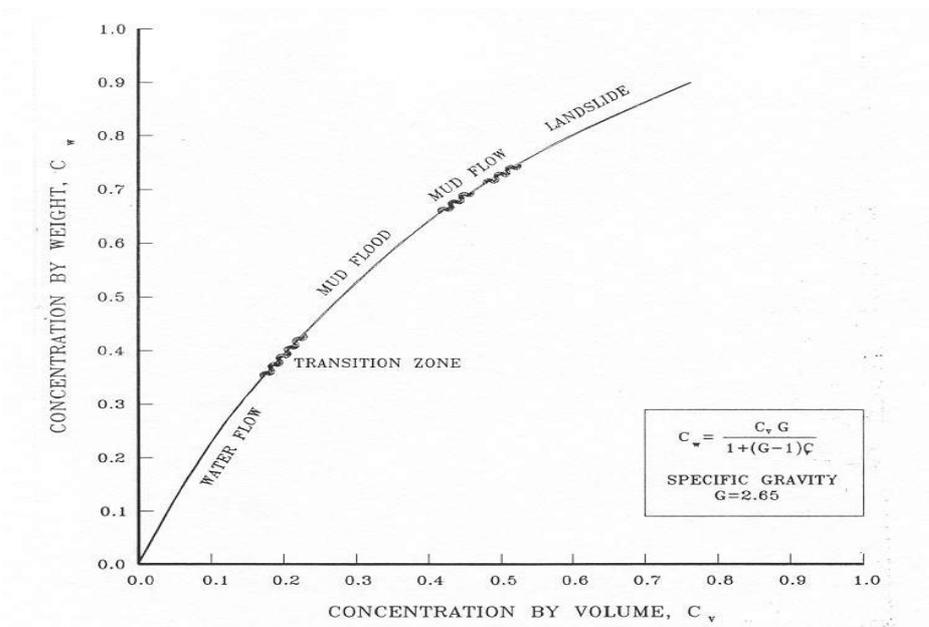


Figura 6.6. Classificazione di flussi in funzione della concentrazione volumetrica o di quella ponderale.

L'area di inondazione della colata di fango, la massima altezza e velocità del flusso possono essere determinati più volte, variando le concentrazioni di sedimento nell'idrogramma di entrata (INFLOW.DAT). Saranno sufficienti alcune prove per illustrare rapidamente l'effetto che si ottiene cambiando la concentrazione di sedimento. In particolare si osserva che molte colate di fango seguono un modello distinto di

sviluppo del flusso che porta a far variare la concentrazione volumetrica del sedimento nel corso della durata dell'evento. Ad esempio può succedere che inizialmente arrivi all'apice del conoide solo acqua prodotta dal bacino a cui fa seguito una pulsazione o un'onda frontale di fango o detriti che determina un incremento della concentrazione volumetrica del sedimento la quale diminuirà nelle fasi finali dell'evento.

Quando si avvia la simulazione di una colata su un conoide alluvionale, FLO-2D mantiene la continuità sia per l'acqua che per il sedimento. Viene, infatti, calcolata la variazione di acqua e di volume di sedimento per ogni elemento della griglia e per ogni intervallo temporale di calcolo. Alla fine della simulazione il programma riporta la quantità di acqua e di sedimento rimossa dall'area in esame (*outflow*) e la quantità e la localizzazione dell'acqua e del sedimento rimasto sul conoide o nel canale (*storage*).

6.2 Il modello numerico bidimensionale RAMMS

L'Istituto Federale per lo Studio della Neve e delle Valanghe (SLF) di Davos (Svizzera) sta sviluppando un programma di calcolo bidimensionale denominato RAMMS (*Rapid Mass MovementS*) che combina al suo interno tre differenti moduli per la simulazione di valanghe, colate detritiche e crolli di roccia. I primi due fenomeni gravitativi, allo stadio attuale di sviluppo del modello, vengono riprodotti utilizzando un approccio monofasico che impiega lo schema reologico di Voellmy (Voellmy, 1955; Salm et al. 1990), descritto al paragrafo 2.1. La legge impiegata per descrivere il flusso delle valanghe e delle colate detritiche è un modello continuo, idraulicamente basato, che divide la resistenza al flusso della massa in movimento in un coefficiente di attrito di tipo Coulombiano (μ) e uno di tipo turbolento (ξ) che varia in base al quadrato della velocità della massa. Un sistema alla differenze finite (*finite volume scheme*) viene sfruttato per risolvere le equazioni del moto dell'acqua sviluppate per bassi tiranti idrometrici (*shallow water equations*). L'obiettivo dei ricercatori svizzeri, per quanto riguarda le colate detritiche, è quello di migliorare e calibrare il modello numerico utilizzando dati di campo e di laboratorio in modo da vincolare il più possibile i parametri da inserire nel programma. I dati sono la velocità del fronte, l'altezza del flusso (derivanti anche dai filmati degli eventi relativi alle stazioni di monitoraggio in continuo dei debris flow come quella, ad esempio, del bacino dell'Illgraben – Canton Vallese) come pure misure relative alla pressione interstiziale ed allo sforzo tangenziale agente sul fondo e sulle sponde del canale. Il modulo finale relativo ai debris flow conterrà dei parametri di input in grado di descrivere lo schema reologico che si intende

adottare in fase di simulazione (colata granulare o fangosa) ed il volume totale dell'evento mediante l'inserimento di un idrogramma o meglio ancora di un sedimentogramma.

Di seguito vengono descritte le caratteristiche e le modalità di simulazione delle colate detritiche che attualmente il modello bidimensionale RAMMS offre e che sono state impiegate nella presente attività di ricerca.

Il programma di calcolo RAMMS richiede, come informazione topografica dell'area relativa all'evento da simulare, un modello digitale delle quote (DEM) in formato ASCII. Sulla base del DEM fornitogli, il modello numerico costruisce una griglia di calcolo avente le celle di forma triangolare, con un grado di definizione (*simulation resolution*) scelto dall'utente, alla quale è possibile sovrapporre l'ortofoto o la mappa della zona di interesse e gli *shapefile* creati in ambiente GIS. Per definire il dominio di calcolo, corrispondente all'area massima che si presume possa essere interessata dalla colata detritica, occorre disegnare un poligono all'interno della maglia a celle triangolari; mediante la medesima procedura viene assegnata l'area (o più aree) di distacco della colata detritica (Fig. 6.7). Infatti, allo stadio attuale di sviluppo, il modello numerico bidimensionale RAMMS prevede di collocare in una o più zone il volume complessivo della colata detritica, il quale inizia a muoversi tutto nel medesimo istante; in futuro sarà possibile inserire nel modello il volume solido e liquido in ingresso mediante l'impiego di un sedimentogramma che renderà maggiormente aderente al reale la modellazione degli eventi di colata detritica.

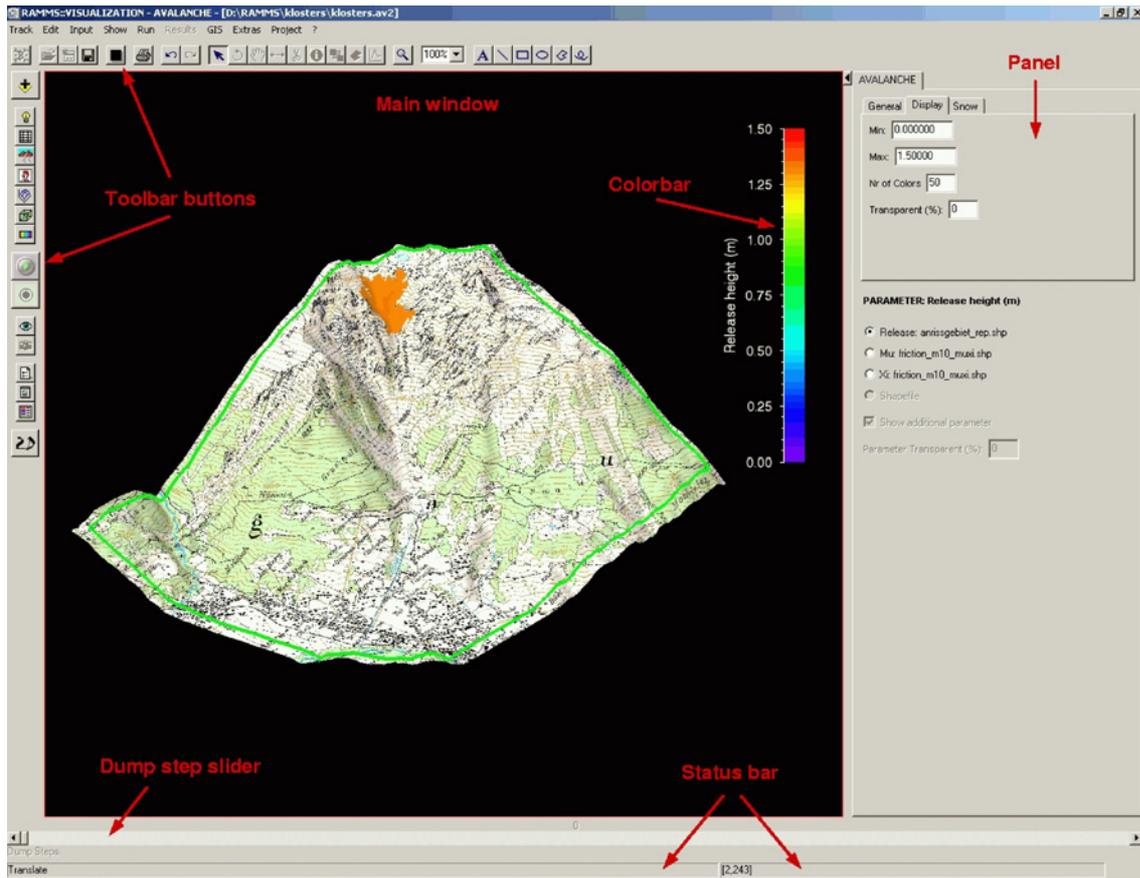


Figura 6.7. Interfaccia grafica di RAMMS (*Graphical User Interface – GUI*): la linea verde esterna racchiude il dominio di calcolo ed il poligono arancione rappresenta l'area di distacco.

Completata la parte di inserimento dei dati relativi alla definizione della topografia e delle caratteristiche geometriche dell'evento da simulare, i parametri di *input* da introdurre nel modello sono i seguenti (Fig. 6.8):

- lo spessore medio d_0 (*release height*) (m) del materiale all'interno dell'area di distacco (o delle aree di distacco); il modello calcola automaticamente il volume complessivo della colata (*release volume*) (m^3) che deve coincidere con quello che si intende simulare;
- la durata massima della simulazione (*calculation time*) (s) stimabile in base al percorso che la colata detritica deve compiere e alla velocità media del flusso;
- l'intervallo di calcolo (*dump interval*) (s);
- il coefficiente di attrito cinetico μ ;
- il coefficiente di attrito turbolento ξ (m/s^2);
- la densità ρ_m (kg/m^3) (essa non influisce sulla simulazione in quanto nell'equazione 2.17 non compare; in futuro nel modulo dedicato alle colate detritiche sarà possibile specificare il valore di tale parametro);

- il coefficiente di spinta λ (sempre pari a 2.5).

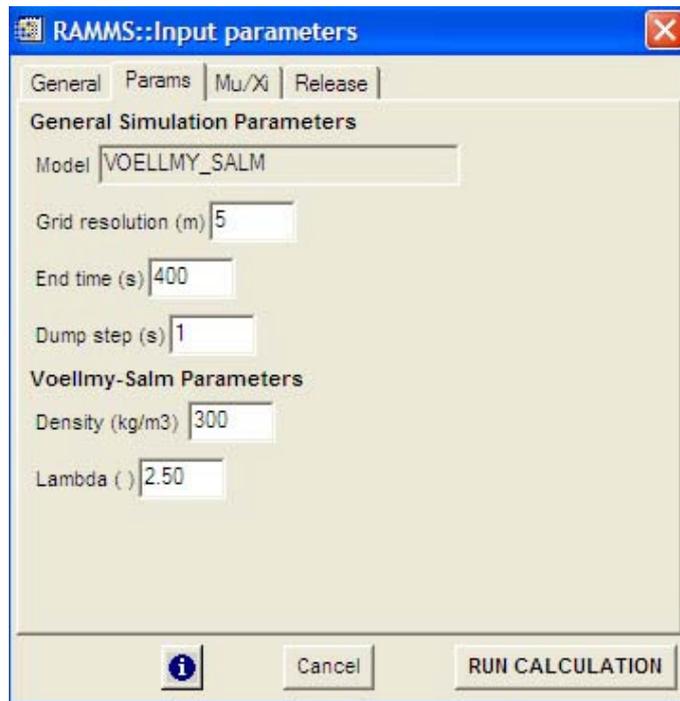


Figura 6.8. RAMMS: esempio di finestra relativa ai parametri di input.

Al termine della simulazione il modello fornisce, per ogni cella triangolare in cui la topografia del dominio di calcolo è stata discretizzata, i seguenti parametri di output relativi alla dinamica del fenomeno:

- altezza del flusso massima e finale (m);
- velocità del flusso massima e finale (m/s);
- pressione esercitata dalla massa in movimento massima e finale (kPa);
- distribuzione spaziale dei due parametri d'attrito (μ e ξ)

e di conseguenza il limite dei depositi della colata detritica presenti al termine della simulazione. I risultati sono esportabili come immagini o animazioni in formato GIF (Fig. 6.9) oppure come *shapefile* confrontabili, in ambiente GIS, con quelli ottenuti mediante altri modelli numerici e con i depositi reali oggetto di studio. E' possibile inoltre visualizzare i risultati della modellazione numerica in forma di grafico relativo al profilo, longitudinale o trasversale al flusso, tracciato manualmente dall'utente (Fig. 6.10).

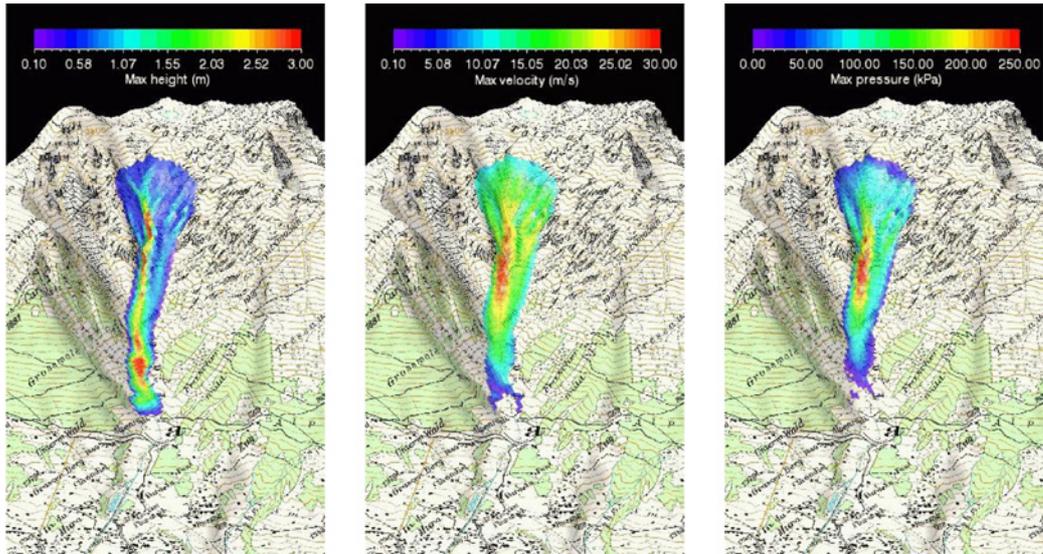


Figura 6.9. Risultati di una simulazione effettuata con RAMMS: valori massimi di altezza del flusso (a sinistra), velocità (al centro) e pressione di impatto (a destra).

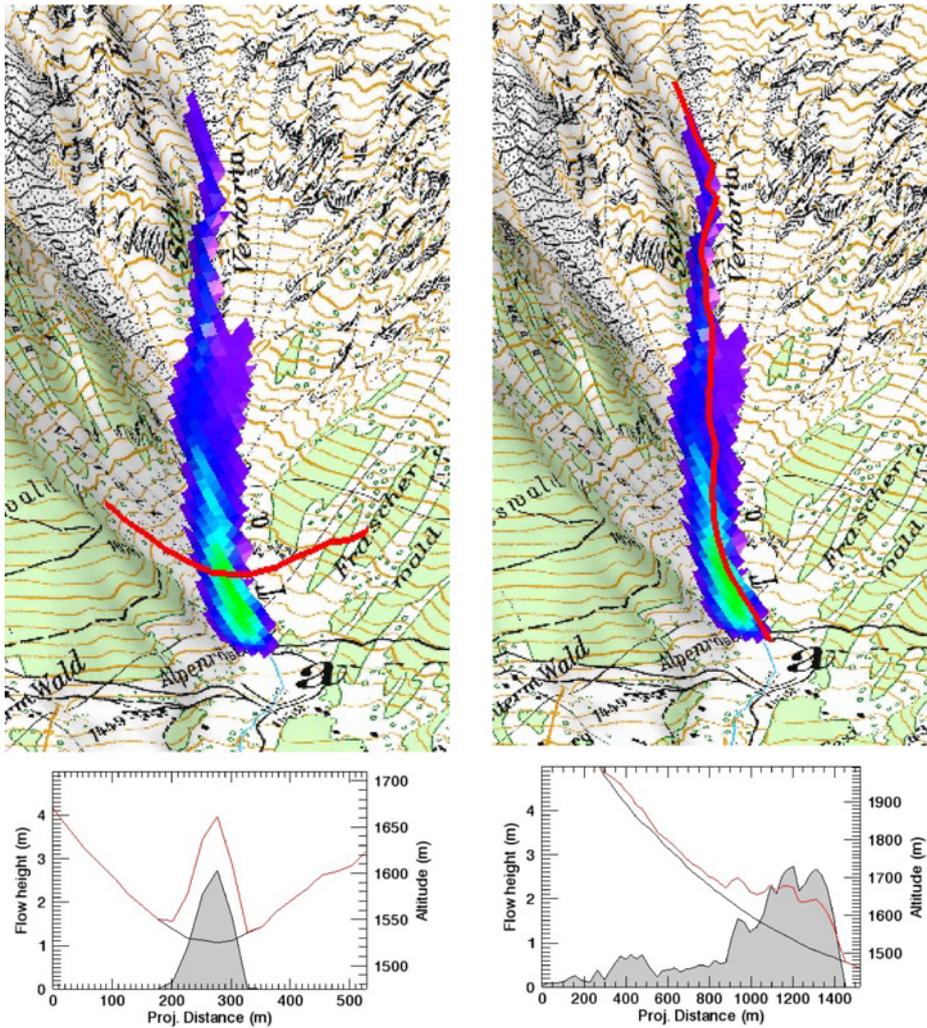


Figura 6.10. Profilo trasversale al flusso (a sinistra) e longitudinale lungo il tracciato percorso dalla colata detritica (a destra).

6.3 Simulazione delle modellazioni fisiche in canaletta mediante FLO-2D

6.3.1 Riproduzione del modello fisico mediante FLO-2D

FLO-2D non consente di simulare celle di dimensioni centimetriche e Δt di input dell'idrogramma troppo ridotti. Anche se non completamente congruente con i moti a pelo libero di fluidi non-Newtoniani, si è scelto di assumere valida la similitudine di Froude; è stata così stabilita una scala di amplificazione geometrica (λ) per garantire l'invarianza del numero di Froude ($Fr = u/(gh)^{0.5}$) fra il modello matematico (Fr_{FLO-2D}) e quello fisico (Fr_{FISICO}):

$$\frac{u_{FLO-2D}}{\sqrt{g h_{FLO-2D}}} = \frac{u_{FISICO}}{\sqrt{g h_{FISICO}}} \quad (6.3)$$

Dall'equazione 6.3 si possono ricavare le scale di amplificazione per le grandezze di interesse: lunghezza, tempo, velocità e portata. Si è deciso di utilizzare un valore di λ pari a 0.01 (amplificazione di 100 della scala spaziale); 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 (Fig. 4.1b).

L'inclinazione della canaletta artificiale è stata riprodotta assegnando quote progressivamente crescenti alle celle, a partire dal piano di deposito avente quota costante pari a 0, variabili a seconda del valore di pendenza della prova di laboratorio da riprodurre. Le sponde del canale sono state simulate assegnando, alle celle immediatamente esterne a quelle del fondo canale, un fattore di riduzione all'area (ARF) pari ad 1 in modo da incanalare il flusso lungo una direzione preferenziale.

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.

I limiti del piano di deposizione sono stati definiti mediante celle indicanti il confine del dominio di calcolo (snodo tra i due piani) e celle di fuoriuscita *outflow* (contorno del piano) dalle quali il flusso è in grado di fuoriuscire (Fig. 6.11).

Sulla base di dati di letteratura (Benini, 2000) sono stati assegnati tre diversi valori di scabrezza alle celle afferenti alle diverse parti del reometro a piano inclinato:

canaletta a fondo liscio ($n = 0.011$), canaletta a fondo scabro e piano orizzontale di deposito ($n = 0.014$).

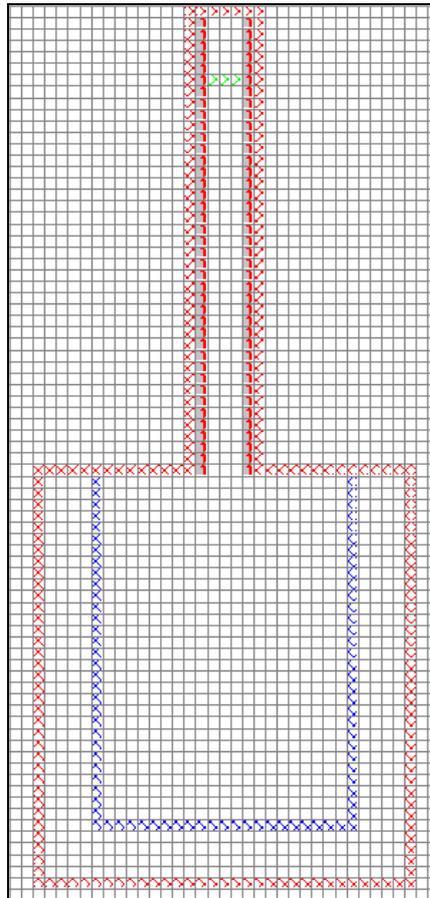


Figura 6.11. Esempio di *floodplain* impiegata nelle modellazioni numeriche; sono evidenziate le celle di confine del dominio di calcolo (colore rosso), le celle di *outflow* (colore blu), le celle di *inflow* (colore verde) e le celle con un fattore di riduzione all'area (ARF) pari ad 1 (colori grigio e rosso) che simulano le sponde della canaletta.

6.3.2 Simulazione delle prove con materiale sintetico

Si è cercato di comprendere lo schema reologico da associare alle prove effettuate con materiale sintetico senza l'aggiunta di acqua; tali esperienze non simulano una tipologia di colata reale, poiché il materiale possiede un basso valore di densità (0.99 g/cm^3) ed è privo della componente liquida, ma sono comunque paragonabili al processo deposizionale di un debris flow di tipo granulare.

Sono state simulate al computer solo alcune delle prove di laboratorio caratterizzate dai seguenti parametri:

- volume solido apparente: 6 dm^3 ;
- inclinazioni del piano: 32° , 35° e 38° ;
- lunghezza di corsa: 180 cm ;
- fondo della canaletta: liscio ($n = 0.011$).

La difficoltà maggiore incontrata in tali modellazioni numeriche è stata il dover simulare un flusso di materiale privo di acqua; infatti il programma di calcolo FLO-2D consente di modellare esclusivamente flussi d'acqua o miscele solido-liquide. Per risolvere tale problematica si è ipotizzato che l'aria presente all'interno dei pori presenti tra i cilindri di plastica venisse “idealmente” saturata da acqua; nota la porosità del materiale sintetico (28.5%), il volume solido reale è pari a 4.29 dm^3 e per differenza il volume dei pori, e quindi dell'acqua “ideale”, è di 1.71 dm^3 .

La durata da assegnare agli idrogrammi di ingresso del modello sono stati calcolati sulla base dei fotogrammi rilevati mediante la telecamera digitale.

Sono stati elaborati due tipologie di idrogramma seguendo i seguenti schemi logici:

- considerare una forma dell'idrogramma di tipo triangolare (Fig. 6.12), calcolando il picco di concentrazione volumetrica in modo da avere un volume totale pari a quello reale di sedimento (4.29 dm^3 , modello fisico); la concentrazione così stimata è pari a 0.795. I tempi sono quelli realmente rilevati dalle immagini ed opportunamente scalati;
- mantenere la concentrazione solida volumetrica costante, pari a 0.715 che rappresenta il valore del rapporto tra il volume solido reale ed il volume totale del materiale, ed aumentare i tempi di durata del picco di portata liquida; in tale maniera la forma dell'idrogramma da triangolare diventa a “dente” (Fig. 6.13). L'ampiezza del picco è calcolata mediante successivi tentativi sapendo che il volume totale è pari a 6 dm^3 (modello fisico). I tempi così calcolati vengono poi triplicati per evitare l'insorgere di problematiche che il programma di calcolo palesa quando effettua elaborazioni con intervalli di tempo molto ristretti; la scelta di un fattore moltiplicativo pari a 3 è stata condotta cercando un compromesso tra la disponibilità di dati di input adatti al programma FLO-2D e minima amplificazione possibile della durata dell'idrogramma reale.

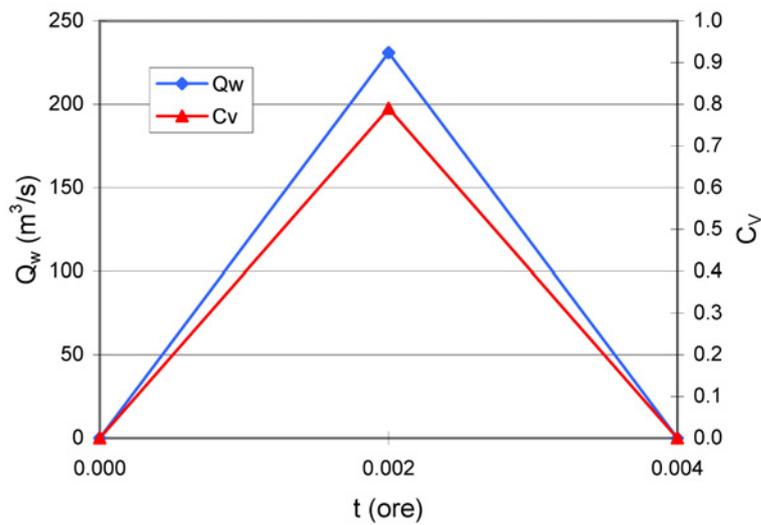


Figura 6.12. Idrogramma di tipo triangolare con gli andamenti della portata liquida (Q_w) e della concentrazione volumetrica (C_v); le grandezze si riferiscono al file di *inflow* del modello matematico FLO-2D.

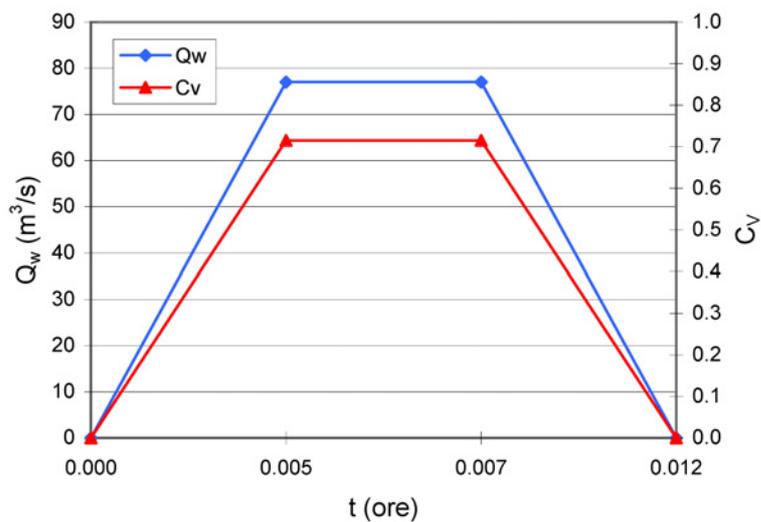


Figura 6.13. Idrogramma del tipo “a dente” con gli andamenti della portata liquida (Q_w) e della concentrazione volumetrica (C_v); le grandezze si riferiscono al file di *inflow* del modello matematico FLO-2D ed i tempi sono triplicati.

I parametri di confronto tra modello fisico e numerico per la stima indiretta dei parametri reologici del materiale di prova sono stati, in ordine gerarchico di importanza, i seguenti:

- runout (R);
- massima dispersione laterale del deposito (B);
- altezza massima del deposito (h_{max});
- velocità media del materiale in canaletta (u_m).

La velocità è stata immediatamente scartata dall'analisi complessiva in quanto si è visto, sin dalla prime modellazioni, che le velocità massime stimate da FLO-2D erano costantemente inferiori a quelle misurate nella realtà; inoltre, mentre i valori massimi reali venivano rilevati allo sbocco della canaletta, quelli relativi alla computazione numerica si collocavano nelle celle immediatamente adiacenti alla scatola di carico.

Sono state condotte complessivamente 30 simulazioni impiegando 13 differenti schemi reologici (Tab. 6.1) e le due tipologie di idrogramma in ingresso (Fig. 6.12 e 6.13), assumendo sempre una densità specifica dei sedimenti rispetto all'acqua di 0.99 (Tab. 4.1; misurato in laboratorio) ed un coefficiente K (Eq. 2.22) della dissipazione viscosa pari a 24.

La prova avente un'inclinazione della canaletta pari a 38° è stata simulata impiegando tutte le reologie disponibili (Tab. 6.2 e 6.5); confrontando i valori dei tre parametri geometrici di riferimento (runout, larghezza e altezza) ottenuti mediante le elaborazioni numeriche con quelli osservati, si è dedotto che lo schema reologico che meglio interpreta le prove con il materiale granulare sintetico è quello denominato "Glenwood 3". Esso è stato quindi impiegato nella simulazione dei test aventi inclinazione del canale pari a 32° e 35° (Tab. 6.3, 6.4, 6.6 e 6.7).

Tabella 6.2. Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B) e altezza massima del deposito (h_{max}) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D impiegando le 13 diverse reologie e l'idrogramma triangolare; prova con materiale sintetico e inclinazione della canaletta (α) pari a 38° .

Idrogramma triangolare			
$\alpha = 38^\circ$			
Reologia	R (cm)	B (cm)	h_{max} (cm)
Modello fisico:	40	40	12
Aspen Pit 1	20	45	3.0
Aspen Pit 2	60	135	4.0
Aspen Natural Soil	40	85	4.0
Aspen Mine Fill	35	75	4.0
Aspen Watershed	45	105	4.0
Aspen Mine Source Area	40	85	4.0
Glenwood 1	40	85	4.0
Glenwood 2	55	125	4.0
Glenwood 3	35	65	5.0
Glenwood 4	30	75	2.0
Dai et al. (1980)	25	55	7.5
Kang e Zhang (1980)	85	>155	4.0
Bertolo e Wieczorek (2005)	70	145	4.0

Tabella 6.3. Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B) e altezza massima del deposito (h_{max}) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D impiegando la reologia “Glenwood 3” e l'idrogramma triangolare; prova con materiale sintetico e inclinazione della canaletta (α) pari a 35° .

Idrogramma triangolare			
$\alpha = 35^\circ$			
Reologia	R (cm)	B (cm)	h_{max} (cm)
Modello fisico:	34	35	11
Glenwood 3	30	65	5

Tabella 6.4. Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B) e altezza massima del deposito (h_{max}) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D impiegando la reologia “Glenwood 3” e l'idrogramma triangolare; prova con materiale sintetico e inclinazione della canaletta (α) pari a 32° .

Idrogramma triangolare			
$\alpha = 32^\circ$			
Reologia	R (cm)	B (cm)	h_{max} (cm)
Modello fisico:	26	30	9
Glenwood 3	25	55	5

Tabella 6.5. Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B) e altezza massima del deposito (h_{max}) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D impiegando le 13 diverse reologie e l'idrogramma “a dente”; prova con materiale sintetico e inclinazione della canaletta (α) pari a 38° .

Idrogramma “a dente”			
$\alpha = 38^\circ$			
Reologia	R (cm)	B (cm)	h_{max} (cm)
Modello fisico:	40	40	12
Aspen Pit 1	30	55	4.0
Aspen Pit 2	70	140	4.5
Aspen Natural Soil	40	85	6.0
Aspen Mine Fill	40	85	6.5
Aspen Watershed	50	105	5.5
Aspen Mine Source Area	40	85	4.5
Glenwood 1	45	85	4.5
Glenwood 2	55	125	5.0
Glenwood 3	40	75	8.0
Glenwood 4	45	85	2.0
Dai et al. (1980)	25	50	7.5
Kang e Zhang (1980)	95	>155	4.7
Bertolo e Wiczorek (2005)	75	155	4.7

Tabella 6.6. Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B) e altezza massima del deposito (h_{max}) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D impiegando la reologia “Glenwood 3” e l'idrogramma “a dente”; prova con materiale sintetico e inclinazione della canaletta (α) pari a 35° .

Idrogramma “a dente”			
$\alpha = 35^\circ$			
Reologia	R (cm)	B (cm)	h_{max} (cm)
Modello fisico:	34	35	11
Glenwood 3	35	70	8

Tabella 6.7. Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B) e altezza massima del deposito (h_{max}) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D impiegando la reologia “Glenwood 3” e l'idrogramma “a dente”; prova con materiale sintetico e inclinazione della canaletta (α) pari a 32° .

Idrogramma “a dente”			
$\alpha = 32^\circ$			
Reologia	R (cm)	B (cm)	h_{max} (cm)
Modello fisico:	26	30	9
Glenwood 3	30	60	8

I valori di runout ottenuti mediante FLO-2D risultano nel complesso simili a quelli reali misurati in laboratorio; la massima dispersione laterale del deposito viene invece in tutti i casi sovrastimata al contrario degli spessori massimi per i quali si verifica una costante sottostima del 56%.

Risulta interessante notare la proporzionalità diretta tra il runout e la larghezza al diminuire dell'angolo di inclinazione della canaletta per entrambe le tipologie di idrogrammi impiegati nelle simulazioni.

Il massimo spessore del deposito (h_{max}), che si colloca sempre all'altezza dello sbocco della canaletta, risulta come detto sempre sottostimato; valori più vicini alla realtà del modello fisico si ottengono utilizzando l'idrogramma “a dente”; h_{max} non risente invece della variazione dell'angolo di inclinazione del canale artificiale.

Le modellazioni numeriche che forniscono valori maggiormente in linea con quelli osservati si sono ottenute impiegando l'idrogramma “a dente”, mentre quello triangolare, pur stimando correttamente il runout, offre dei valori di dispersione laterale sempre in eccesso e dei depositi dalla forma irregolare e asimmetrica, scarsamente coincidenti con quelli ottenuti in laboratorio. Si può supporre che ciò sia dovuto al valore di picco della concentrazione volumetrica troppo elevato e ai tempi

dell'idrogramma di input troppo ridotti rispetto a quelli previsti dal programma FLO-2D.

6.3.3 Simulazione delle prove con materiale di campo

La modellazione numerica delle prove di laboratorio effettuate con materiale di colata detritica mescolato con acqua è risultata di più facile implementazione in quanto esente dalla problematica della mancanza della componente liquida.

Sono state simulate al computer tutte le prove di laboratorio, caratterizzate dai seguenti parametri:

- volume totale della miscela solido-liquida: 5.5 dm^3 ;
- concentrazione solida volumetrica: 0.45, 0.50, 0.55, 0.60 e 0.65;
- inclinazione del piano: 15° ;
- lunghezza di corsa: 180, 135 e 90 cm;
- fondo della canaletta: scabro ($n = 0.014$).

In base ai risultati delle simulazioni delle esperienze condotte con il materiale sintetico, per tale set di modellazioni numeriche si è deciso di utilizzare un idrogramma “a dente” con i tempi reali triplicati (Fig. 6.14); l'ampiezza del picco dell'onda è stata calcolata in modo da ottenere un volume finale di acqua e sedimento pari esattamente a quello di partenza impiegato nella prova di laboratorio (5.5 dm^3).

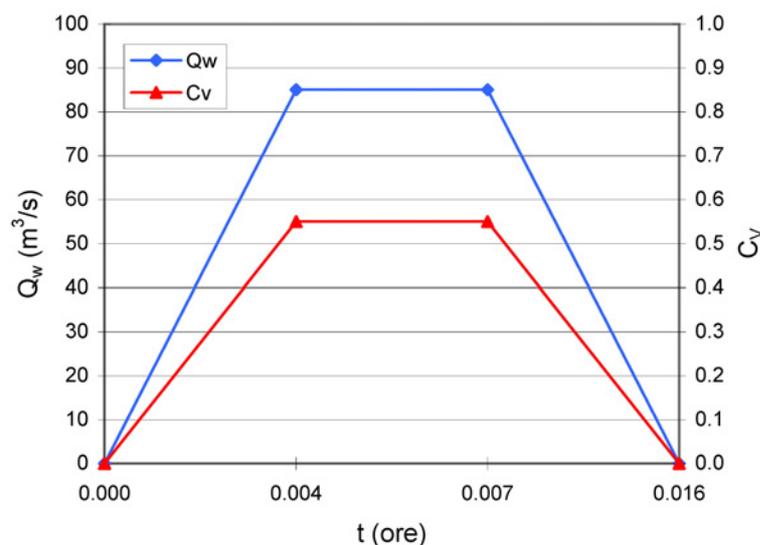


Figura 6.14. Esempio di idrogramma del tipo “a dente” con gli andamenti della portata liquida (Q_w) e della concentrazione volumetrica (C_v); le grandezze si riferiscono al file di *inflow* del modello matematico FLO-2D ed i tempi sono triplicati; $C_v = 0.55$.

La procedura per la stima indiretta della reologia della miscela di prova è la medesima vista per il materiale granulare; si sono testate le tredici reologie disponibili (Tab. 6.1), assumendo sempre una densità specifica dei sedimenti rispetto all'acqua di 2.55 (Tab. 4.1; misurato in laboratorio) ed un coefficiente K della dissipazione viscosa pari a 24.

La prova presa a campione è stata quella con concentrazione volumetrica pari a 0.55 e lunghezza di corsa di 180 cm. I parametri di confronto tra reale e simulato sono i medesimi e con lo stesso ordine di importanza: runout, massima dispersione laterale del deposito, spessore massimo del deposito e velocità media della colata in canaletta. Il set di parametri reologici che ha fornito i risultati più congruenti con il deposito osservato è quello che si riferisce alle sperimentazioni di Kang e Zhang (1980) relative ad una colata con viscosità dinamica medio-bassa (Tab. 6.8).

Il valore di runout simulato si discosta di un solo centimetro (1 m in FLO-2D) dall'osservato e lo spessore massimo è di soli 0.5 cm superiore in nove delle tredici simulazioni effettuate. Per quanto riguarda la massima dispersione laterale si osserva che essa eccede, tranne che con la prima reologia, i limiti laterali del piano di deposito largo 1 m, circostanza che nelle modellazioni fisiche non accade nemmeno con le miscele più fluide. Infine il parametro relativo alla velocità della colata, anche per questo gruppo di modellazioni numeriche, è da non considerarsi significativo in quanto le velocità stimate da FLO-2D sono costantemente inferiori a quelle osservate, con una sottostima media del 70%; i valori massimi si collocano nelle celle immediatamente adiacenti a quelle di *inflow*, mentre nel modello fisico essi vengono rilevati allo sbocco della canaletta artificiale sul piano di deposito.

Tabella 6.8. Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B), altezza massima del deposito (h_{max}) e velocità media della colata in canaletta (u_m) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D impiegando le 13 diverse reologie; prova con materiale di campo, $C_V = 0.55$ e $L_F = 180$ cm.

$C_V = 0.55$				
$L_F = 180$ cm				
Reologia	R (cm)	B (cm)	h_{max} (cm)	u_m (m/s)
Modello fisico:	114	42.5	1.5-2	1.73
Aspen Pit 1	40	75	4.5	0.60
Aspen Pit 2	95	>100	2.5	0.50
Aspen Natural Soil	75	>100	2.7	0.45
Aspen Mine Fill	75	>100	2.5	0.50
Aspen Watershed	90	>100	2.5	0.50
Aspen Mine Source Area	85	>100	2.5	0.45
Glenwood 1	80	>100	2.5	0.50
Glenwood 2	100	>100	2.5	0.50
Glenwood 3	75	>100	2.5	0.80
Glenwood 4	80	>100	3.0	0.45
Dai et al. (1980)	45	100	3.0	0.50
Kang e Zhang (1980)	115	>100	2.5	0.50
Bertolo e Wieczorek (2005)	95	>100	2.5	0.50

I parametri reologici proposti da Kang e Zhang (1980) sono stati poi impiegati nelle simulazioni delle restanti prove a concentrazione volumetrica variabile da 0.45 a 0.65 e lunghezza di corsa costante di 180 cm (Tab. 6.9); tale schema reologico, per concentrazioni volumetriche della miscela medio-basse (0.45-0.55), ha fornito delle stime del valore di runout in linea con quelle osservate. Si è osservata invece una sovrastima di circa il 50% con una concentrazione di 0.60, mentre a 0.65 il modello matematico non è risultato in grado di simulare ciò che si era osservato in laboratorio: l'arresto completo del materiale all'interno della canaletta e la mancata formazione di un deposito sul piano orizzontale del reometro (Fig. 4.24).

Si è così deciso di simulare le due prove a concentrazione maggiore testando anche le altre reologie disponibili; con concentrazioni solide del 60% sono risultati adatti i set di parametri reologici denominati "Glenwood 3", "Aspen Mine Fill" e "Aspen Natural Soil". Solo i risultati ottenuti con quest'ultimo tipo sono stati considerati significativi in quanto con gli altri due la colata, pur raggiungendo runout in linea con quelli osservati, formava dei depositi asimmetrici e alquanto irregolari a causa della presenza di vie preferenziali di deflusso di difficile interpretazione fisica, in quanto tutte le celle del piano di deposizione hanno i medesimi valori di quota e coefficiente di scabrezza. La

stessa procedura è stata seguita per la prova a più alta concentrazione ma nessuna reologia è risultata in grado di simulare l'arresto della colata in canaletta.

Tabella 6.9. Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B), altezza massima del deposito (h_{max}) e velocità media della colata in canaletta (u_m) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D alle diverse concentrazioni volumetriche di prova (C_V); test con materiale di campo e $L_F = 180$ cm.

C_V	Reologia	R (cm)	B (cm)	h_{max} (cm)	u_m (m/s)
0.45	Modello fisico:	135	88	0.5-1	1.88
	Kang e Zhang (1980)	125	>100	1.5	0.60
0.50	Modello fisico:	118	60	1-1.5	1.80
	Kang e Zhang (1980)	120	>100	2	0.50
0.55	Modello fisico:	114	42.5	1.5-2	1.73
	Kang e Zhang (1980)	115	>100	2.5	0.50
0.60	Modello fisico:	58	35	2-2.5	1.45
	Kang e Zhang (1980)	110	>100	3	0.40
	Aspen Natural Soil	60	>100	3	0.35
0.65	Modello fisico:	0	0	2.5-3.5*	1.41
	Kang e Zhang (1980)	100	>100	3	0.30
	Aspen Natural Soil	50	>100	5.5	0.45

* altezza stimata in canaletta

La reologia di riferimento è stata applicata infine alle quattro prove di laboratorio nelle quali è stata ridotta la lunghezza di corsa (135 e 90 cm) e si sono impiegate due miscele a concentrazioni volumetriche medio-basse (0.45 e 0.55). Dalle simulazioni effettuate si è osservato che i valori dei quattro parametri di riferimento, per entrambe le concentrazioni, non variano cambiando la lunghezza di corsa della colata (Tab. 6.10). Il programma di calcolo FLO-2D è sensibile alla variazione della concentrazione volumetrica e indifferente al cambiamento di posizione delle celle di *inflow* (circa 40 m). Per approfondire ulteriormente tale aspetto, sono state condotte due ulteriori modellazioni numeriche con concentrazione volumetrica pari a 0.55, la prima avente una lunghezza di corsa di 180 cm, la seconda di 0 cm. La differenza di runout osservata è stata di soli 5 m, con il valore maggiore ottenuto dalla seconda simulazione. FLO-2D è molto dipendente dal volume e troppo poco dalla quantità di moto.

Tabella 6.10. Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B), altezza massima del deposito (h_{max}) e velocità media della colata in canaletta (u_m) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D alle diverse concentrazioni volumetriche di prova (C_V) e lunghezze di corsa (L_F); test con materiale di campo.

C_V	L_F (cm)	Reologia	R (cm)	B (cm)	h_{max} (cm)	u_m (m/s)
0.45	90	Modello fisico:	130	95	0.5-1	1.02
		Kang e Zhang (1980)	125	>100	2	0.55
	135	Modello fisico:	141	67	0.5-1	1.44
		Kang e Zhang (1980)	125	>100	2	0.55
0.55	90	Modello fisico:	106	61.5	1.5-2	1.02
		Kang e Zhang (1980)	115	>100	2.5	0.45
	135	Modello fisico:	115	43.5	1.5-2	1.44
		Kang e Zhang (1980)	115	>100	2.5	0.45

Le analisi critiche condotte sulle simulazioni delle prove con il materiale di campo vengono efficacemente riassunte nelle immagini che di seguito sono riportate (Fig. 6.15, 6.16, 6.17 e 6.18); in esse si ha una visione prospettica dall'alto dei depositi simulati ed osservati, tra di loro sovrapposti, che si riferiscono alle modellazioni condotte con il set di parametri reologici di Kang e Zhang (1980), concentrazioni volumetriche progressivamente crescenti da 0.45 a 0.60 e lunghezza di corsa costante e pari a 180 cm.

La non corrispondenza tra il reticolo giallo presente sul piano orizzontale del reometro e la maglia del deposito simulato mediante FLO-2D è dovuta a due concause: alla *floodplain* di partenza che è sfasata di 2.5 cm rispetto al reale in direzione parallela allo snodo tra due i piani del reometro e alla distorsione dell'immagine ripresa dalla fotocamera digitale che è maggiormente accentuata per i depositi più estesi.

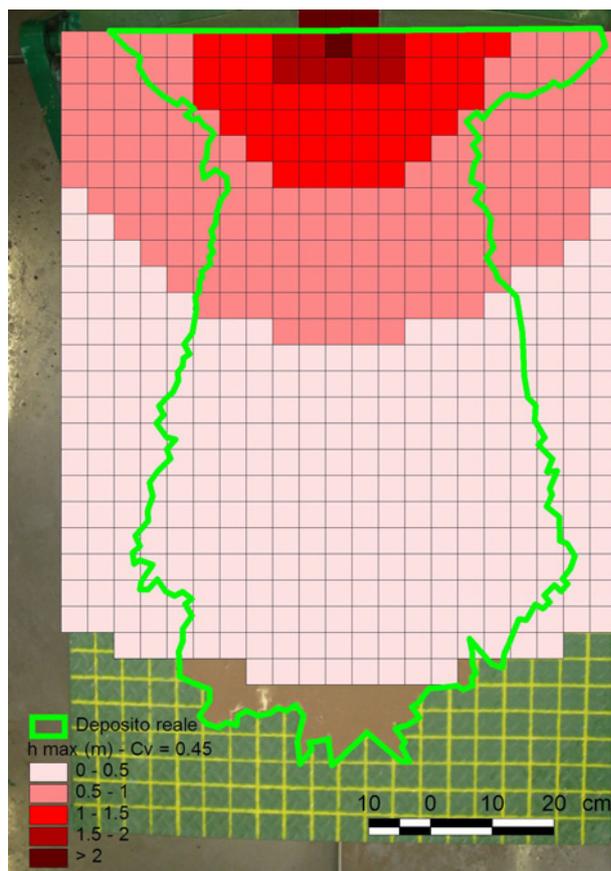


Figura 6.15. Confronto tra deposito simulato ed osservato; reologia Kang e Zhang, $C_V = 0.45$ e $L_F = 180$ cm; le altezze del deposito (h_{max}) sono espresse in metri secondo la scala del modello matematico.

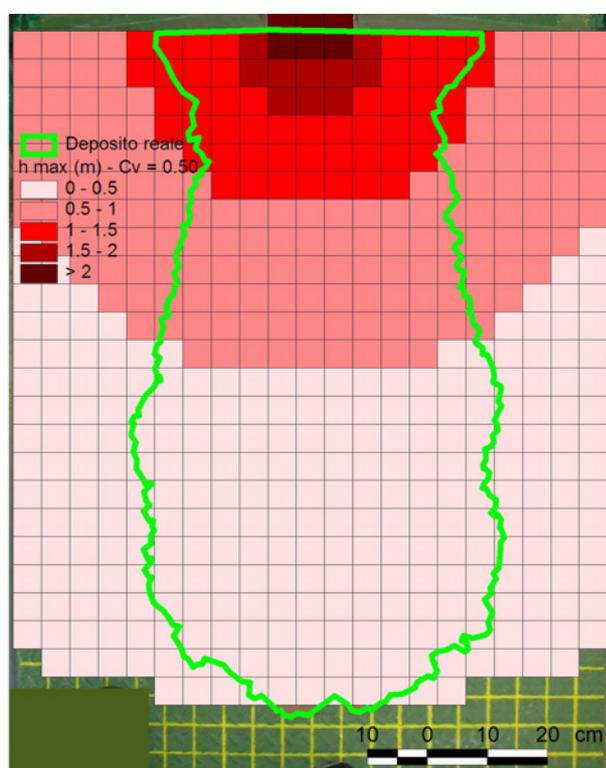


Figura 6.16. Confronto tra deposito simulato ed osservato; reologia Kang e Zhang, $C_V = 0.50$ e $L_F = 180$ cm; le altezze del deposito (h_{max}) sono espresse in metri secondo la scala del modello matematico.

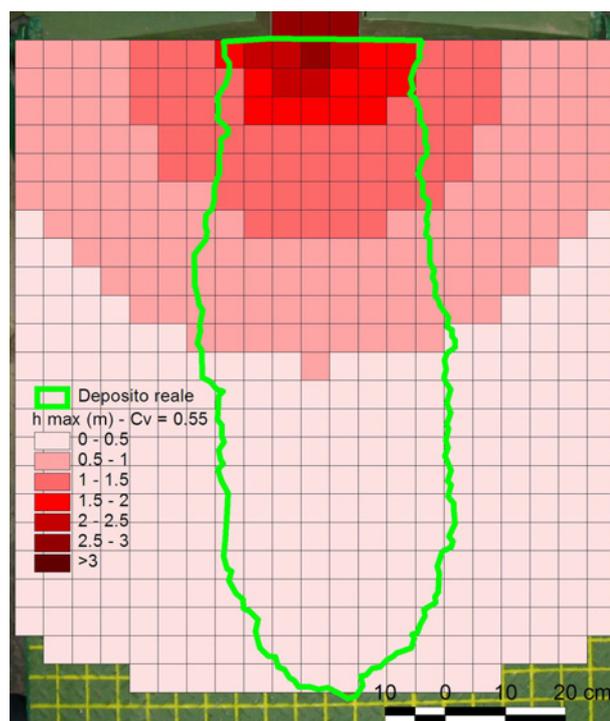


Figura 6.17. Confronto tra deposito simulato ed osservato; reologia Kang e Zhang, $C_V = 0.55$ e $L_F = 180$ cm; le altezze del deposito (h_{max}) sono espresse in metri secondo la scala del modello matematico.

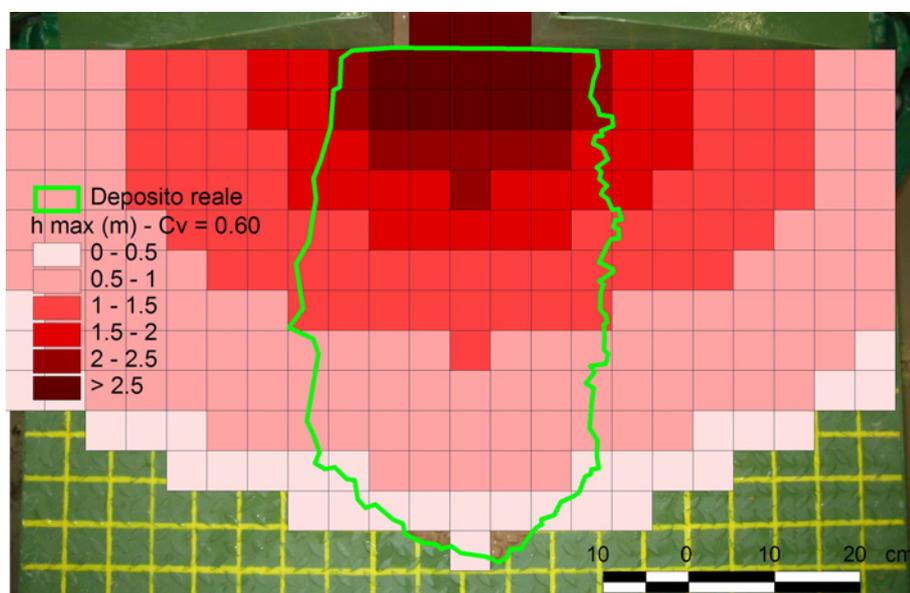


Figura 6.18. Confronto tra deposito simulato ed osservato; reologia Kang e Zhang, $C_V = 0.60$ e $L_F = 180$ cm; le altezze del deposito (h_{max}) sono espresse in metri secondo la scala del modello matematico.

6.3.4 Analisi complessiva della modellazione numerica

Analizzando i risultati conseguiti mediante le simulazioni numeriche delle prove di laboratorio risulta possibile fare alcune considerazioni sull'affidabilità dei dati ottenuti.

Il materiale granulare secco ha presentato fin da subito diversi problemi riguardanti la preparazione dei dati di input: tempi dell'idrogramma ridotti e valori di concentrazione solida volumetrica elevati. Gran parte delle prove sono state infatti simulate inserendo una concentrazione volumetrica costante pari a 0.715, valore appositamente stimato per la sostituzione del volume d'aria dei pori del materiale sintetico con acqua. Una volta trovata la reologia che meglio riproduceva i parametri morfologici del deposito di una prova campione, questa è risultata ottimale anche per gli altri test condotti col materiale granulare secco. Il modello di calcolo FLO-2D risente molto delle piccole variazioni d'inclinazione del piano e fornisce delle stime del runout in linea con quelle osservate. La massima dispersione laterale del deposito viene sempre sovrastimata anche se permane una relazione di dipendenza diretta con la pendenza. Totalmente non influenzati dall'inclinazione della canaletta risultano invece essere i parametri relativi all'altezza del deposito e alla velocità della colata i quali, in tutti i casi esaminati, risultano essere sottostimati; in FLO-2D le velocità più elevate sono registrate in prossimità della scatola, mentre nel modello fisico esse si collocano alla fine della canaletta in prossimità del piano di deposito. Per questi motivi i valori simulati di altezza massima del deposito e di velocità media della colata si possono in definitiva ritenere, per il materiale granulare, scarsamente soddisfacenti.

Diverso è stato il comportamento del programma di calcolo FLO-2D nelle simulazioni con il materiale di campo. La fase di preparazione dei dati di input è stata più agevole in quanto erano noti i valori di concentrazione volumetrica, anche se è rimasto il problema legato ai ridotti valori dei tempi dell'idrogramma di ingresso. Nelle prove con materiale di campo, addizionato a volumi variabili d'acqua, si sono mantenuti costanti l'inclinazione della canaletta (15°) e il volume della miscela solido-liquida (5.5 dm^3) e fatti variare la concentrazione solida volumetrica (0.45-0.65) e la distanza della scatola di carico dal piano di deposito (180, 135 e 90 cm). Dai risultati ottenuti mediante le modellazioni numeriche si può affermare che FLO-2D risulta sensibile alla variazione della concentrazione solida volumetrica, la quale a sua volta influenza i valori di sforzo di taglio e viscosità. I risultati testimoniano che per concentrazioni di sedimento attorno al 50% le simulazioni forniscono valori realistici di runout e di altezza del deposito mentre in tutti i casi viene sovrastimata abbondantemente la larghezza del deposito, pur

essendoci una relazione diretta con la concentrazione solida volumetrica. Anche in tale gruppo di sperimentazioni permane il problema della stima corretta della velocità che viene mediamente sottostimata del 70%; essa però non possiede più valori casuali e disomogenei, ma risulta correlata alla variazione di concentrazione volumetrica.

Se per concentrazioni pari a 0.45, 0.50 e 0.55 il modello matematico FLO-2D sembra essere validato da un'unica reologia (Kang e Zhang, 1980; vedi tabella 6.1), ciò non si verifica alle concentrazioni più elevate (0.60 e 0.65). Quest'ultima, in particolar modo, non viene simulata correttamente da nessuna delle tredici reologie (Tab. 6.9), mentre la prova relativa ad una concentrazione di 0.60 è stata adeguatamente simulata inserendo i parametri reologici denominati "Aspen Natural Soil". FLO-2D manifesta dei problemi con concentrazioni solide superiori al 60%, a riprova del comportamento anomalo già riscontrato nelle simulazioni con il materiale granulare secco.

Un'altra importante informazione ricavata dalle prove con il materiale di campo è la limitata sensibilità di FLO-2D alla variazione della lunghezza di corsa della colata. Infatti, a parità di concentrazione volumetrica, i valori registrati con lunghezze di corsa di 90 e 135 cm sono identici a quelli riscontrati posizionando la scatola di carico alla massima distanza dal piano di deposito (180 cm); solo collocando la scatola prima alla distanza massima e poi a quella minima consentita dal modello fisico si è registrata una piccola variazione nel valore di runout simulato (5 m).

La colata simulata con FLO-2D risente quindi leggermente dell'attrito col fondo; questo è stato successivamente confermato provando a modificare il coefficiente di scabrezza (n di Manning) di tutte le celle della *floodplain*.

Da un'analisi generale dei risultati ottenuti è possibile affermare che il modello di calcolo FLO-2D ricrea e prevede abbastanza fedelmente i valori di runout dei depositi osservati in laboratorio ed anche i valori delle altezze del flusso risultano essere accettabili.

La forma del deposito simulato è sempre simmetrica e triangolare, con valori di runout e dispersione laterale massima pressoché equivalenti; il modello non risente quindi della presenza del canale a monte del piano di deposito e quindi della maggiore quantità di moto nella direzione parallela alla 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. Tale problematica non viene ovviata nemmeno incrementando il valore del coefficiente K della dissipazione viscosa.

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 non predice con accuratezza l'estensione e la forma dei depositi da colata detritica e benino R .

6.4 Modellazioni numeriche dell'evento di colata detritica di Fiames (5 luglio 2006)

6.4.1 I parametri impiegati nelle simulazioni

La calibrazione dei due modelli numerici è stata effettuata, per ognuna delle sei colate detritiche indagate, mediante *back-analysis* condotta attraverso successive simulazioni dell'evento fino ad ottenere dei depositi finali il più possibile aderenti alla realtà in termini di spessore medio, area inondata, volume depositato e forma complessiva. L'operazione di confronto tra simulato e reale è stata effettuata mediante il software ArcGis sovrapponendo gli *shapefiles* dei limiti dei depositi rilevati in campo con quelli simulati mediante FLO-2D e RAMMS.

Il valore del volume solido e liquido in ingresso per ogni simulazione è quello determinato dalla ricostruzione idrologica dell'evento del 5 luglio 2006, descritto al paragrafo 2.3.

Per quanto riguarda le simulazioni numeriche effettuate con FLO-2D la taratura ha riguardato i parametri che descrivono lo schema reologico della colata detritica; essi sono lo sforzo di taglio e la viscosità che sono funzione della concentrazione solida volumetrica secondo delle equazioni empiriche di laboratorio (Eq. 2.24 e 2.25). Durante le prime simulazioni è stato testato il set di reologie riportate nella tabella 6.1. Le colate detritiche di Fiames si sono arrestate su pendenze elevate, sempre maggiori di 16° ; per poter simulare tale fenomeno si è dovuto scegliere in tutti i sei casi di studio la reologia con i più elevati valori di sforzo di taglio indicata con la terminologia "Aspen Pit 1" (Tab. 6.1).

Tale set reologico forniva risultati soddisfacenti ma in tutti i casi riproduceva depositi con valori di runout sempre maggiori di quelli reali. Si è cercata la corrispondenza tra deposito reale e simulato mediante la taratura del parametro denominato *surface detention* (da specificare nel file TOLER.DAT): ad ogni cella del dominio di calcolo è possibile assegnare un valore di tirante idrometrico fino al quale la portata in ingresso non viene distribuita alle otto celle adiacenti ma trattenuta come se la

cella fosse un serbatoio. All'aumentare del valore di *surface detention* prescelto, la simulazione riproduceva dei depositi meno allungati e con dispersioni laterali massime via via inferiori, facendola variare anche solo di 0.05 m; tale comportamento è osservabile nell'esempio riportato nella figura 6.19.

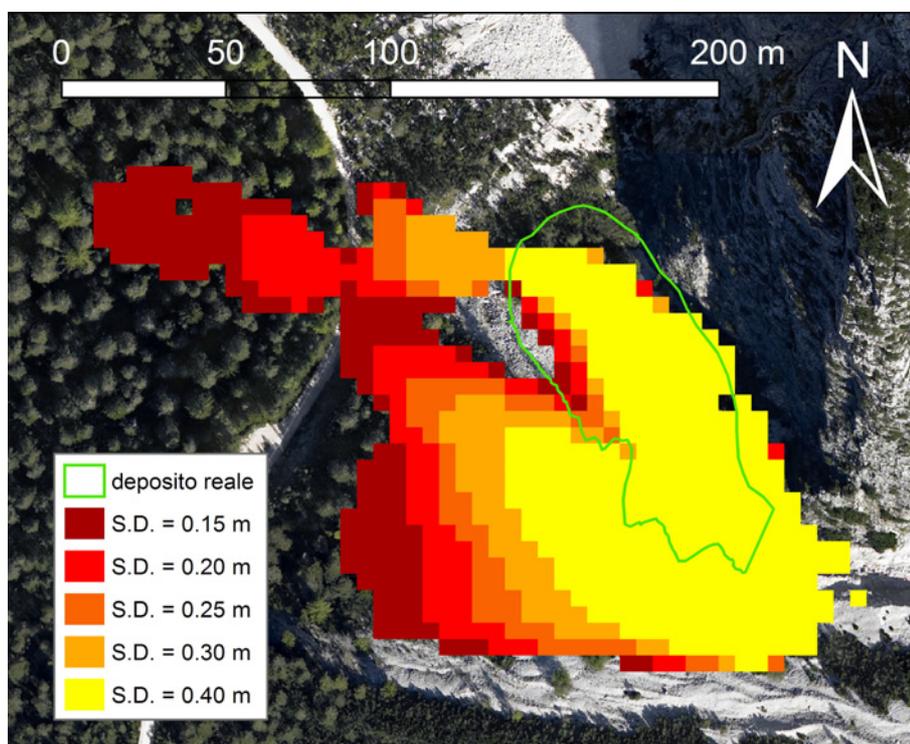


Figura 6.19. Variazione dell'estensione del deposito simulato all'aumentare del parametro *surface detention* (S.D.); esempio relativo al bacino 5.

L'intervallo di valori di *surface detention* calibrato mediante la *back-analysis* dell'evento del 5 luglio 2006 va da 0.10 m a 0.50 m. Nella tabella 6.11 vengono riportati il tipo di reologia ed i valori di *surface detention* calibrati e la dimensione della cella per ognuna delle sei colate detritiche simulate.

Tabella 6.11. Parametri calibrati mediante la simulazione numerica dell'evento di Fiames (5 luglio 2006) con il programma di calcolo FLO-2D.

FLO-2D						
Parametro di calibrazione	Bacino					
	1	2	3	4	5	6
Reologia	Aspen Pit 1					
<i>Surface detention</i> (m)	0.15	0.10	0.50	0.15	0.40	0.35
Dimensione della cella (m)	5	5	5	5	5	5

Per simulare la scabrezza del terreno, ad ogni cella del dominio di calcolo è stato assegnato un valore di n di Manning sulla base dell'uso del suolo della zona deposizionale (Fig. 6.20): $n = 0.08$ per la falda detritica, $n = 0.14$ per la mugheta ed $n = 0.33$ per la pineta di pino silvestre. Durante la taratura del modello si è notata una maggiore influenza esercitata sulla forma finale dei depositi simulati dai parametri reologici sopra descritti (schema reologico e *surface detention*) rispetto alla scabrezza assegnata al terreno.

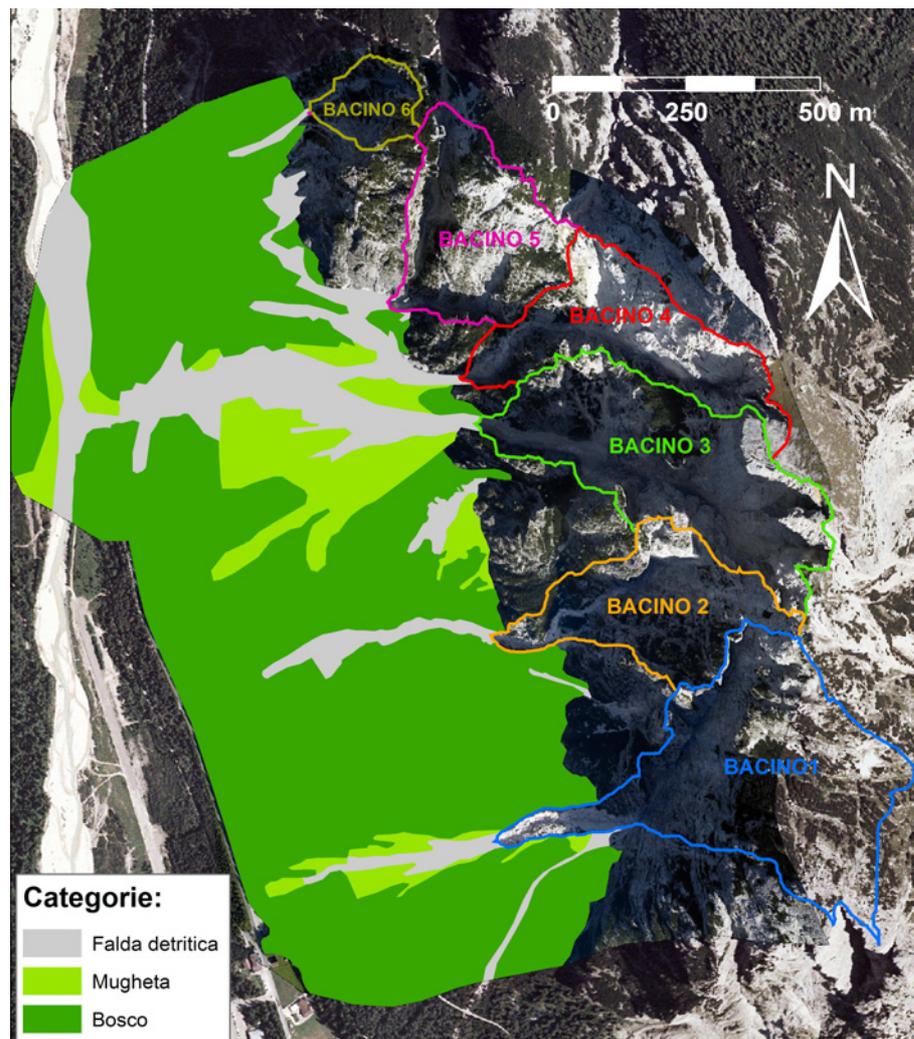


Figura 6.20. Uso del suolo nella zona deposizionale.

La calibrazione del modello numerico bidimensionale RAMMS ha interessato i due parametri d'attrito (cinetico e turbolento) che descrivono la reologia della colata detritica sulla base del modello di Voellmy. Il coefficiente di attrito cinetico μ è stato calcolato in base alla pendenza rilevata in corrispondenza del punto distale del deposito (θ_{df}) lungo un tratto pari a circa 40 m. Fissato il valore di μ , in ciascuna modellazione

numerica è stato fatto variare il solo coefficiente di attrito turbolento ξ in un intervallo compreso tra 15 e 1000 m/s^2 sulla base dei dati di letteratura riportati in tabella 2.1. La dimensione del lato delle celle triangolari che componevano il dominio di calcolo era variabile tra 5 e 20 m (Tab. 6.12).

Tabella 6.12. Parametri calibrati mediante la simulazione numerica dell'evento di Fiames (5 luglio 2006) con il programma di calcolo RAMMS.

RAMMS						
Parametro di calibrazione	Bacino					
	1	2	3	4	5	6
$\mu (= \tan \theta_{df})$	0.18	0.20	0.19	0.37	0.39	0.45
$\xi (\text{m/s}^2)$	500	40	15	40	100	1000
Dimensione della cella (m)	20	10	10	10	5	5

6.4.2 Analisi complessiva della modellazione numerica

I risultati derivanti dalle modellazioni numeriche dell'evento di Fiames (5 luglio 2006) sono riportati nell'Appendice C; in quest'ultima sono evidenziati, per ogni bacino e suddivisi in base al modello bidimensionale impiegato, i valori calibrati dei parametri discussi al paragrafo 6.4.1, il confronto tra i dati di campo e quelli ottenuti dalla modellazione riguardanti lo spessore medio del deposito h (m), il volume solido depositato V_S (m^3) e l'area inondata A (m^2) ed infine due figure che consentono un confronto visivo diretto tra il deposito reale e quello simulato.

Nonostante una calibrazione accurata dei parametri che descrivono la reologia delle colate detritiche da simulare, l'area inondata viene costantemente sovrastimata in tutti e sei i casi indagati (sovrastima che va dal 27% al 376% per FLO-2D e dal 254% al 1552% per RAMMS). In entrambi i modelli la dimensione della cella del dominio di calcolo influisce su tale parametro; infatti il valore massimo di sovrastima si presenta nella modellazione della colata detritica del bacino 1 effettuata con RAMMS (Fig. 6.21), dove la dimensione minima della cella a cui si è potuti arrivare è pari a 20 m e di conseguenza il livello di definizione della topografia è scarso; ciò può causare anche dei fenomeni di avulsione dal tracciato principale più o meno rilevanti (ad esempio la simulazione del bacino 4 con FLO-2D; Fig. 6.22) con un conseguente incremento dell'area inondata dalla colata detritica. Solo per il modello RAMMS si nota, in tutti i

casi, la formazione di depositi anche all'interno del canale principale ed una tendenza a simulare dei depositi a forma di ventaglio con valori di dispersione laterale massima nettamente maggiori rispetto a quelli rilevati in campo (Fig. 6.21); tale forma è tipica dei depositi da valanga e ciò sottolinea la necessità di migliorare e sviluppare ulteriormente il modello sperimentale RAMMS per poterlo utilizzare anche per la modellazione numerica dei debris flow e dei crolli di roccia.

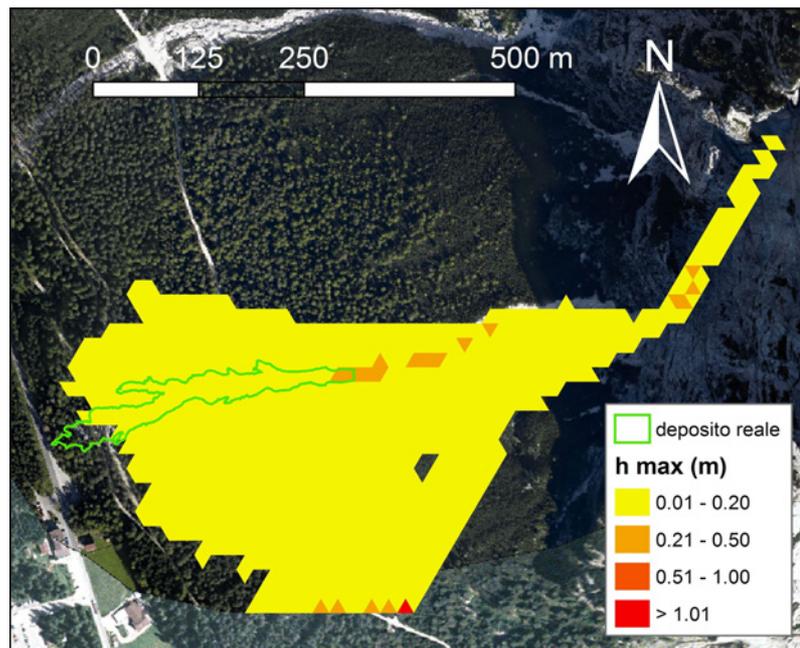


Figura 6.21. Risultati della simulazione numerica con RAMMS – Bacino 1.

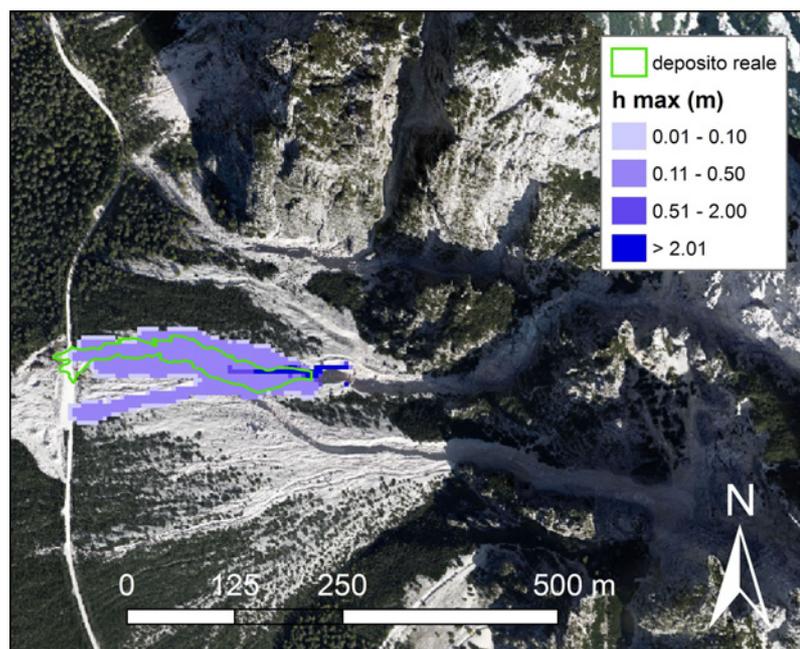


Figura 6.22. Risultati della simulazione numerica con FLO-2D – Bacino 4.

Al contrario lo spessore medio dei depositi viene sottostimato, fatta eccezione per due casi simulati con FLO-2D: nel bacino 3 vi è una sovrastima di circa 1 m mentre nel bacino 6 lo spessore medio simulato e quello osservato in campo sono simili (Appendice C); tale sottostima generale è una conseguenza dell'analisi appena enunciata riguardante i valori di area inondata, in quanto il volume solido depositato è noto a priori in entrambi i modelli numerici. Le sottostime di spessore hanno valori percentuali che si collocano, per quanto riguarda FLO-2D, all'interno di un intervallo compreso tra il 57% ed il 75% (valor medio 66%), mentre per RAMMS si nota uno scarto percentuale maggiore (dal 78% al 95%, valor medio 88%), a conferma della simulazione di depositi che occupano ampie superfici, simili a quelli delle valanghe.

Nelle modellazioni numeriche condotte mediante FLO-2D si è notata una maggiore influenza esercitata dal parametro *surface detention* sulle distanze di arresto dei sei casi simulati se paragonato a quelli che descrivono la reologia della colata detritica ovvero lo sforzo di taglio τ_y e la viscosità μ_N . Aumentando i valori di *surface detention* la distanza di arresto della colata detritica si riduce progressivamente così come, seppur in misura minore, la dispersione laterale del deposito (Fig. 6.19). Tale parametro diventa perciò un surrogato degli schemi reologici proposti in tabella 6.1 o comunque un parametro complementare ai valori di sforzo di taglio e di viscosità che il debris flow manifesta durante la dinamica dell'evento.

I debris flow dolomitici di Fiammes si sono depositati ed arrestati su pendenze elevate, sempre maggiori di 16° (Tab. 5.2); la relativa reologia ha presentato alti valori dello sforzo tangenziale basale e della viscosità ed è possibile che durante la dinamica dell'evento una parte dell'acqua presente all'interno della miscela solido-liquida sia stata drenata verso la superficie del conoide, facendo così diminuire la mobilità del fenomeno gravitativo in atto. Per poter riprodurre tale fenomeno deposizionale, avvenuto come detto su elevate pendenze, si sono dovuti infatti impiegare dei valori di sforzo di taglio e di viscosità notevoli; questi ultimi sono di scarso significato fisico in corrispondenza delle concentrazioni solide volumetriche al picco derivanti dalla ricostruzione idrologica dell'evento del 5 luglio 2006 (Tab. 6.13), con uno sforzo di taglio massimo pari a circa $2.2 \times 10^6 \text{ N/m}^2$ ed una viscosità massima di quasi $3.3 \times 10^4 \text{ Pa s}$.

Tabella 6.13. Valori di sforzo di taglio e viscosità relativi alla reologia “Aspen Pit 1” in corrispondenza delle concentrazioni solide volumetriche massime per ogni bacino e di quella minima.

Bacino	$C_{V \max}$	τ_y (N/m ²)	μ_N (Pa s)
1	0.665	478617	8688
2	0.700	1176620	18829
3	0.710	1521423	23486
4	0.700	1176620	18829
5	0.630	194689	4009
6	0.725	2237023	32718
$C_{V \min}$	0.200	3.1	0.3

In letteratura si trovano diverse ricerche nelle quali le simulazioni condotte mediante FLO-2D di eventi colata detritica che utilizzano parametri reologici aventi significato fisico (Hübl e Steinwendtner, 2001; D’Agostino e Tecca, 2006; Rickenmann et al., 2006). Per poter riprodurre correttamente l’evento del 5 luglio 2006 di Fiames si sono dovuti invece impiegare dei valori di sforzo tangenziale e viscosità assai elevati e perciò di scarso significato fisico. Tale forzatura nei parametri reologici combinata con la forte influenza esercitata dal parametro *surface detention* sull’estensione del deposito finale si spiegano analizzando le caratteristiche dell’area di studio di Fiames e dell’evento di colata detritica del 2006. La maggior parte delle colate detritiche si sono arrestate su elevate pendenze, all’interno della pineta di pino silvestre presente nella parte inferiore della zona deposizionale; essa ha accelerato il fenomeno deposizionale in quanto il flusso detritico, impattando sui singoli alberi ed in certi casi sradicando interi soggetti arborei, ha rallentato rapidamente la sua corsa. Il fenomeno dissipativo appena descritto non può essere riprodotto solamente mediante l’assegnazione di un coefficiente di scabrezza (n di Manning) diffuso su tutta la superficie interessata dal bosco, ma si devono innalzare forzatamente i valori di sforzo di taglio e viscosità i quali diventano dei surrogati delle dissipazioni energetiche che la colata detritica subisce in bosco. Altro fenomeno rilevante verificatisi durante l’evento è il drenaggio dell’acqua dalla colata detritica verso la superficie del conoide, confermato dal fatto che i giorni antecedenti l’evento non si è verificata alcuna precipitazione significativa. Infine le discontinuità topografiche presenti nella zona deposizionale (strada, pista ciclabile, contropendenze) hanno di certo contribuito, seppur in modo minore rispetto alle due caratteristiche appena descritte, ad innescare ed accelerare il fenomeno deposizionale. Si nota come l’evento di colata detritica del 5 luglio 2006 sia assai complicato da riprodurre mediante

FLO-2D in quanto presenta caratteristiche topografiche particolari e dinamiche difficili da simulare. La reologia delle colate detritiche di Fiames sono risultate essere comunque ben calibrabili combinando però assieme valori di sforzo di taglio e viscosità assai elevati e di scarso significato fisico ed un parametro (*surface detention*) che non dovrebbe essere così influente sulla fase deposizionale della colata detritica e quindi sulla forma finale dei depositi.

Nei sei casi analizzati, il modello bidimensionale RAMMS ha simulato sempre dei depositi aventi una forma a ventaglio con dispersioni laterali di gran lunga superiori a quelle osservate in campo. A differenza di FLO-2D, dove il volume solido e liquido entrava in maniera progressiva secondo tempi e valori indicati nel sedimentogramma specificato in fase di input, nelle simulazioni numeriche condotte con RAMMS l'intero volume di partenza è stato collocato in un'unica area di distacco (*release area*) lungo il collettore principale del bacino in roccia; questa condizione iniziale, combinata al fatto che la massa si muove tutta nel medesimo istante, ha prodotto delle simulazioni che già nella fase iniziale divergevano in maniera notevole dal fenomeno reale osservato in campo. La mobilitazione istantanea di tutta la massa coinvolta nell'evento ha creato un flusso che si è propagato lungo il canale sottostante; quest'ultimo però presentava delle sezioni insufficienti a contenere l'intero flusso detritico e la prima conseguenza è stato il verificarsi di fenomeni di avulsione già in prossimità del punto di innesco ed anche all'altezza delle sezioni del canale poste a valle. Il fenomeno deposizionale ha interessato così anche la parte di conoide a monte del punto in cui, nella realtà, la colata detritica ha iniziato a depositarsi. Lo sviluppo futuro del modello dovrà quindi prendere in considerazione la possibilità di "temporizzare" il volume in ingresso mediante la possibilità di inserire come dato di input un sedimentogramma oppure suddividere l'area di distacco in zone che si movimentano secondo una schema temporale fornito dall'utente.

7. CONCLUSIONI

La presente attività di ricerca ha riguardato lo studio e la modellazione dei processi di deposizione ed arresto delle colate detritiche e la definizione dello schema reologico ad esse collegato. Le metodologie di indagine impiegate a tale scopo sono consistite in prove di laboratorio su modello fisico, analisi di campo condotta su eventi reali e modellazione numerica mediante programmi di calcolo bidimensionali. Si è cercata e testata la possibilità di integrazione tra i risultati ottenuti mediante i tre differenti livelli di studio, approfondendo, in particolare, i metodi per la stima della distanza di arresto, la comprensione dei parametri legati alla reologia della colata detritica, l'influenza dei fattori di scala nel confronto tra analisi di campo ed indagini di laboratorio ed, infine, l'affidabilità della modellazione numerica.

La modellazione fisica in laboratorio, attraverso la quale si possono misurare e ricostruire i diversi parametri topografici, geomeccanici e reologici coinvolti nella fase deposizionale dei debris flow, è stata condotta mediante un reometro a piano inclinato; esso è costituito da un piano (2 m x 1 m) inclinabile da 0° a 38°, al quale è collegato un piano orizzontale lungo 1.5 m e largo 1 m che serve da area di deposizione. Complessivamente sono stati effettuati 93 test di laboratorio: 62 prove quasi-statiche e 31 di tipo dinamico. La scatola di carico, con paratoia rimovibile rivolta verso il piano fisso orizzontale, è un parallelepipedo a base quadrata (15 x 15 cm; altezza: 33 cm) avente un volume massimo di carico pari a 7 dm³. Sono state testate tre differenti tipologie di materiale: materiale sintetico, ghiaino e matrice (diametro < 19 mm) di depositi di colata detritica campionata presso Fiames (Cortina d'Ampezzo, BL); al materiale di campo sono stati addizionati diversi quantitativi d'acqua per riprodurre delle miscele solido-liquide aventi concentrazioni solide volumetriche variabili tra il 45 ed il 67%.

In entrambi i tipi di test condotti (quasi-statici e dinamici) con il materiale granulare secco si è notata una relazione diretta tra i tre parametri che descrivono la forma del deposito (runout R , dispersione laterale B e area inondata A) e l'inclinazione del piano del reometro (α), mentre la relazione è risultata inversa tra α ed il volume residuo (V_R). Nelle prove effettuate con il materiale di campo si è dedotto che il parametro più influente sul processo di deposizione è la concentrazione solida volumetrica della miscela (C_V).

La relazione trovata tra l'energia potenziale spendibile dalla massa di prova (equivalente al lavoro effettuato, \mathcal{L}) ed R è di tipo diretto in tutto il set di prove condotto con i materiali granulari. Inoltre a parità di $\Delta\mathcal{L}$ speso, il ΔR relativo ai test effettuati con il volume più ridotto (2 dm^3) è risultato essere maggiore se confrontato con quello ottenuto con le altre due volumetrie. Nel processo di deposizione sono coinvolte due forme di dissipazione dell'energia potenziale: una dovuta agli attriti con il fondo e l'altra collegata agli attriti interni del materiale in movimento. Si può supporre che il primo tipo di dispersione cresca all'aumentare del volume mentre gli attriti interni aumentano proporzionalmente col volume di prova. Nelle prove condotte con la matrice dei depositi di colata detritica si è osservato invece che R non è sempre in relazione diretta con \mathcal{L} e che vi è una forte influenza esercitata da C_V .

I risultati maggiormente significativi ottenuti dall'analisi della dinamica delle prove condotte in canaletta mediante il materiale sintetico riguardano le velocità parziali (u) e l'accelerazione (a); quest'ultima raggiunge il valore massimo a metà percorso per poi diminuire e annullarsi nell'ultimo tratto in corrispondenza di un andamento costante della velocità. Tale comportamento è dato dal raggiungimento di una velocità limite di scorrimento a causa degli attriti interni dei grani in movimento ed in misura minore dagli attriti che si generano tra il flusso granulare asciutto ed il fondo della canaletta. Nelle prove dinamiche effettuate con le miscele solido-liquide si è notato che i valori di R e di velocità media u_m decrescono entrambi bruscamente per C_V superiori al 55%, evidenziando una loro stretta dipendenza dal rapporto tra frazione liquida e solida della miscela di prova.

Mediante un'analisi di regressione multipla dei dati derivanti dalle prove di laboratorio sono state sviluppate delle equazioni empiriche predittive della massima distanza di arresto (R_{max}), della massima dispersione laterale del deposito (B_{max}) e della distanza totale planimetrica percorsa dalla colata detritica (L).

E' stata studiata innanzitutto la relazione tra B_{max} e R_{max} ; nei test quasi-statici condotti con il materiale di campo la massima dispersione laterale e la massima distanza d'arresto sono pressoché uguali ($B_{max} = 1.06 R_{max}$). Per quanto riguarda i materiali granulari, la distanza di arresto è inferiore alla dispersione laterale ($B_{max} = 1.41 R_{max}$). Tali differenze sono causate dai minori attriti che si creano nel contatto tra la miscela solido-liquida ed il piano orizzontale di deposito, con il conseguente raggiungimento di valori maggiori di R_{max} nelle prove condotte con la matrice campionata in campo. Nelle

prove dinamiche condotte con materiale di campo la massima dispersione laterale del deposito è pari a circa la metà del valore di massimo runout ($B_{max} = 0.55 R_{max}$), mentre nei test condotti mediante il materiale sintetico i due parametri si equivalgono ($B_{max} = R_{max}$). Tali relazioni evidenziano ancora una volta la presenza di minori attriti tra la colata ed il fondo nei test condotti con materiale di campo; tale comportamento è inoltre amplificato dal percorso effettuato dalla colata detritica lungo la canaletta artificiale.

Sono state sviluppate tre equazioni empiriche predittive di R_{max} in funzione dell'energia potenziale (rappresentata da h_G) o del carico cinetico ($u^2/2g$) e della C_V . Ponendo a confronto le equazioni 4.4 ($R_{max} = 0.46 h_G C_V^{-2}$) e 4.5 ($R_{max} = 1.04 (u^2/2g) C_V^{-2}$) relative alle prove dinamiche è interessante notare come metà dell'energia potenziale spendibile dalla massa di prova venga dissipata durante il processo dinamico di propagazione della colata detritica mentre la restante parte si trasformi in energia di movimento e arresto.

Nell'ambito della stima della distanza di arresto è stata ricalibrata l'equazione 3.2 di Vandre (1985) ($R = \omega \Delta h$) trovando un nuovo valore del coefficiente ω ; tale relazione non è in grado di riprodurre correttamente il fenomeno di *dambreak* mentre si adatta piuttosto bene ai flussi granulari asciutti delle prove dinamiche.

Operando la stima della distanza totale planimetrica percorsa dalla colata detritica (L), è stato calcolato un nuovo valore del parametro di mobilità (H/L) a seconda del materiale e del tipo di test effettuato. Takahashi (1994) (in Bathurst et al., 1997) ha proposto la relazione $H/L = \tan \beta = 0.20$; nel presente studio tale valore empirico viene riscontrato nelle prove condotte con materiale di campo (sia quasi-statiche che dinamiche) tranne che per le più elevate concentrazioni volumetriche testate in laboratorio ($C_V = 0.60-0.67$), mentre nei test condotti con il materiale granulare H/L assume valori compresi tra 0.40 e 0.80 a causa dei maggiori attriti esistenti tra la colata ed il fondo. Le prove condotte con i flussi granulari asciutti hanno il livello di mobilità più basso e forniscono perciò la stima delle minime distanze di arresto rispetto a quelle derivanti dai test condotti con le miscele solido-liquide; le prime possono essere utilizzate per effettuare una mappatura del sovralluvionamento minimo atteso.

Analizzando la variazione di β in funzione di C_V , in tutti i test condotti con materiale di campo (quasi-statici e dinamici) si trova lo stesso comportamento per valori di C_V maggiori di 0.55. Il valore soglia di C_V pari a 0.55 è probabilmente determinato dal modo con cui la miscela solido-liquida dissipa l'energia potenziale. Nelle prove di

laboratorio, la dissipazione dell'energia è dipendente dalla velocità del flusso ed è principalmente dovuta dalle collisioni tra le particelle solide presenti all'interno della colata. La dissipazione di tipo turbolento ha una considerevole influenza nelle miscele con un elevato contenuto di acqua ($C_V = 0.45$ e 0.50). Per $C_V = 0.55$ le collisioni interne non hanno un peso preponderante nella dissipazione dell'energia e β si attesta su valori pressoché costanti.

Alcune delle equazioni predittive sono esportabili al campo: le relazioni ricalibrate di Vandre (1985) (Tab. 4.2) e di Takahashi (1994) (Tab. 4.3); le equazioni 4.4 ($R_{max} = 0.46 h_G C_V^{-2}$) e 4.6 ($B_{max} = 1.38 R_{max} C_V^{0.41}$) per la stima rispettivamente di R_{max} e B_{max} ; l'equazione 4.8 ($H/L = \tan \beta = 1.40 C_V^2 - 0.64 C_V + 0.16$) che, applicata ai dati di campo, ha fornito interessanti indicazioni. Le rimanenti equazioni sono esplorative del fenomeno ed hanno lo scopo di comprendere ed approfondire i legami esistenti tra i parametri che regolano il processo deposizionale delle colate detritiche.

Un approccio di tipo energetico è stato adottato per la stima dello sforzo tangenziale basale agente tra il piano orizzontale di deposito e la colata detritica artificiale; esso si è basato sul confronto tra l'energia potenziale posseduta dalla massa all'interno della scatola di carico e quella spesa dal materiale durante il processo dinamico di formazione del deposito. Tale approccio ha dimostrato l'esistenza di comportamenti differenti tra le prove condotte usando miscele solido-liquide (materiale di campo) e quelle realizzate con i materiali granulari a secco.

Nei materiali granulari, per volumi apparenti di 2 e 4 dm³, al crescere della pendenza del piano inclinato si osservano valori di sforzo tangenziale più elevati e masse depositate di magnitudo superiore; al contrario, con un volume apparente di prova pari a 6 dm³, lo sforzo tangenziale basale assume valori pressoché costanti in corrispondenza delle diverse inclinazioni del piano del reometro (250-350 N/m² per il materiale sintetico, 750-850 N/m² per il ghiaino). I valori di sforzo tangenziale ottenuti per il ghiaino sono simili a quelli trovati da Major e Pierson (1992) per colate detritiche di tipo fangoso con $C_V = 0.66$ (605-760 N/m²; intervallo di deformazione angolare: 10-33 s⁻¹).

Nelle prove condotte con la matrice dei depositi delle colate detritiche di Fiamas la concentrazione solida volumetrica della miscela solido-liquida influisce sia sui valori di sforzo tangenziale basale che su quelli di massa depositata (per $C_V = 0.45$, $\tau_{med} = 27$ N/m²; per $C_V = 0.67$, $\tau_{med} = 273$ N/m²). Infatti il confronto tra i risultati ottenuti dai test

condotti con un volume apparente di ghiaio pari a 6 dm^3 ($\tau_{med} = 773 \text{ N/m}^2$) e quelli effettuati con le miscele solido-liquide aventi il più alto valore di C_V (0.67), ha messo in luce il fatto che la presenza di materiale fine e di limitati quantitativi d'acqua può essere sufficiente per ridurre drasticamente di circa il 65% lo sforzo tangenziale totale τ .

L'approccio energetico adottato per la stima dello sforzo tangenziale basale è risultato essere un metodo rapido per comprendere lo schema reologico relativo alla matrice delle colate detritiche. E' stata infatti trovata una relazione di tipo esponenziale che lega τ alla C_V con un elevato grado di accuratezza; i dati di sforzo tangenziale basale e l'equazione interpolatrice di tipo esponenziale sono stati confrontati con quelli proposti da Coussot et al. (1998) e da Kang e Zhang (1980) (esaminando una possibile variazione della deformazione angolare compresa tra 10 e 50 s^{-1}). Lo schema reologico di Kang e Zhang è risultato essere sufficientemente adatto a descrivere il comportamento della matrice dei depositi raccolta a Fiammes, specialmente per valori moderati di deformazione angolare (15 - 20 s^{-1}); al contrario la matrice campionata presso il torrente Moscardo da Coussot e al. (1998) riflette parzialmente il diverso tipo di litologia e principalmente le differenti dimensioni dei campioni analizzati. Un ulteriore confronto è stato effettuato con lo schema reologico ottenuto da Martino (2003) per l'evento di Sarno del 1996; l'intervallo di concentrazioni solide volumetriche testate ($C_V = 0.250$ - 0.527) è inferiore a quello analizzato nel presente studio, ma l'andamento di τ espresso in funzione di C_V segue esattamente quello relativo alle colate detritiche di Fiammes (deformazione angolare pari a 10 s^{-1}).

I valori di sforzo tangenziale basale stimati mediante i test di laboratorio sono stati inoltre comparati con quelli riportati nello studio condotto da Tecca et al. (2003) relativo a campioni di materiale prelevati dalla piazza di deposito del bacino dolomitico di Acquabona (Cortina d'Ampezzo, BL). Tecca et al. (2003), assumendo un valore moderato del gradiente di velocità pari a 10 s^{-1} , hanno trovato un valore di sforzo tangenziale di 1037 N/m^2 . Lo sforzo tangenziale basale stimato in laboratorio per $C_V = 0.60$ ($\tau \cong 120 \text{ N/m}^2$) è quasi dieci volte inferiore a quello misurato indirettamente ad Acquabona. In altri studi (D'Agostino e Tecca, 2006), nei quali la reologia è stata calibrata mediante un modello numerico, lo schema reologico individuato risulta avere valori di sforzo tangenziale maggiormente aderenti a quelli dedotti nel presente studio.

L'analisi di campo ha riguardato l'evento di colata detritica occorso il 5 luglio 2006 in località Fiammes di Cortina d'Ampezzo (BL). Le sei colate detritiche oggetto di studio

sono state innescate da un intenso temporale (12.5 mm/5'; 64 mm/h) combinato ad una violenta grandinata abbattutisi lungo le pendici del Pomagagnon; esse si sono originate al contatto tra le pareti rocciose e le falde detritiche attraverso la mobilitazione del detrito incoerente all'interno di un flusso con una progressiva presa in carico di sedimenti derivante dall'erosione del letto e delle sponde del canale inciso lungo il conoide.

Immediatamente dopo l'evento è stata condotta una campagna di rilievi che ha consentito di misurare diverse caratteristiche relative ai depositi, al canale di trasporto ed erosione ed alle zone di innesco. Dai depositi sono stati prelevati diversi campioni di matrice (diametro < 19 mm) che sono stati in seguito utilizzati nelle modellazioni fisiche in laboratorio. Le colate detritiche di Fiames hanno trasportato materiale scarsamente assortito, compreso in un intervallo granulometrico tra il limo e l'argilla ed i massi grossi (1-2 m di diametro); la parte fine (< 20 mm) non supera il 30%. I volumi solidi depositati sono compresi tra 2100 e 46800 m³.

I debris flow di tipo dolomitico hanno evidenziato caratteristiche intermedie tra quelli di tipo granulare e quelli fangosi, con una forma dei depositi allungata in senso longitudinale.

Una *back-analysis* delle distanze di arresto è stata effettuata applicando quattro diversi metodi: l'approccio volumetrico, i metodi legati alla topografia, equazioni empiriche comprendenti diversi parametri ed i metodi fisicamente basati.

L'approccio volumetrico ha evidenziato un grado di mobilità intermedia in termini di area inondata in funzione del volume depositato ($k = A/V^{2/3} = 14.2$) che si colloca tra le colate granulari ($k = 6.2$; Crosta et al., 2003) e quelle fangose ($k = 33$; Berti e Simoni, 2007).

Le colate detritiche di Fiames si sono depositate su pendenze elevate, sempre superiori ai 16°; l'applicazione dei metodi legati alla topografia ha dato luogo a risultati non soddisfacenti (Ikeya, 1989; Burton e Bathurst, 1998), confermando che le colate detritiche analizzate hanno manifestato, durante l'evento, elevati valori dello sforzo tangenziale basale. Il rallentamento del debris flow è stato probabilmente aumentato dal drenaggio dell'acqua contenuta nella miscela solido-liquida in movimento e dalla presenza del bosco e di discontinuità topografiche all'interno della zona deposizionale.

L'applicazione comparata delle equazioni empiriche per la stima della distanza di arresto e di quella totale percorsa dalla colata detritica ha messo in evidenza il fatto che esse rimangono un utile strumento per effettuare una mappatura preliminare del

pericolo. E' da notare che nei conoidi molto pendenti l'impiego di equazioni predittive contenenti il dislivello totale fra innesco e punto di deposizione (quindi implicitamente la distanza stessa da stimare) può causare notevoli errori ed è da preferire l'adozione di equazioni dipendenti dal volume. Infatti, l'equazione 3.8 ha un elevato rendimento dovuto all'inserimento nella relazione del dislivello totale H misurato. Considerando le altre equazioni empiriche, la stima di R attraverso l'equazione 3.5 è di tipo cautelativo e le equazioni 3.4 e 3.6 hanno fornito valori sottostimati di R con errori non maggiori del 33% e del 23% rispettivamente. I risultati che si ottengono con la relazione di Ikeya (1989) (Eq. 3.4) sono meritevoli di attenzione, considerando le differenti condizioni geomorfologiche, geologiche e climatiche presenti in Giappone. L'equazione di Zimmermann et al. (1997) (Eq. 3.7) ha predetto un involuppo inferiore del rapporto H/L , ad ulteriore conferma dell'elevato comportamento dissipativo della colata detritica che si origina da bacini costituiti da litologie di tipo dolomitico.

La calibrazione dell'equazione 3.9 basata sulla conservazione della quantità di moto, ha confermato che, come nelle ricerche condotte da Okuda e Suwa (1984) e Rickenmann (2005), la pendenza energetica S_e è prossima a quella del conoide. Il rapporto massimo calibrato tra queste due pendenze (coefficiente $f = 1.072$) si avvicina a quello proposto da Rickenmann (2005) ($f = 1.08$) ed è inferiore al valore ($f = 1.12$) ottenuto da Okuda e Suwa (1984).

L'efficienza netta di trasporto del fenomeno gravitativo (L/H) fornisce l'ampiezza delle dissipazioni energetiche complessive all'interno (frizionali, turbolente e viscosi) e all'esterno del flusso. I dati di campo si collocano in un range compreso tra 2 e 3 (valore medio pari a 2.6); i test di laboratorio condotti utilizzando un campione della matrice raccolto dai depositi delle colate detritiche di Fiames (prove dinamiche e quasi-statiche; $C_V = 0.45 - 0.67$) hanno evidenziato una maggiore efficienza di trasporto che si attesta in un intervallo compreso tra 2.9 e 6.9 (valore medio pari a 4.6). La minor capacità di dissipazione energetica riscontrata negli esperimenti condotti col modello fisico è probabilmente ascrivibile ad un inferiore livello di scabrezza della canaletta artificiale e del piano orizzontale di deposito che non riesce a riprodurre le irregolarità della topografia (sezioni trasversali del canale, morfologia del conoide, vie di comunicazione) e la presenza della vegetazione. Si è notato inoltre che le miscele solido-liquide con bassi valori di C_V hanno un comportamento più turbolento e collisionale; una frazione dell'energia potenziale viene spesa proporzionalmente alla lunghezza percorsa in canaletta dalla colata detritica artificiale. Di contro, quando la viscosità è molto elevata

($C_V \geq 0.55$), la distanza di arresto non è limitata dalla lunghezza del percorso effettuato e la colata detritica può sempre depositarsi secondo un valore massimo dell'angolo β (R minimo). Tale criterio ha funzionato discretamente bene per il caso di studio di Fiammes dove l'introduzione di un valore elevato di C_V (0.67) nell'equazione 4.8 ha fatto ottenere una quasi perfetta interpolazione dei dati di campo con un livello di precisione comparabile a quello dell'equazione 3.7. L'impiego di un valore inferiore di C_V (0.60), maggiormente realistico per l'evento di Fiammes, provoca una sovrastima di L (in media del 40%) e quindi una valutazione cautelativa di tale variabile. In questo caso il divario presente tra i dati di campo e quelli di laboratorio può essere considerato adatto per sviluppare delle equazioni predittive per la mappatura del pericolo da debris flow prudenziali e quindi a favore della sicurezza.

La stima dello sforzo tangenziale basale mediante la formula di Johnson (1970) ha fornito dei valori elevati di τ_c (valor medio 5228 N/m²); tali dati sono risultati essere in linea con quelli di altre ricerche (Coussot et al., 1996; Sosio et al., 2006), anch'esse fortemente influenzate dalla topografia e dall'uso del suolo della zona deposizionale e dai massi grossi ed il legname trasportato sul fronte della colata detritica. Si è avuta conferma delle problematiche evidenziate da Iverson (2003) poiché il τ_c stimato è risultato essere proporzionale allo spessore del deposito e quindi al suo peso; lo sforzo tangenziale è invece un parametro che varia durante la dinamica dell'evento e non può essere considerato come una "vera" proprietà reologica della colata detritica. In definitiva il metodo di Johnson (1970) risulta essere poco significativo per la descrizione della reologia dei debris flow analizzati a Fiammes.

La terza metodologia di indagine utilizzata è stata la modellazione numerica; essa ha riguardato sia l'evento di Fiammes del 5 luglio 2006 che le prove di laboratorio di tipo dinamico ed è stata condotta mediante il programma di calcolo FLO-2D (O'Brien, 2003) ed il modello sperimentale RAMMS. Quest'ultimo è stato impiegato solamente per la *back-analysis* dell'evento reale.

Le simulazioni numeriche dei test di laboratorio hanno riguardato sia quelli effettuati con il materiale sintetico che quelli condotti con le miscele solido-liquide a diverse concentrazioni. E' stato trovato uno schema reologico ("Glenwood 3") in grado di stimare correttamente il runout di tutti i test condotti col materiale granulare; la massima dispersione laterale del deposito è stata sempre sovrastimata anche se si è notata una relazione di dipendenza diretta con la pendenza. Totalmente non influenzati

dall'inclinazione della canaletta sono risultati essere i parametri relativi all'altezza del deposito ed alla velocità della colata i quali, in tutti i casi esaminati, sono stati sottostimati.

Diverso è stato il comportamento del programma di calcolo FLO-2D nelle simulazioni con il materiale di campo. FLO-2D è risultato sensibile alla variazione della concentrazione solida volumetrica, la quale a sua volta determina i valori di sforzo di taglio e di viscosità. Per C_V pari a 0.45, 0.50 e 0.55 il modello matematico FLO-2D è stato validato da un'unica reologia (Kang e Zhang, 1980); ciò non si è verificato alle concentrazioni più elevate ($C_V = 0.60$ e 0.65). La prova a concentrazione maggiore non è stata simulata correttamente da nessuna delle tredici reologie (Tab. 6.1), mentre il test con $C_V = 0.60$ è stato adeguatamente riprodotto inserendo i parametri reologici denominati "Aspen Natural Soil".

In generale la forma planimetrica del deposito simulato mediante FLO-2D è risultata sempre simmetrica, con valori di runout e dispersione laterale massima pressoché equivalenti; il modello non ha risentito della presenza del canale a monte del piano di deposito e quindi della maggiore quantità di moto nella direzione parallela alla canaletta. 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 bene R e non stima invece con accuratezza l'estensione e la forma dei depositi da colata detritica.

La modellazione numerica dell'evento reale del 5 luglio 2006, nonostante l'accurata calibrazione dei parametri reologici dei due modelli bidimensionali, ha sempre sovrastimato l'area inondata; di conseguenza, essendo il volume solido depositato un dato di input, gli spessori sono stati quasi sempre sottostimati. Tali discrepanze tra depositi osservati e simulati sono risultate più evidenti analizzando i depositi ottenuti con il modello sperimentale RAMMS; quest'ultimo ha sempre riprodotto dei depositi aventi una forma a ventaglio, simili alle valanghe, con dispersioni laterali di gran lunga superiori a quelle osservate in campo. La sovrastima sistematica dell'estensione del deposito fornita dal programma di calcolo RAMMS è dovuta al fatto che l'intero volume di partenza deve essere collocato in un'unica area di distacco e che esso si muove tutto nello stesso istante; ciò causa dei fenomeni di avulsione lungo il canale artificiale cosicché la colata detritica va ad occupare delle zone del conoide non interessate dai depositi reali. Lo sviluppo futuro del modello dovrà quindi prendere in

considerazione la possibilità di “temporizzare” il volume in ingresso, rendendo così la modellazione più aderente alla realtà.

La reologia delle colate detritiche di Fiames è risultata essere ben calibrabile mediante FLO-2D combinando però assieme valori di sforzo di taglio e viscosità assai elevati e di scarso significato fisico ed un parametro (*surface detention*) che non dovrebbe essere così influente sulla fase deposizionale della colata detritica e quindi sulla forma finale dei depositi. Analizzando le caratteristiche dell’area di studio di Fiames e dell’evento di colata detritica del 2006 si comprende come la forzatura dei parametri reologici appena citata sia dovuta ad una serie di fattori che hanno contribuito a rallentare ed arrestare i flussi detritici su pendenze elevate. Essi si riconoscono nel bosco presente nell’area deposizionale, nel drenaggio di parte dell’acqua dalla colata detritica verso la superficie del conoide ed infine nelle discontinuità topografiche presenti lungo il percorso effettuato dai sei debris flow dolomitici.

L’integrazione tra esperienze di laboratorio, analisi di campo e modellazione numerica risulta essere un promettente approccio di studio per comprendere la reologia delle colate detritiche e le relazioni intercorrenti tra le variabili che controllano le distanze di arresto. Nonostante i problemi del fattore di scala evidenziati nelle prove di laboratorio, è stato possibile identificare il comportamento reologico delle miscele solido-liquide artificiali, confrontando gli sforzi tangenziali ottenuti e comprendendo così la forte influenza esercitata dal contenuto di matrice fine e di acqua nelle colate detritiche di tipo dolomitico; infatti, come si è già evidenziato, un aumento anche minimo di queste due componenti si traduce in una sensibile diminuzione del valore di sforzo tangenziale. I test di laboratorio sono stati fondamentali per comprendere i parametri che maggiormente influiscono sulle distanze di arresto. Non si è pienamente compresa invece la possibilità di estendere le relazioni empiriche dal campo al laboratorio in quanto le miscele solido-liquide sono composte da un sottocampione del materiale solido trasportato della colata e l’influenza esercitata dalla frazione grossolana non è mai indagabile; comunque alcune equazioni applicate al campo sono risultate di utilità pratica in quanto tendono ad essere cautelative. Mentre il metodo di Johnson è risultato non adeguato, l’approccio energetico per la stima dello sforzo tangenziale in laboratorio è parso un metodo veloce ed affidabile per la comprensione dello schema reologico della matrice dei depositi. L’analisi in campo ha confermato l’utilità delle equazioni empiriche per condurre una mappatura preliminare del pericolo. Infine la modellazione numerica ha evidenziato i diversi limiti dei due modelli esaminati ma ha

anche fornito una descrizione di uno schema reologico delle colate detritiche dolomitiche in linea con quello che era stato individuato mediante le prove di laboratorio.

APPENDICE A – Dati di laboratorio

Le tabelle I, II e III riportano i dati e i parametri relativi alle esperienze di laboratorio, suddivisi in base al materiale di prova; in essa N è il numero di test effettuati, R_{max} è la massima distanza di arresto, B_{max} è la dispersione laterale massima del deposito, A è l'area inondata, L è la distanza planimetrica totale percorsa dalla colata detritica, H è il dislivello complessivo, β è la pendenza della linea dell'energia, α è la pendenza del piano inclinato, L_F è la lunghezza percorsa dalla colata detritica in canaletta, C_V è la concentrazione solida volumetrica ($C_V = V_S / (V_S + V_L)$); dove V_S è il volume solido e V_L il volume dell'acqua), ρ_m è la densità della miscela solido-liquida, M_T è la massa totale, M_D è la massa depositata, V_T è il volume totale, V_D è il volume depositato, h_G è l'altezza del baricentro del materiale nella scatola di carico riferito al piano orizzontale di deposito, h_{GD} è l'altezza del baricentro della massa depositata riferito al piano orizzontale di deposito, h_{GS} è l'altezza del baricentro del materiale nella scatola di carico riferito al punto più basso della scatola, u_m è la velocità media della colata in canaletta, u_F è la velocità della colata relativa agli ultimi 45 cm percorsi in canaletta ed a è l'accelerazione.

Tabella I. Dati di laboratorio relativi alla prove effettuate con materiale di campo.

Materiale	Test	Fondo	N	R_{max} (m)	B_{max} (m)	A (m ²)	L (m)	H (m)	β (°)	α (°)	L_F (m)	C_V	ρ_m (g/cm ³)	M_T (kg)	M_D (kg)	V_T (dm ³)	V_D (dm ³)	h_G (m)	h_{GD} (m)	h_{GS} (m)	u_m (m/s)	u_F (m/s)	a (m/s ²)
Materiale di campo	Prove dinamiche	Fondo scabro	1	-	-	-	-	0.728	-	15	1.80	0.65	2.015	11.080	-	5.50	-	0.605	-	0.140	-	-	-
			2	0.580	0.350	0.176	2.319	0.728	16.85	15	1.80	0.60	1.930	10.615	6.176	5.50	3.20	0.605	-	0.140	1.452	1.320	0.865
			3	1.140	0.425	0.405	2.879	0.728	13.80	15	1.80	0.55	1.845	10.150	6.644	5.50	3.60	0.605	-	0.140	1.731	2.810	0.865
			4	1.180	0.610	0.596	2.919	0.728	13.62	15	1.80	0.50	1.775	9.763	6.745	5.50	3.80	0.605	-	0.140	1.800	2.250	1.023
			5	1.350	0.880	0.800	3.089	0.728	12.92	15	1.80	0.45	1.705	9.375	5.795	5.50	3.40	0.605	-	0.140	1.875	2.250	1.023
			6	1.150	0.435	0.416	2.454	0.611	13.54	15	1.35	0.55	1.845	10.150	7.382	5.50	4.00	0.489	-	0.140	1.436	2.250	1.023
			7	1.060	0.615	0.515	1.929	0.495	13.80	15	0.90	0.55	1.845	10.150	8.305	5.50	4.50	0.372	-	0.140	1.023	2.250	0.662
			8	1.410	0.670	0.769	2.714	0.611	12.32	15	1.35	0.45	1.705	9.375	7.330	5.50	4.30	0.489	-	0.140	1.436	2.250	0.865
			9	1.300	0.950	0.831	2.169	0.495	12.38	15	0.90	0.45	1.705	9.375	7.500	5.50	4.40	0.372	-	0.140	1.023	2.250	0.662
	Prove quasi-statiche	-	10	0.450	0.525	0.207	0.600	0.211	19.38	0	0.00	0.67	2.034	9.153	7.496	4.50	3.68	0.106	0.125	-	-	-	-
			11	0.760	0.770	0.531	0.910	0.235	14.45	0	0.00	0.60	1.925	9.623	8.759	5.00	4.55	0.117	0.128	-	-	-	-
			12	0.890	0.955	0.685	1.040	0.258	13.93	0	0.00	0.55	1.843	10.136	8.931	5.50	4.85	0.129	0.144	-	-	-	-
			13	0.750	0.710	0.423	0.900	0.141	8.89	0	0.00	0.50	1.775	5.325	4.120	3.00	2.32	0.070	0.086	-	-	-	-
			14	0.810	0.830	0.524	0.960	0.141	8.34	0	0.00	0.45	1.698	5.093	3.907	3.00	2.30	0.070	0.087	-	-	-	-
			15	0.490	0.475	0.197	0.622	0.213	18.93	5	0.00	0.67	1.930	8.684	7.124	4.50	3.69	0.108	0.127	-	-	-	-
			16	0.745	0.745	0.475	0.875	0.232	14.86	5	0.00	0.60	1.932	9.660	8.946	5.00	4.63	0.122	0.130	-	-	-	-
			17	0.960	0.980	0.680	1.088	0.257	13.30	5	0.00	0.55	1.843	10.135	8.778	5.50	4.76	0.133	0.151	-	-	-	-
			18	0.680	0.770	0.456	0.818	0.147	10.16	5	0.00	0.50	1.775	5.325	4.464	3.00	2.51	0.071	0.081	-	-	-	-
			19	0.780	0.840	0.541	0.918	0.147	9.07	5	0.00	0.45	1.698	5.093	4.213	3.00	2.48	0.071	0.081	-	-	-	-
			20	0.490	0.560	0.234	0.604	0.220	20.03	10	0.00	0.67	2.038	9.170	7.931	4.50	3.89	0.115	0.129	-	-	-	-
			21	0.760	0.795	0.466	0.870	0.238	15.28	10	0.00	0.60	1.933	9.667	8.825	5.00	4.56	0.129	0.139	-	-	-	-
			22	0.935	1.005	0.705	1.041	0.262	14.15	10	0.00	0.55	1.843	10.138	9.166	5.50	4.97	0.141	0.153	-	-	-	-
			23	0.700	0.770	0.462	0.826	0.151	10.38	10	0.00	0.50	1.775	5.325	4.612	3.00	2.60	0.071	0.079	-	-	-	-
			24	0.800	0.840	0.567	0.926	0.151	9.28	10	0.00	0.45	1.698	5.093	4.299	3.00	2.53	0.071	0.080	-	-	-	-
			25	0.500	0.610	0.269	0.595	0.224	20.65	15	0.00	0.67	2.031	9.139	8.172	4.50	4.02	0.122	0.132	-	-	-	-
			26	0.710	0.825	0.436	0.801	0.242	16.80	15	0.00	0.60	1.933	9.664	9.250	5.00	4.79	0.136	0.140	-	-	-	-
			27	0.960	0.950	0.686	1.045	0.262	14.07	15	0.00	0.55	1.839	10.112	9.319	5.50	5.07	0.148	0.157	-	-	-	-
			28	0.750	0.780	0.464	0.864	0.155	10.16	15	0.00	0.50	1.775	5.325	4.739	3.00	2.67	0.072	0.077	-	-	-	-
			29	0.780	0.870	0.591	0.894	0.155	9.83	15	0.00	0.45	1.698	5.093	4.601	3.00	2.71	0.072	0.077	-	-	-	-

Tabella II. Dati di laboratorio relativi alle prove effettuate con materiale sintetico.

Materiale	Test	Fondo	N	R _{max} (m)	B _{max} (m)	A (m ²)	L (m)	H (m)	β (°)	α (°)	L _F (m)	C _V	ρ _m (g/cm ³)	M _T (kg)	M _D (kg)	V _T * (dm ³)	V _D * (dm ³)	h _G (m)	h _{GD} (m)	h _{GS} (m)	u _m (m/s)	u _F (m/s)	a (m/s ²)			
Materiale sintetico	Prove quasi-statiche	-	30	0.085	0.220	0.016	0.235	0.094	21.76	0	0.00	1.00	-	1.420	0.175	2.00	0.25	0.047	0.076	-	-	-	-			
			31	0.200	0.305	0.053	0.350	0.188	28.19	0	0.00	1.00	-	2.840	0.952	4.00	1.34	0.094	0.138	-	-	-	-			
			32	0.280	0.385	0.097	0.430	0.281	33.20	0	0.00	1.00	-	4.260	1.997	6.00	2.81	0.141	0.194	-	-	-	-			
			33	0.120	0.230	0.018	0.265	0.101	20.92	3	0.00	1.00	-	1.420	0.266	2.00	0.38	0.051	0.078	-	-	-	-			
			34	0.225	0.320	0.062	0.365	0.195	28.09	3	0.00	1.00	-	2.840	1.200	4.00	1.69	0.097	0.136	-	-	-	-			
			35	0.330	0.435	0.113	0.466	0.289	31.80	3	0.00	1.00	-	4.260	2.376	6.00	3.35	0.144	0.189	-	-	-	-			
			36	0.110	0.220	0.020	0.252	0.106	22.89	5	0.00	1.00	-	1.420	0.222	2.00	0.31	0.053	0.081	-	-	-	-			
			37	0.220	0.315	0.063	0.354	0.200	29.45	5	0.00	1.00	-	2.840	1.051	4.00	1.48	0.100	0.142	-	-	-	-			
			38	0.325	0.445	0.119	0.451	0.293	33.03	5	0.00	1.00	-	4.260	2.256	6.00	3.18	0.147	0.194	-	-	-	-			
			39	0.130	0.235	0.022	0.266	0.113	23.06	8	0.00	1.00	-	1.420	0.318	2.00	0.45	0.057	0.082	-	-	-	-			
			40	0.245	0.350	0.070	0.368	0.206	29.23	8	0.00	1.00	-	2.840	1.356	4.00	1.91	0.103	0.138	-	-	-	-			
			41	0.345	0.460	0.126	0.456	0.299	33.26	8	0.00	1.00	-	4.260	2.448	6.00	3.45	0.149	0.192	-	-	-	-			
			42	0.135	0.245	0.027	0.267	0.118	23.79	10	0.00	1.00	-	1.420	0.297	2.00	0.42	0.059	0.085	-	-	-	-			
			43	0.245	0.360	0.067	0.361	0.210	30.17	10	0.00	1.00	-	2.840	1.258	4.00	1.77	0.105	0.142	-	-	-	-			
			44	0.340	0.460	0.132	0.441	0.302	34.45	10	0.00	1.00	-	4.260	2.383	6.00	3.36	0.151	0.195	-	-	-	-			
			45	0.125	0.230	0.024	0.247	0.128	27.49	15	0.00	1.00	-	1.420	0.322	2.00	0.45	0.064	0.088	-	-	-	-			
			46	0.250	0.365	0.079	0.349	0.219	32.13	15	0.00	1.00	-	2.840	1.337	4.00	1.88	0.109	0.143	-	-	-	-			
			47	0.350	0.475	0.143	0.426	0.310	35.98	15	0.00	1.00	-	4.260	2.482	6.00	3.50	0.155	0.195	-	-	-	-			
			48	0.135	0.250	0.026	0.246	0.138	29.34	20	0.00	1.00	-	1.420	0.392	2.00	0.55	0.069	0.090	-	-	-	-			
			49	0.270	0.380	0.088	0.351	0.226	32.82	20	0.00	1.00	-	2.840	1.438	4.00	2.03	0.113	0.143	-	-	-	-			
			50	0.360	0.485	0.145	0.413	0.314	37.24	20	0.00	1.00	-	4.260	2.562	6.00	3.61	0.157	0.194	-	-	-	-			
			Materiale sintetico	Prove dinamiche	Fondo liscio	51	0.225	0.280	0.049	1.752	1.192	34.23	32	1.80	1.00	-	2.840	0.746	4.00	1.05	1.072	-	0.118	1.667	-	-
						52	0.260	0.300	0.066	1.787	1.272	35.44	32	1.80	1.00	-	4.260	1.065	6.00	1.50	1.112	-	0.158	1.607	2.500	0.833
						53	0.270	0.300	0.060	1.771	1.234	34.87	33.5	1.80	1.00	-	2.840	0.923	4.00	1.30	1.112	-	0.119	1.731	-	-
						54	0.300	0.330	0.072	1.801	1.311	36.05	33.5	1.80	1.00	-	4.260	1.278	6.00	1.80	1.151	-	0.158	1.731	2.813	0.865
						55	0.280	0.320	0.069	1.755	1.272	35.93	35	1.80	1.00	-	2.840	1.243	4.00	1.75	1.151	-	0.119	1.765	-	-
						56	0.340	0.350	0.090	1.815	1.349	36.62	35	1.80	1.00	-	4.260	1.633	6.00	2.30	1.190	-	0.158	1.731	2.813	0.865
						57	0.320	0.350	0.085	1.767	1.312	36.59	36.5	1.80	1.00	-	2.840	1.491	4.00	2.10	1.190	-	0.119	1.800	-	-
						58	0.380	0.380	0.099	1.827	1.386	37.18	36.5	1.80	1.00	-	4.260	2.201	6.00	3.10	1.227	-	0.156	1.800	3.214	0.900
						59	0.360	0.360	0.098	1.778	1.348	37.17	38	1.80	1.00	-	2.840	1.846	4.00	2.60	1.227	-	0.119	1.800	-	-
						60	0.400	0.400	0.120	1.818	1.422	38.03	38	1.80	1.00	-	4.260	2.414	6.00	3.40	1.264	-	0.156	1.875	3.214	0.938
					61	0.410	0.400	0.120	1.631	1.268	37.86	38	1.55	1.00	-	4.260	2.556	6.00	3.60	1.110	-	0.156	1.761	-	-	
					62	0.360	0.360	0.096	1.466	1.091	36.66	35	1.35	1.00	-	4.260	1.917	6.00	2.70	0.931	-	0.157	1.534	2.813	0.870	
					63	0.370	0.350	0.099	1.107	0.833	36.96	35	0.90	1.00	-	4.260	1.811	6.00	2.55	0.673	-	0.157	1.324	2.250	0.940	
64	0.360	0.320			0.099	0.729	0.575	38.26	35	0.45	1.00	-	4.260	1.704	6.00	2.40	0.415	-	0.157	0.865	0.865	0.870				
65	0.210	0.240			0.041	1.736	1.272	36.23	32	1.80	1.00	-	4.260	0.604	6.00	0.85	1.112	-	0.158	1.579	2.500	0.804				
66	0.240	0.280			0.051	1.741	1.311	36.98	33.5	1.80	1.00	-	4.260	0.817	6.00	1.15	1.151	-	0.158	1.667	2.500	0.865				
67	0.270	0.240			0.065	1.744	1.349	37.72	35	1.80	1.00	-	4.260	1.172	6.00	1.65	1.190	-	0.158	1.667	2.500	0.865				
68	0.310	0.320			0.078	1.757	1.386	38.27	36.5	1.80	1.00	-	4.260	1.456	6.00	2.05	1.227	-	0.156	1.765	2.813	0.900				
69	0.350	0.340			0.091	1.768	1.422	38.81	38	1.80	1.00	-	4.260	1.811	6.00	2.55	1.264	-	0.156	1.800	2.813	0.938				
70	0.310	0.320			0.079	1.416	1.091	37.61	35	1.35	1.00	-	4.260	1.385	6.00	1.95	0.931	-	0.157	1.436	2.250	0.870				
71	0.340	0.320	0.089	1.077	0.833	37.72	35	0.90	1.00	-	4.260	1.598	6.00	2.25	0.673	-	0.157	1.023	2.250	0.660						
72	0.360	0.320	0.099	0.729	0.575	38.26	35	0.45	1.00	-	4.260	1.704	6.00	2.40	0.415	-	0.157	0.865	0.865	0.870						

*volumi apparenti

Tabella III. Dati di laboratorio relativi alle prove effettuate con ghiaino.

Materiale	Test	Fondo	N	R_{max} (m)	B_{max} (m)	A (m ²)	L (m)	H (m)	β (°)	α (°)	L_F (m)	C_V	ρ_m (g/cm ³)	M_T (kg)	M_D (kg)	V_T^* (dm ³)	V_D^* (dm ³)	h_G (m)	h_{GD} (m)	h_{GS} (m)	u_m (m/s)	u_F (m/s)	a (m/s ²)
Ghiaino	Prove quasi-statiche	-	73	0.095	0.215	0.014	0.245	0.094	20.95	0	0.00	1.00	-	3.020	0.482	2.00	0.32	0.047	0.074	-	-	-	-
			74	0.190	0.290	0.045	0.340	0.188	28.89	0	0.00	1.00	-	6.040	2.175	4.00	1.44	0.094	0.136	-	-	-	-
			75	0.270	0.380	0.089	0.420	0.281	33.82	0	0.00	1.00	-	9.060	4.643	6.00	3.07	0.141	0.189	-	-	-	-
			76	0.100	0.215	0.017	0.245	0.101	22.46	3	0.00	1.00	-	3.020	0.553	2.00	0.37	0.051	0.077	-	-	-	-
			77	0.200	0.300	0.048	0.340	0.195	29.81	3	0.00	1.00	-	6.040	2.349	4.00	1.55	0.097	0.137	-	-	-	-
			78	0.280	0.390	0.099	0.416	0.289	34.79	3	0.00	1.00	-	9.060	4.832	6.00	3.19	0.144	0.190	-	-	-	-
			79	0.105	0.220	0.017	0.247	0.106	23.30	5	0.00	1.00	-	3.020	0.621	2.00	0.41	0.053	0.079	-	-	-	-
			80	0.215	0.310	0.054	0.349	0.200	29.80	5	0.00	1.00	-	6.040	2.544	4.00	1.68	0.100	0.138	-	-	-	-
			81	0.300	0.400	0.103	0.426	0.293	34.54	5	0.00	1.00	-	9.060	4.939	6.00	3.27	0.147	0.191	-	-	-	-
			82	0.115	0.220	0.019	0.251	0.113	24.28	8	0.00	1.00	-	3.020	0.694	2.00	0.46	0.057	0.081	-	-	-	-
			83	0.220	0.325	0.060	0.343	0.206	30.97	8	0.00	1.00	-	6.040	2.705	4.00	1.79	0.103	0.139	-	-	-	-
			84	0.300	0.395	0.106	0.411	0.299	36.04	8	0.00	1.00	-	9.060	5.081	6.00	3.36	0.149	0.192	-	-	-	-
			85	0.115	0.225	0.019	0.247	0.118	25.48	10	0.00	1.00	-	3.020	0.668	2.00	0.44	0.059	0.084	-	-	-	-
			86	0.225	0.300	0.064	0.341	0.210	31.61	10	0.00	1.00	-	6.040	2.675	4.00	1.77	0.105	0.141	-	-	-	-
			87	0.315	0.405	0.109	0.416	0.302	36.02	10	0.00	1.00	-	9.060	5.191	6.00	3.43	0.151	0.192	-	-	-	-
			88	0.135	0.225	0.024	0.257	0.128	26.57	15	0.00	1.00	-	3.020	0.811	2.00	0.54	0.064	0.087	-	-	-	-
			89	0.245	0.335	0.067	0.344	0.219	32.51	15	0.00	1.00	-	6.040	2.956	4.00	1.95	0.109	0.141	-	-	-	-
			90	0.330	0.405	0.119	0.406	0.310	37.30	15	0.00	1.00	-	9.060	5.341	6.00	3.53	0.155	0.194	-	-	-	-
			91	0.135	0.250	0.025	0.246	0.138	29.34	20	0.00	1.00	-	3.020	0.947	2.00	0.63	0.069	0.089	-	-	-	-
			92	0.250	0.335	0.074	0.331	0.226	34.37	20	0.00	1.00	-	6.040	3.130	4.00	2.07	0.113	0.142	-	-	-	-
93	0.340	0.420	0.120	0.393	0.314	38.62	20	0.00	1.00	-	9.060	5.522	6.00	3.65	0.157	0.193	-	-	-	-			

* volumi apparenti

APPENDICE B – Grafici relativi alle prove di laboratorio

In questa appendice vengono riportati grafici che descrivono le relazioni tra i principali parametri geometrici e dinamici indagati nelle prove di laboratorio, suddivisi in base al tipo di test (quasi-statico e dinamico) ed al materiale di prova. Le grandezze analizzate sono: runout (R), dispersione laterale massima del deposito (B), area inondata (A), volume residuo (V_R), volume depositato (V_D), pendenza del piano inclinato del reometro (α), concentrazione solida volumetrica (C_V), massa totale (M_T), altezza del baricentro del materiale nella scatola di carico (h_G), lavoro (\mathcal{L}), distanza percorsa dalla colata detritica nella canaletta artificiale (L_F), velocità (u), velocità media (u_m) ed accelerazione (a).

1. PROVE DI LABORATORIO QUASI-STATICHE

1.1 PROVE DI LABORATORIO QUASI-STATICHE: MATERIALE SINTETICO

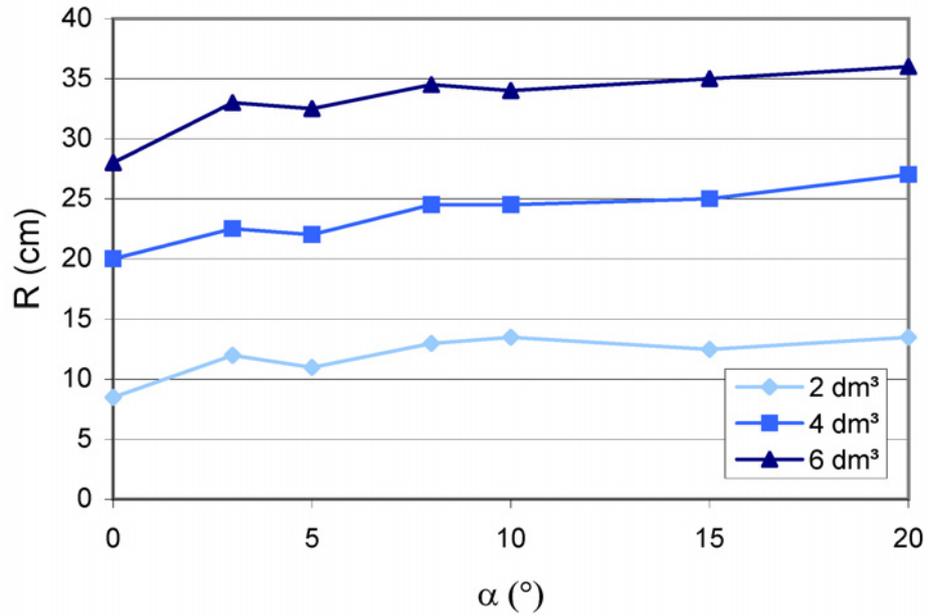


Figura I. Runout (R) in funzione dell'inclinazione del piano (α); materiale sintetico.

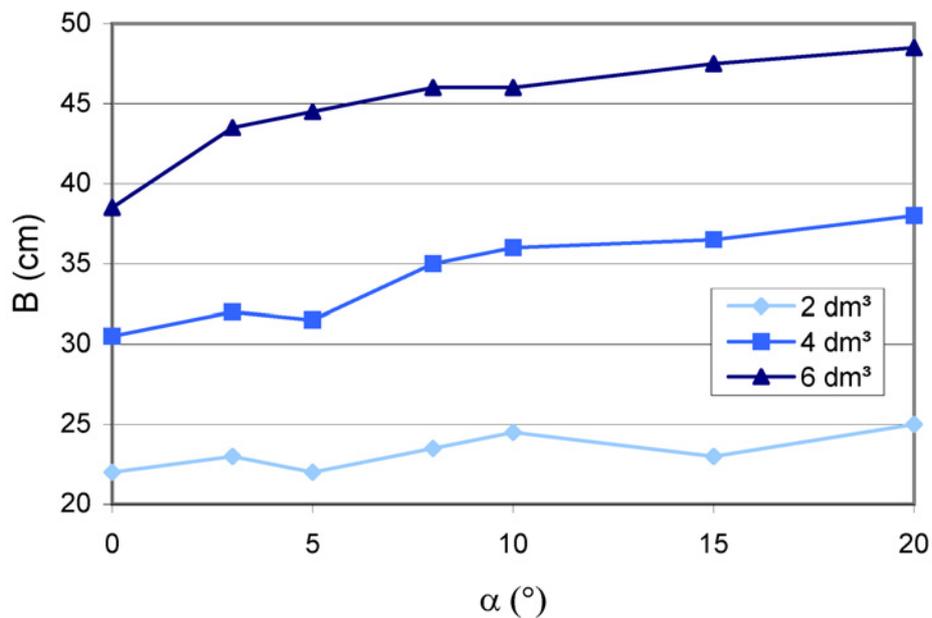


Figura II. Dispersione laterale massima del deposito (B) in funzione dell'inclinazione del piano (α); materiale sintetico.

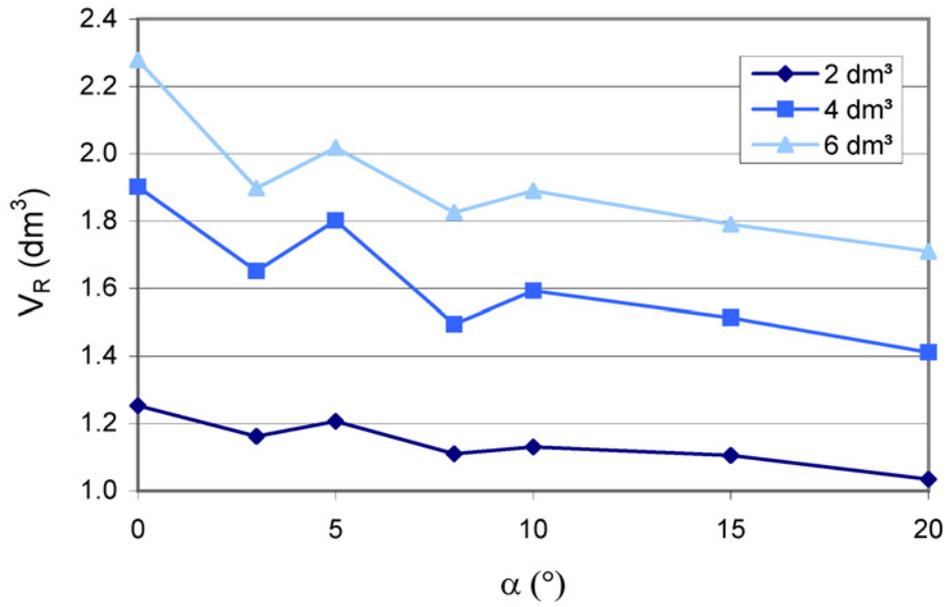


Figura III. Volume residuo (V_R) in funzione dell'inclinazione del piano (α); materiale sintetico.

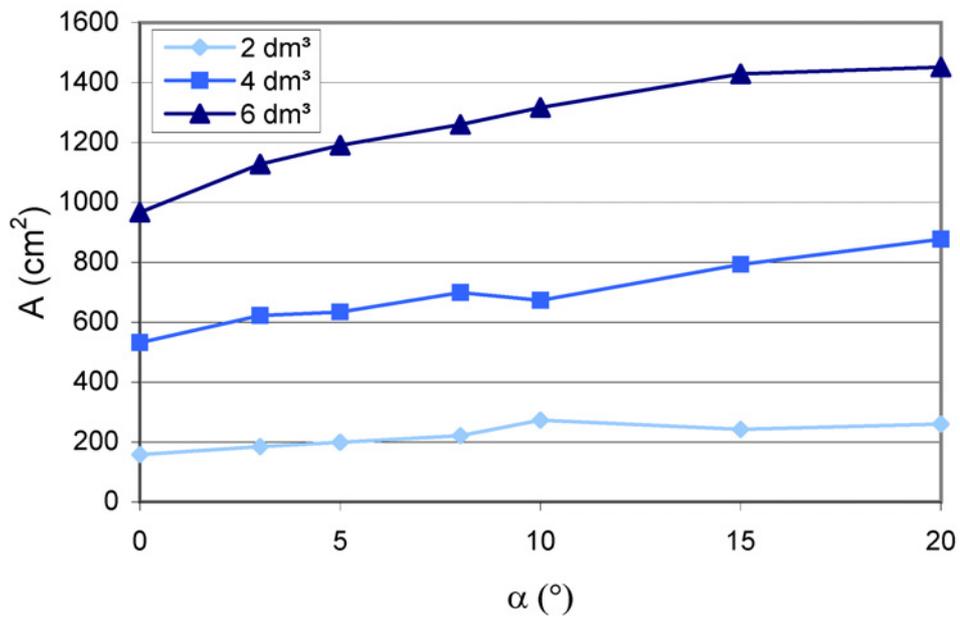


Figura IV. Area del deposito (A) in funzione dell'inclinazione del piano (α); materiale sintetico.

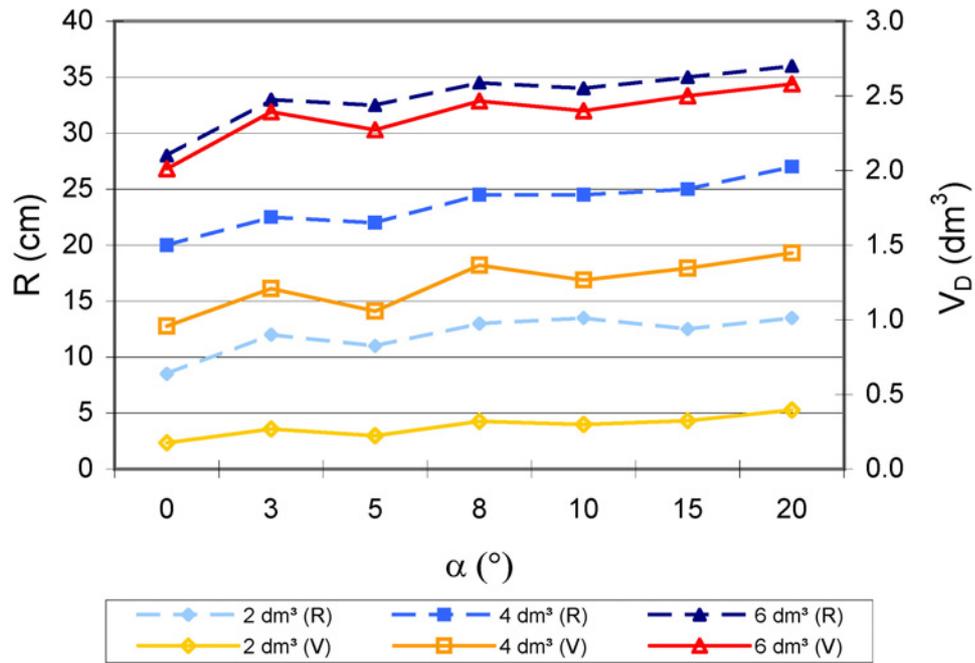


Figura V. Runout (R) e volume depositato (V_D) in funzione dell'inclinazione del piano (α); materiale sintetico.

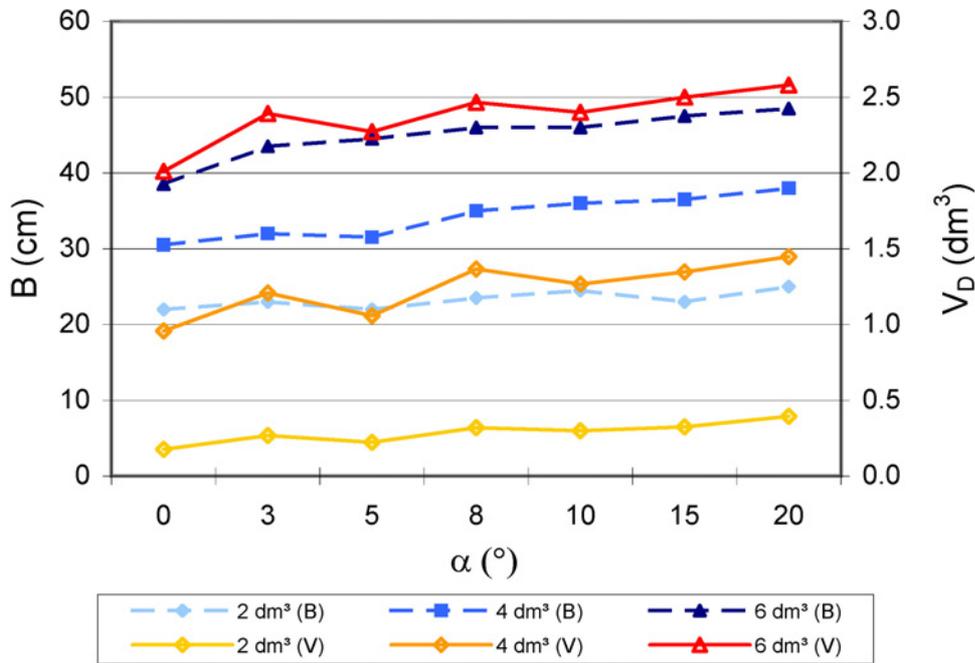


Figura VI. Dispersione laterale massima del deposito (B) e volume depositato (V_D) in funzione dell'inclinazione del piano (α); materiale sintetico.

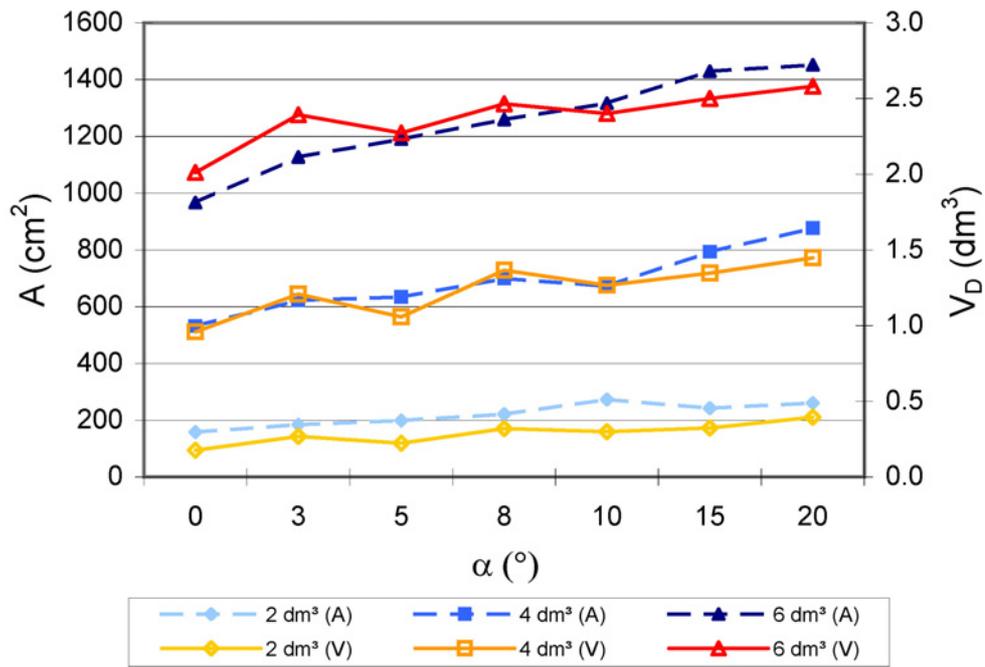


Figura VII. Area del deposito (A) e volume depositato (V_D) in funzione dell'inclinazione del piano (α); materiale sintetico.

1.2 PROVE DI LABORATORIO QUASI-STATICHE: GHIAINO

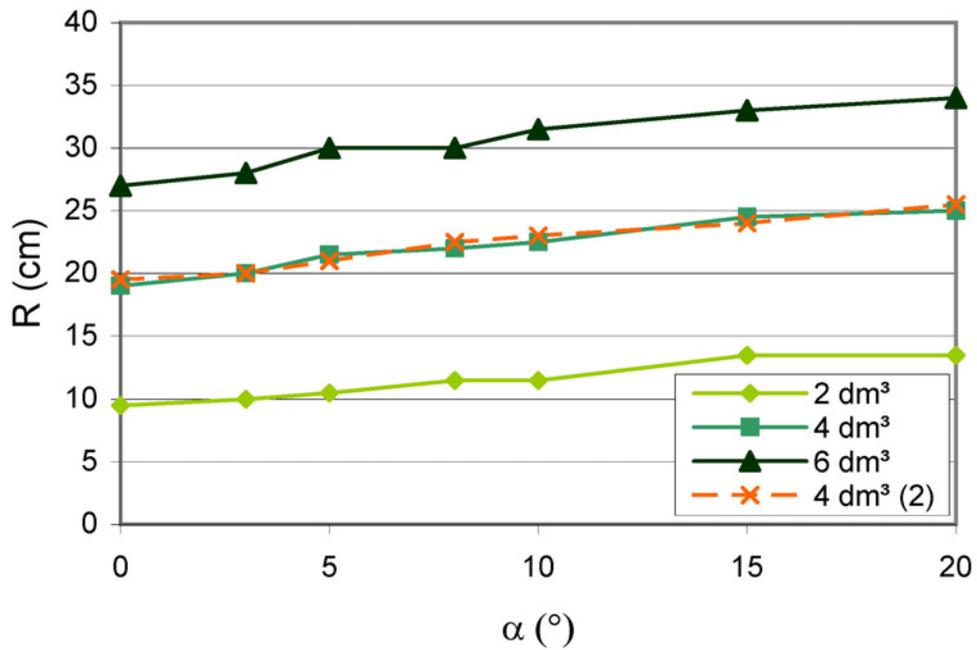


Figura VIII. Runout (R) in funzione dell'inclinazione del piano (α); ghiaino.

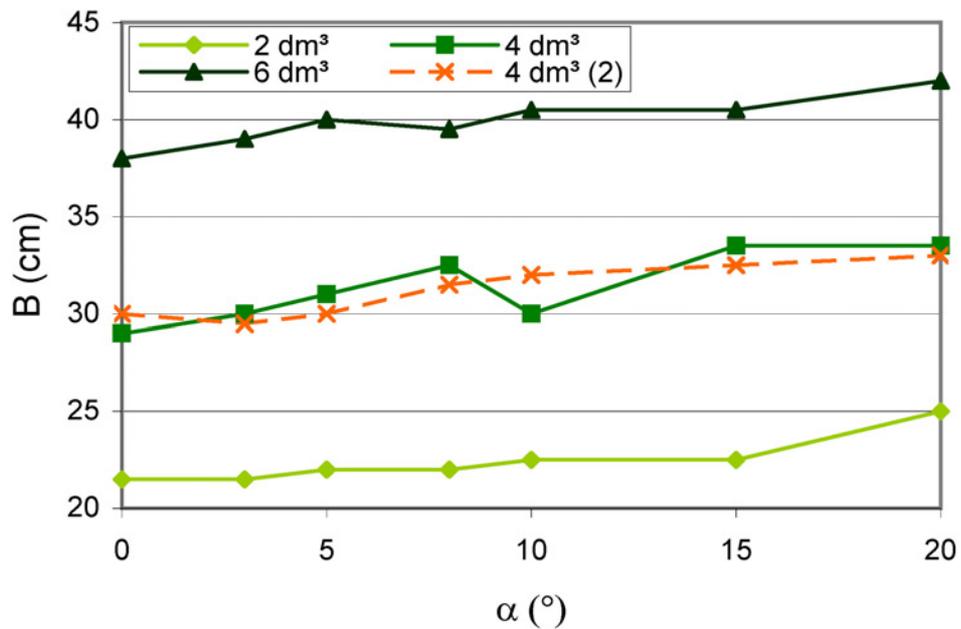


Figura IX. Dispersione laterale massima del deposito (B) in funzione dell'inclinazione del piano (α); ghiaino.

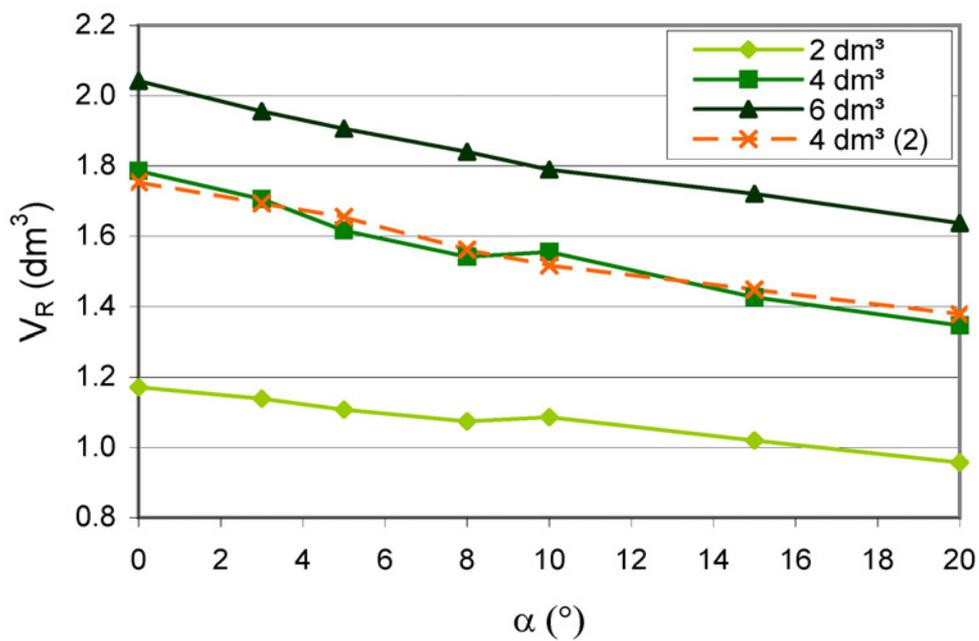


Figura X. Volume residuo (V_R) in funzione dell'inclinazione del piano (α); ghiaino.

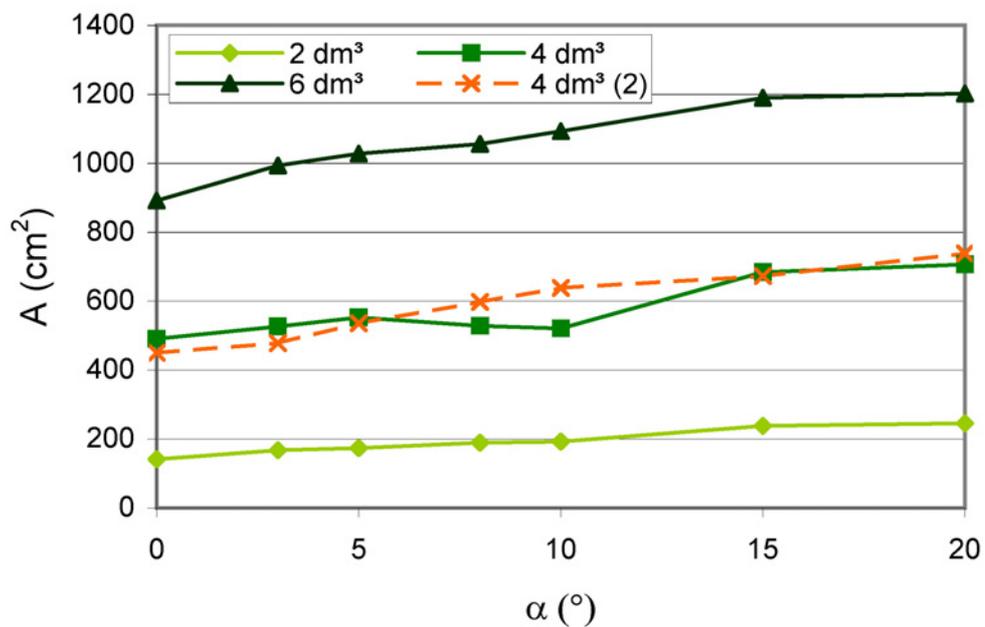


Figura XI. Area del deposito (A) in funzione dell'inclinazione del piano (α); ghiaino.

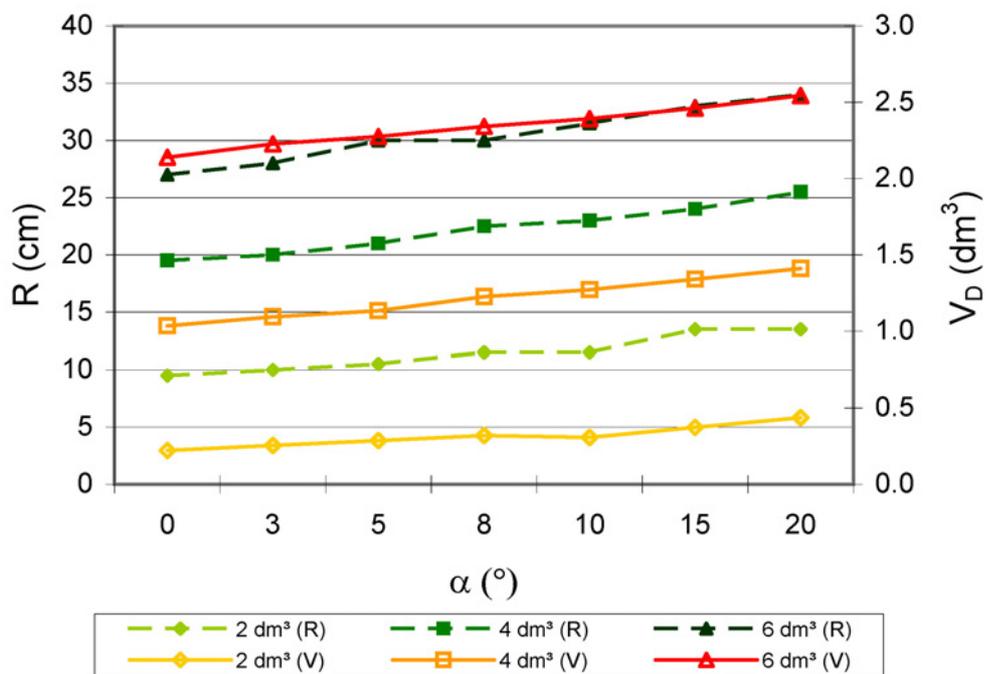


Figura XII. Runout (R) e volume depositato (V_D) in funzione dell'inclinazione del piano (α); ghiaino.

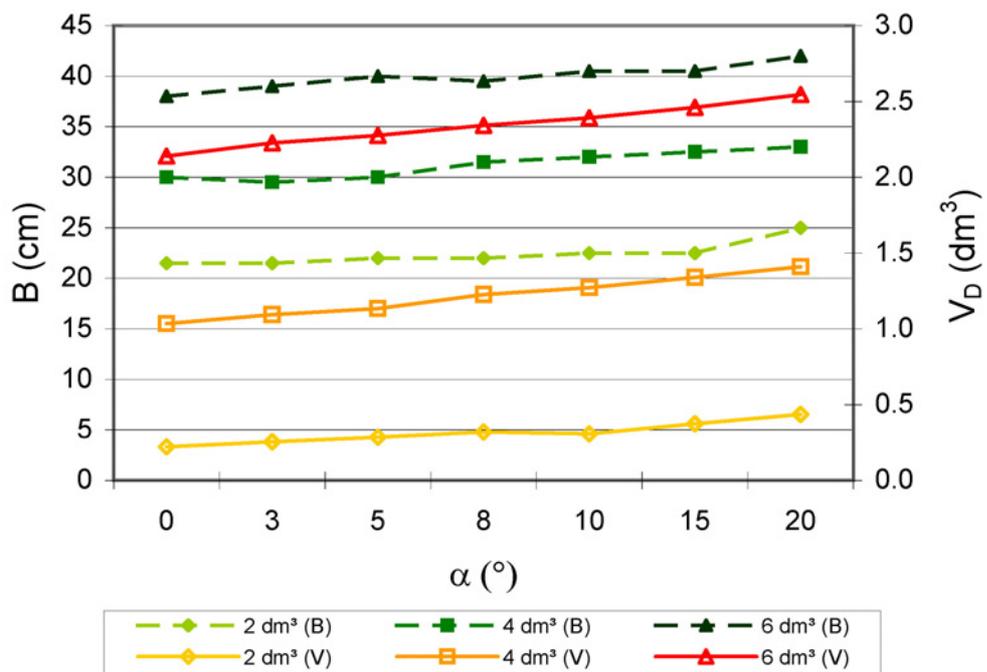


Figura XIII. Dispersione laterale massima del deposito (B) e volume depositato (V_D) in funzione dell'inclinazione del piano (α); ghiaino.

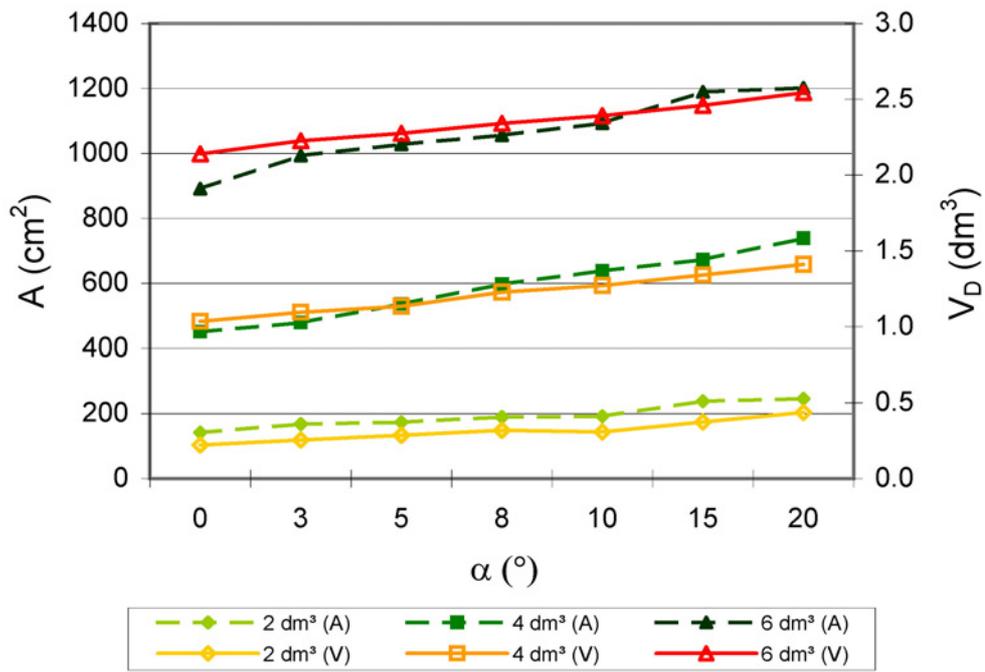


Figura XIV. Area del deposito (A) e volume depositato (V_D) in funzione dell'inclinazione del piano (α); ghiaino.

1.3 PROVE DI LABORATORIO QUASI-STATICHE: CONFRONTO MATERIALE SINTETICO-GHIAINO

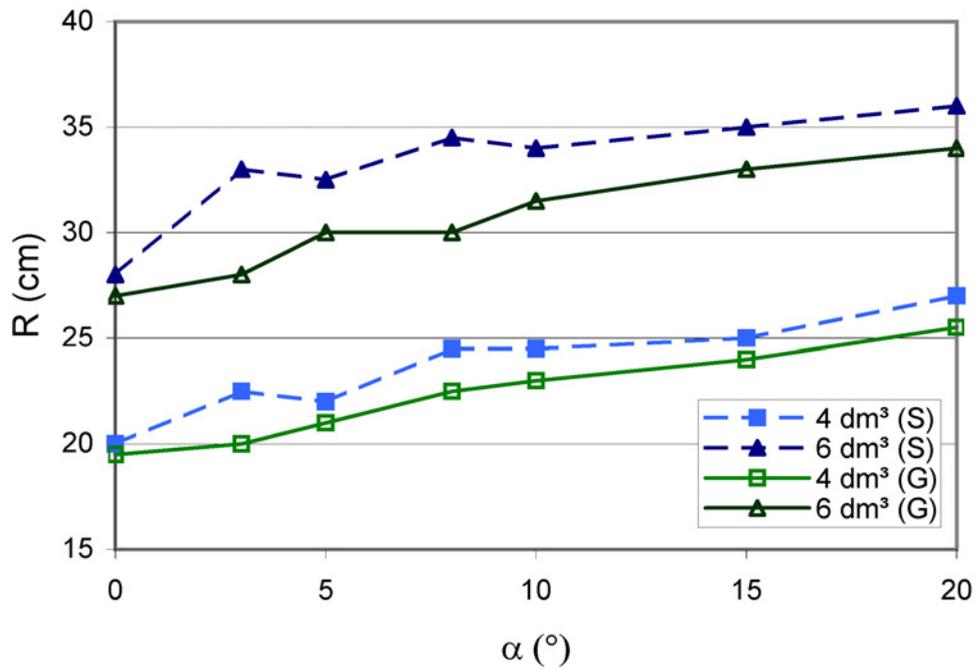


Figura XV. Confronto tra i valori di runout (R) dei depositi di materiale sintetico (S) e di ghiaino (G).

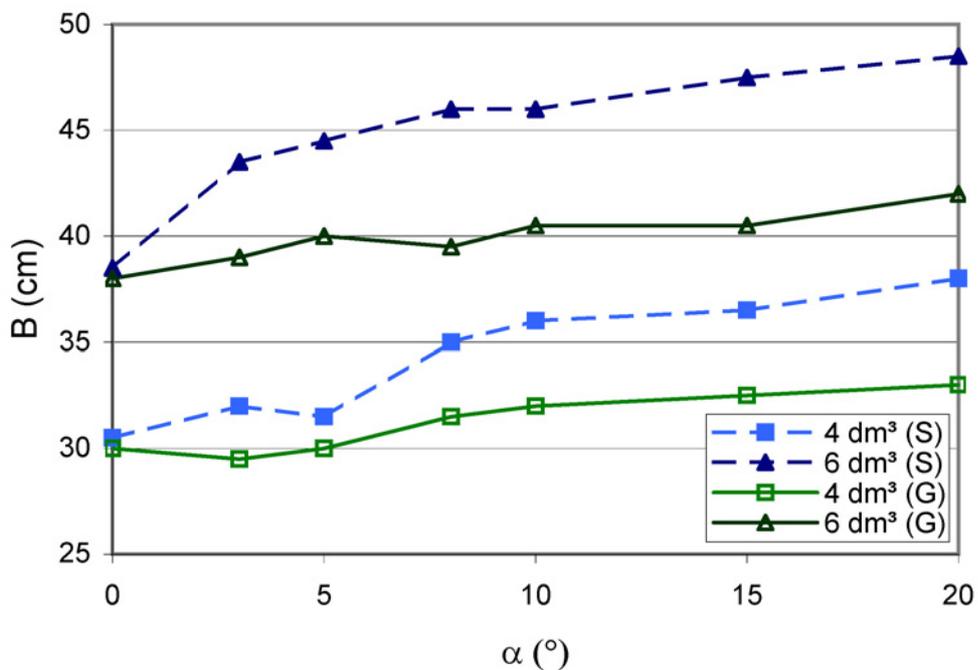


Figura XVI. Confronto tra le dispersioni laterali massime dei depositi (B) di materiale sintetico (S) e di ghiaino (G).

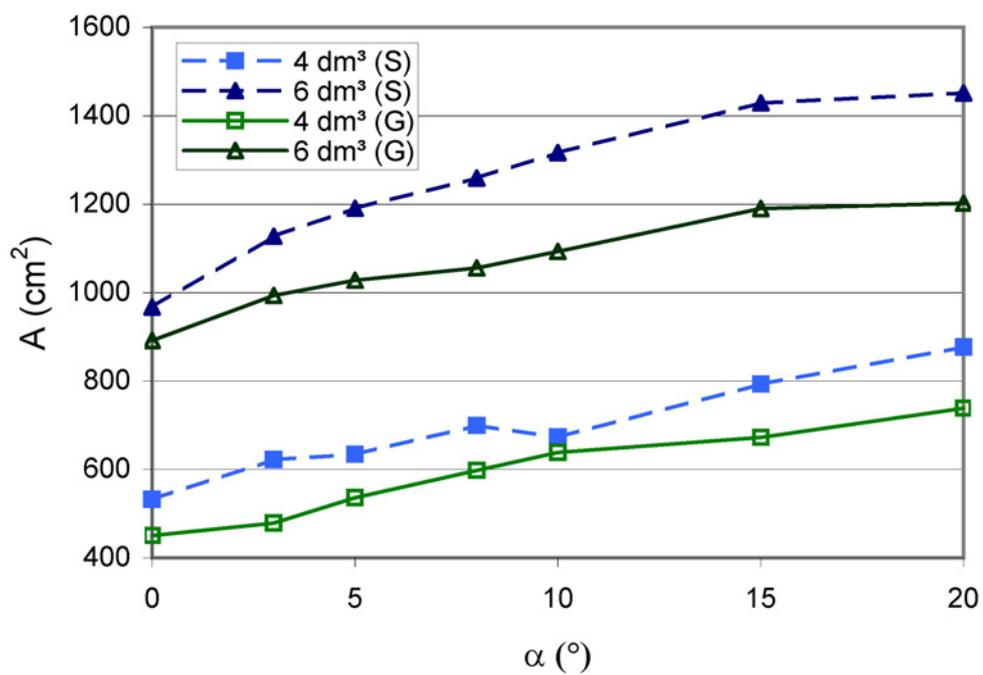


Figura XVII. Confronto tra le aree occupate dai depositi (A) di materiale sintetico (S) e di ghiaino (G).

1.4 PROVE DI LABORATORIO QUASI-STATICHE: MATERIALE DI CAMPO

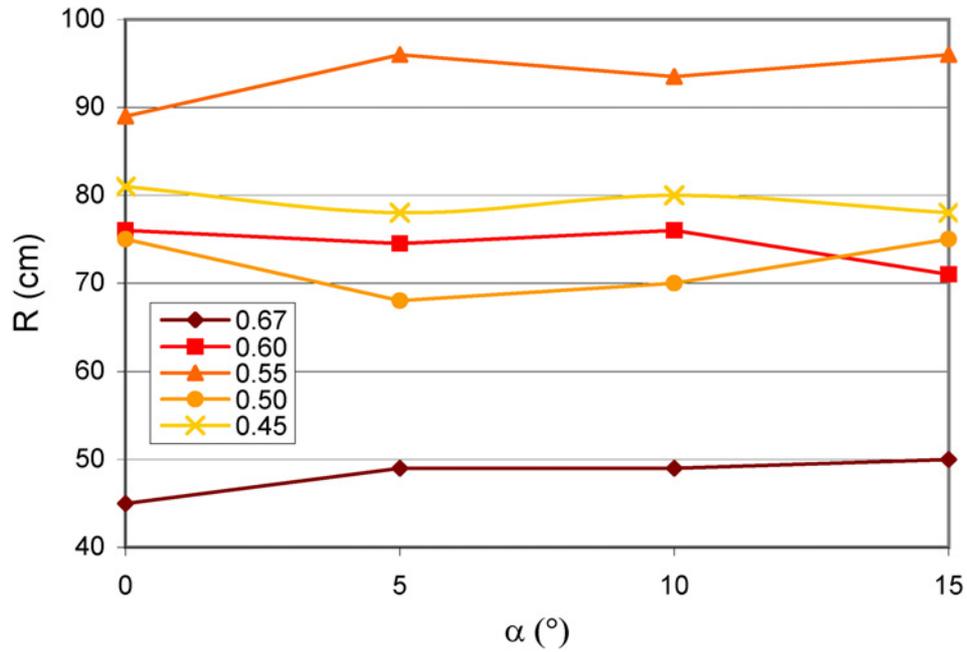


Figura XVIII. Runout (R) in funzione dell'inclinazione del piano (α); materiale di campo.

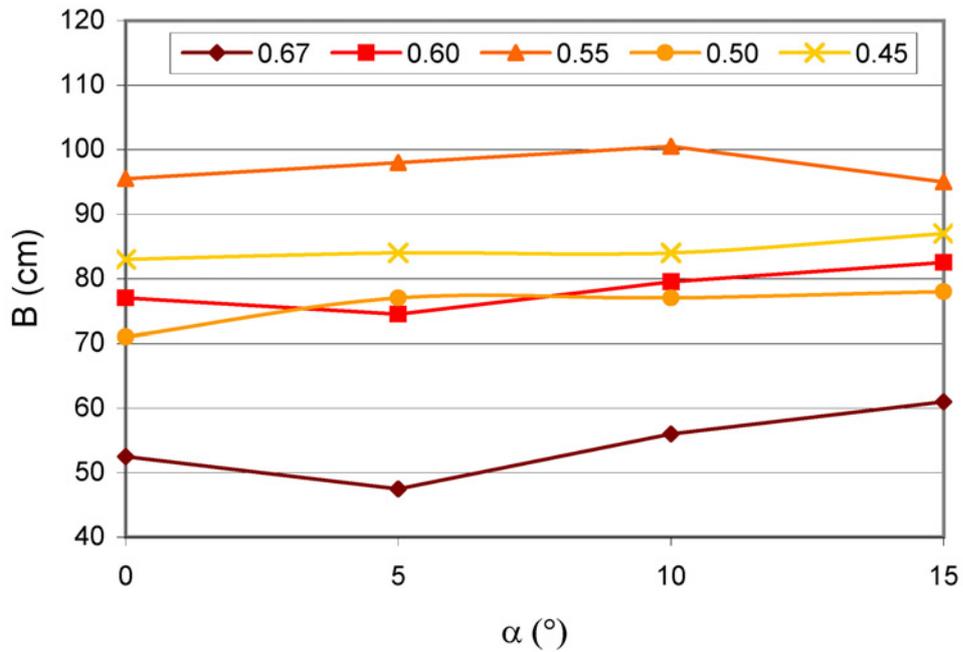


Figura XIX. Dispersione laterale massima del deposito (B) in funzione dell'inclinazione del piano (α); materiale di campo.

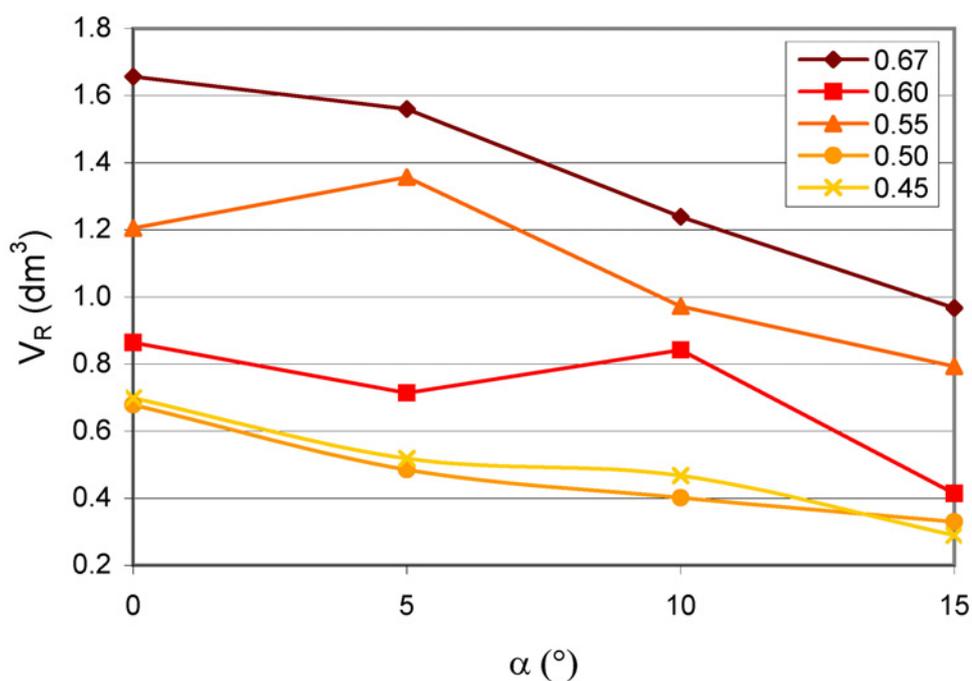


Figura XX. Volume residuo (V_R) in funzione dell'inclinazione del piano (α); materiale di campo.

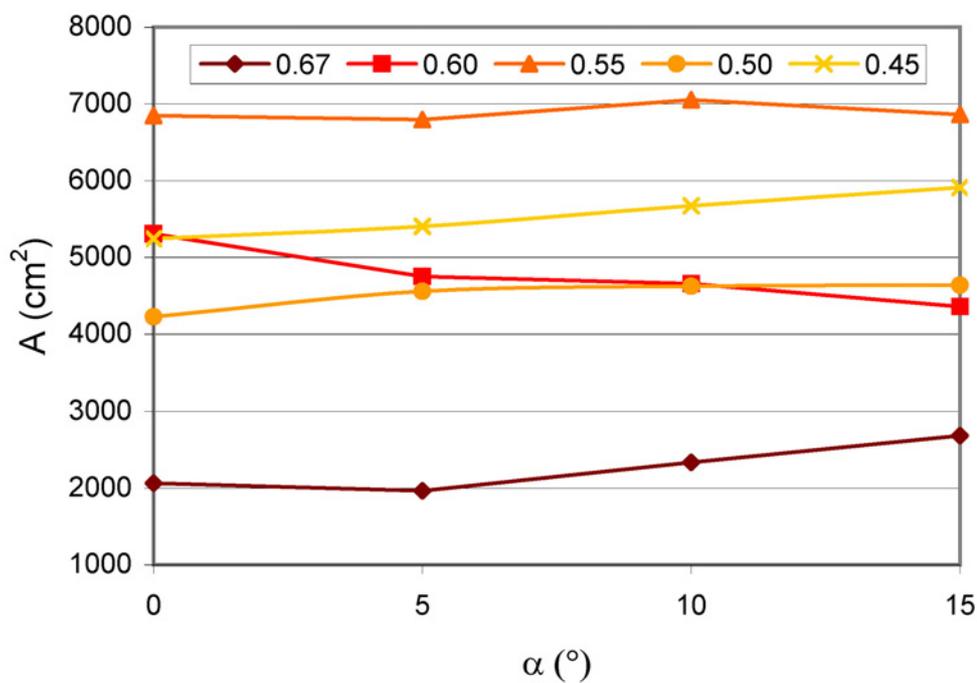


Figura XXI. Area del deposito (A) in funzione dell'inclinazione del piano (α); materiale di campo.

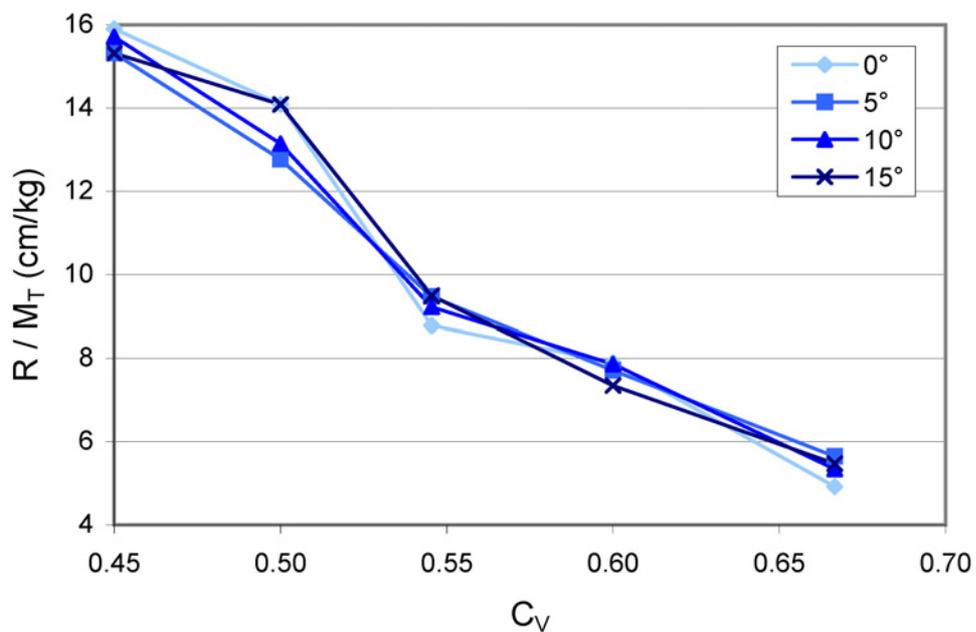


Figura XXII. Runout (R) rapportato alla massa totale (M_T) in funzione della concentrazione solida volumetrica (C_V); materiale di campo.

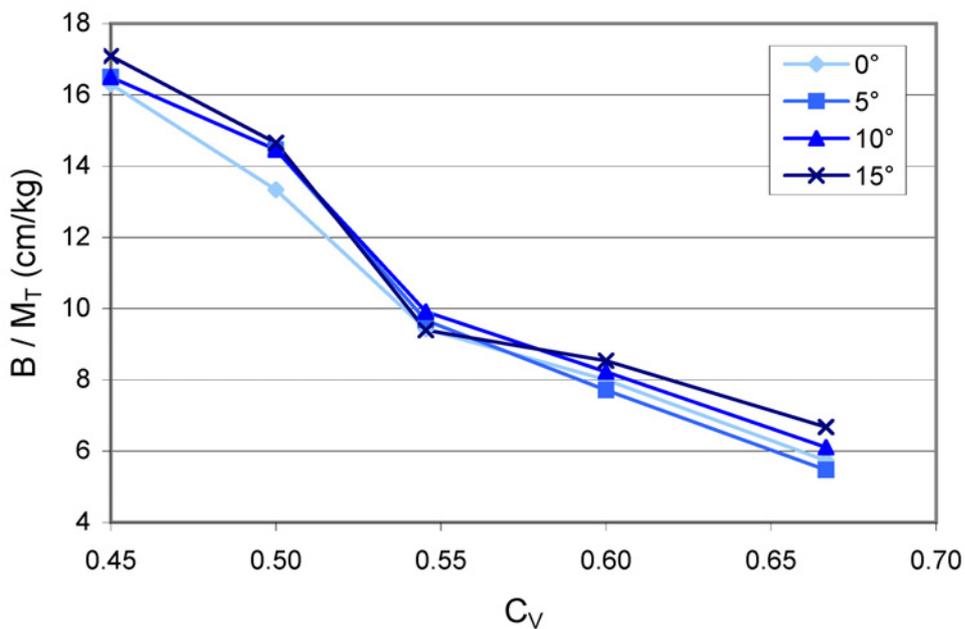


Figura XXIII. Dispersione laterale massima del deposito (B) rapportata alla massa totale (M_T) in funzione della concentrazione solida volumetrica (C_V); materiale di campo.

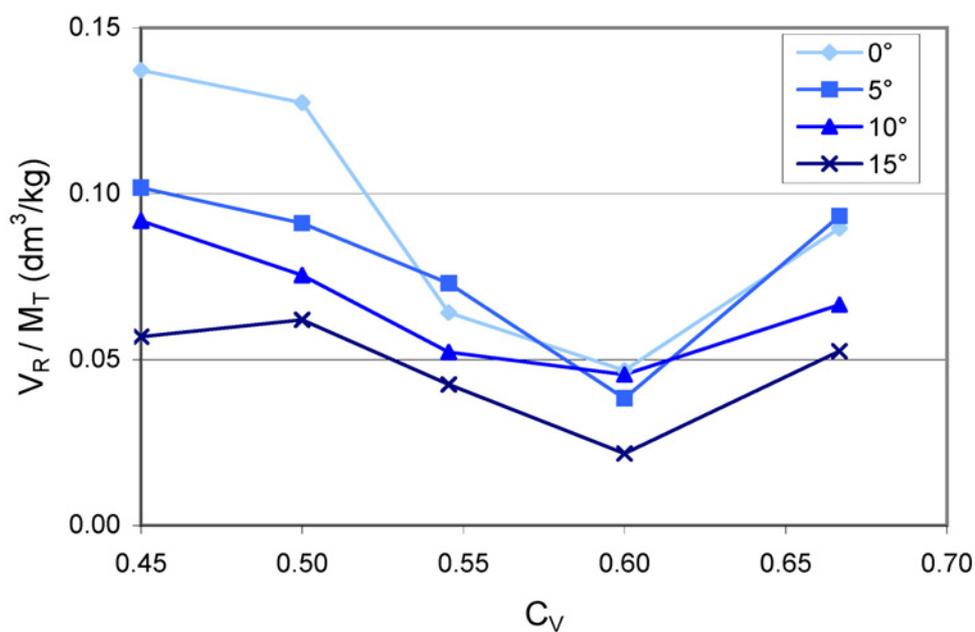


Figura XXIV. Volume residuo (V_R) rapportato alla massa totale (M_T) in funzione della concentrazione solida volumetrica (C_V); materiale di campo.

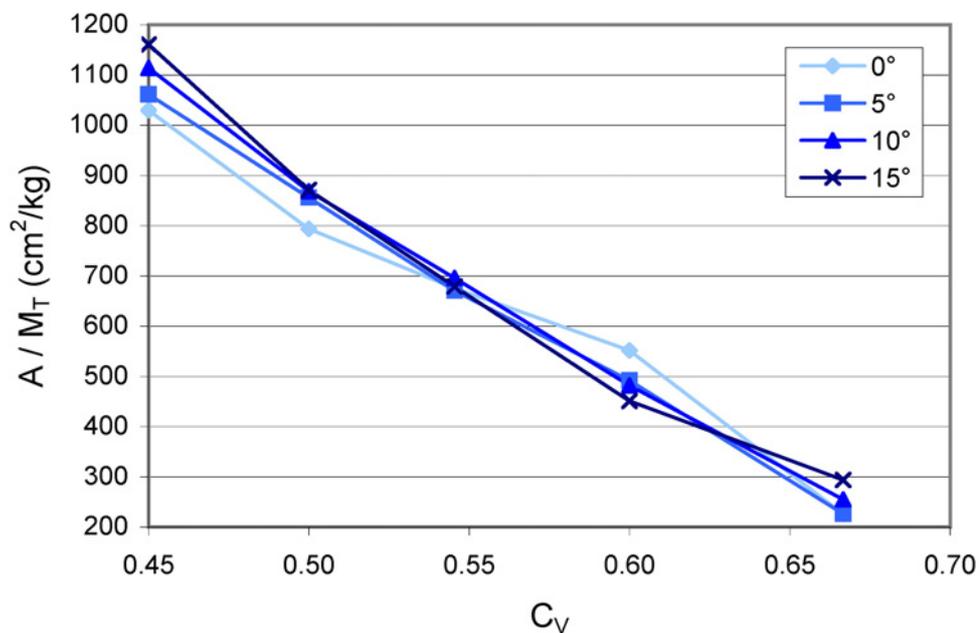


Figura XXV. Area del deposito (A) rapportata alla massa totale (M_T) in funzione della concentrazione solida volumetrica (C_V); materiale di campo.

1.5 PROVE DI LABORATORIO QUASI-STATICHE: RELAZIONE TRA IL BARICENTRO (h_G) ED IL RUNOUT (R)

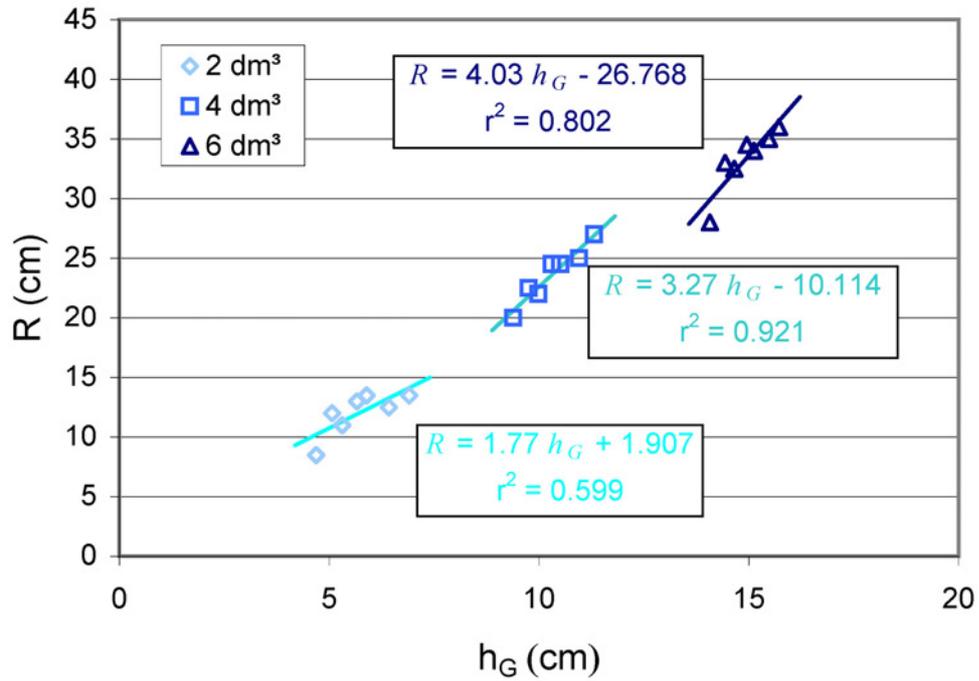


Figura XXVI. Runout (R) in funzione dell'altezza del baricentro del materiale (h_G); materiale sintetico.

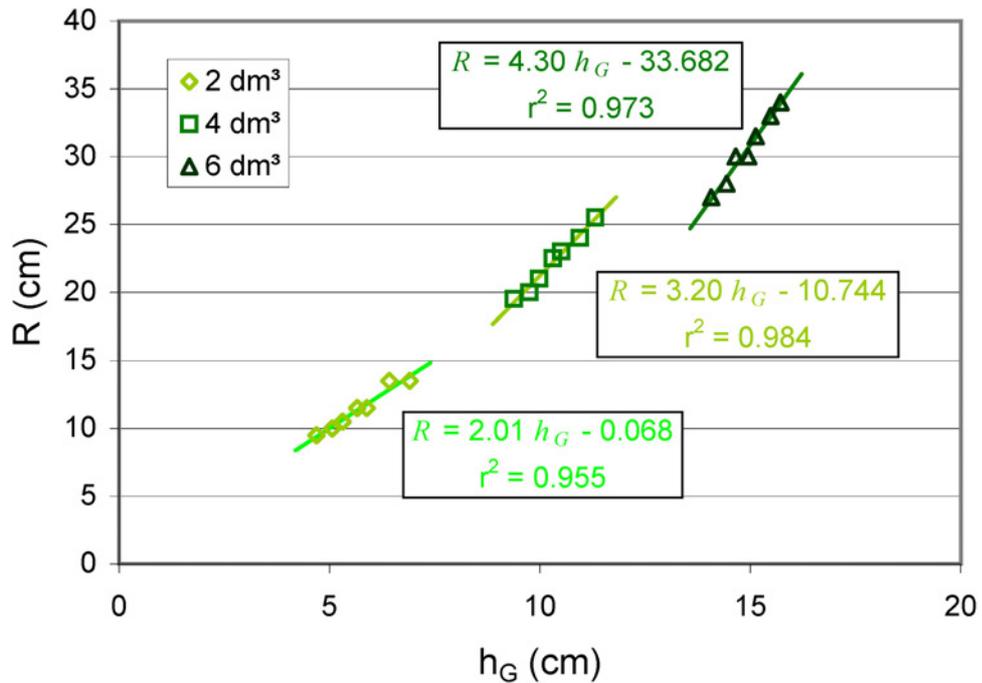


Figura XXVII. Runout (R) in funzione dell'altezza del baricentro del materiale (h_G); ghiaino.

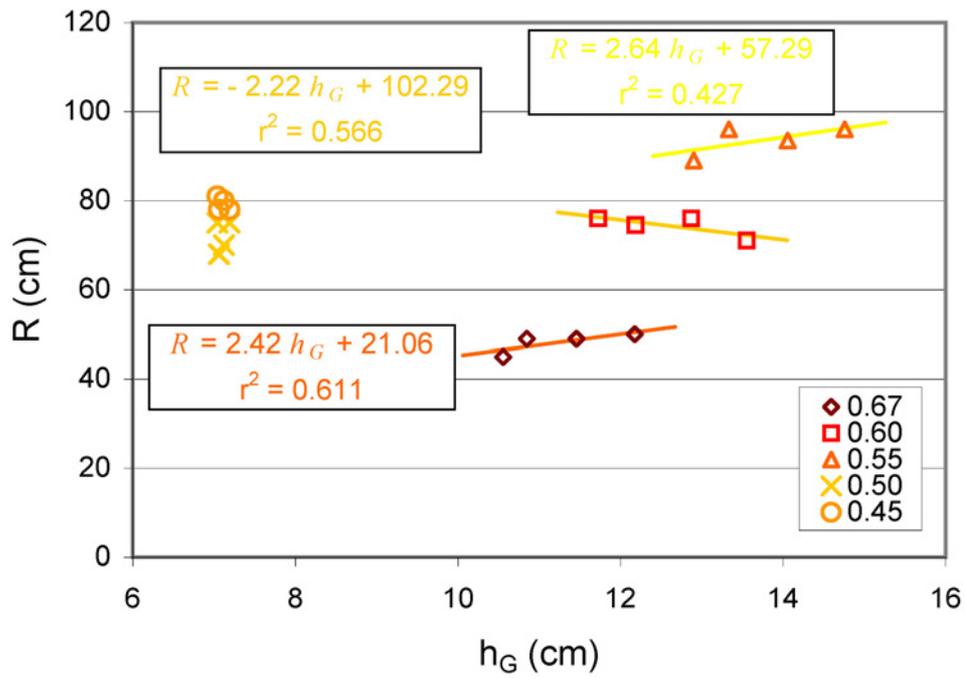


Figura XXVIII. Runout (R) in funzione dell'altezza del baricentro del materiale (h_G); materiale di campo.

I.6 PROVE DI LABORATORIO QUASI-STATICHE: RELAZIONE TRA IL LAVORO (\mathcal{L}) ED IL RUNOUT (R)

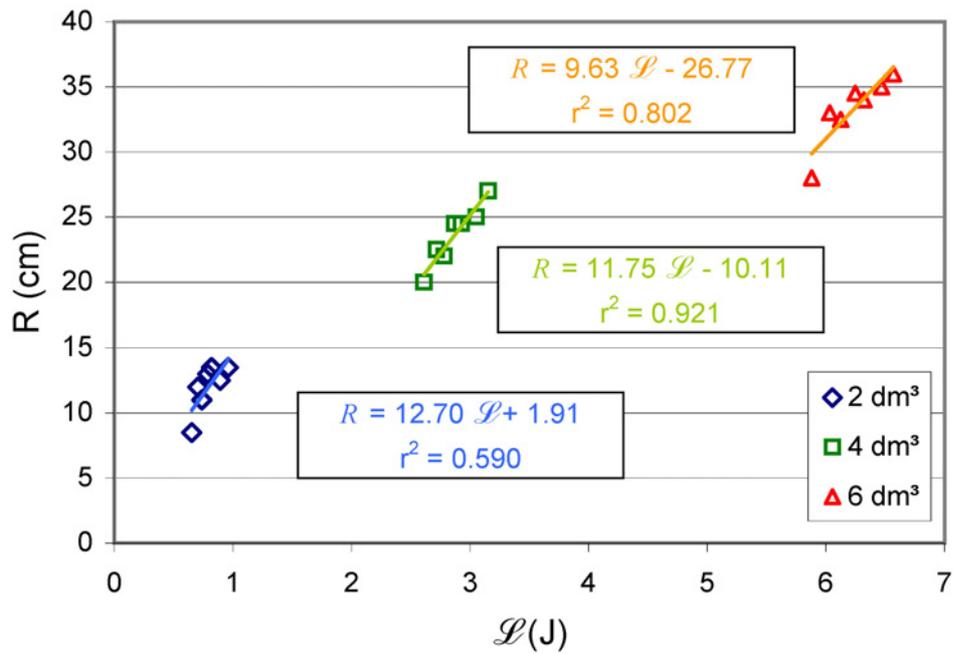


Figura XXIX. Runout (R) in funzione del lavoro (\mathcal{L}); materiale sintetico.

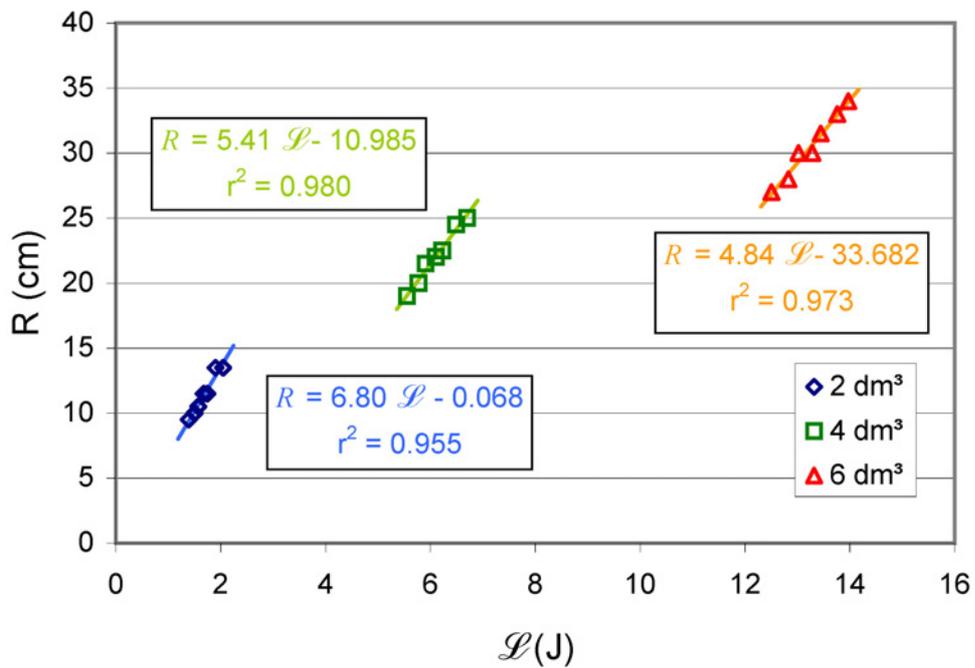


Figura XXX. Runout (R) in funzione del lavoro (\mathcal{L}); ghiaino.

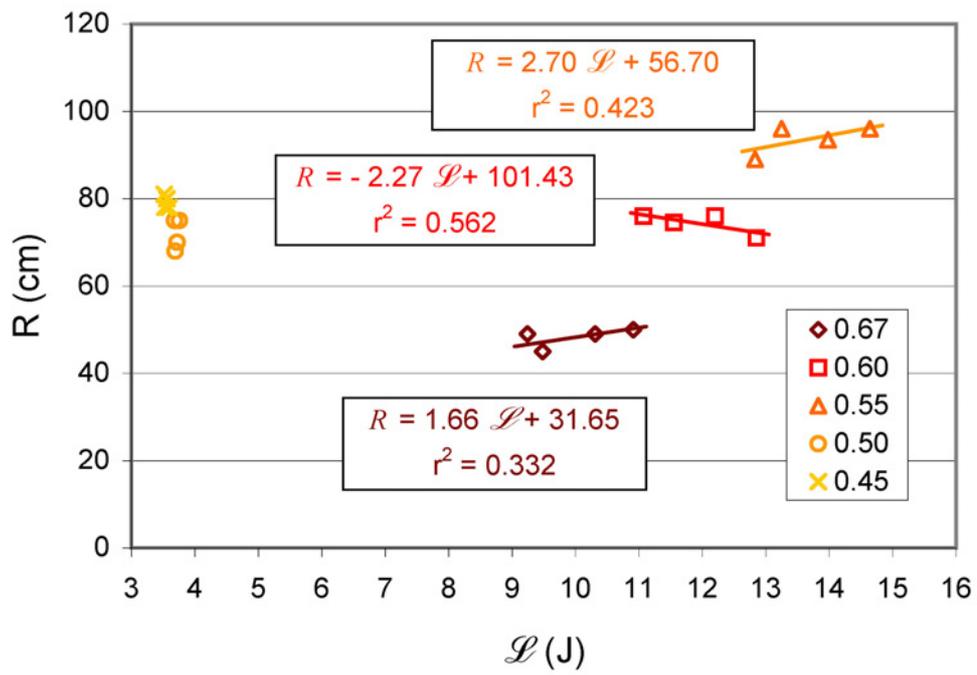


Figura XXXI. Runout (R) in funzione del lavoro (L); materiale di campo.

2. PROVE DI LABORATORIO DINAMICHE

2.1 PROVE DI LABORATORIO DINAMICHE: MATERIALE SINTETICO

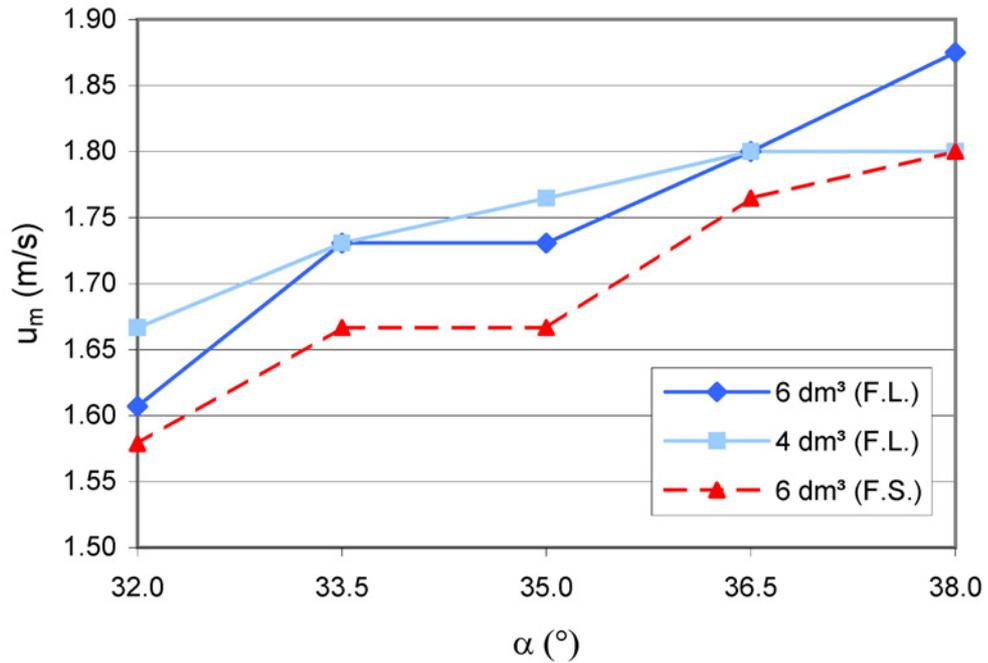


Figura XXXII. Velocità media (u_m) in funzione dell'inclinazione del piano (α) (F.L = fondo della canaletta liscio, F.S. = fondo scabro); materiale sintetico.

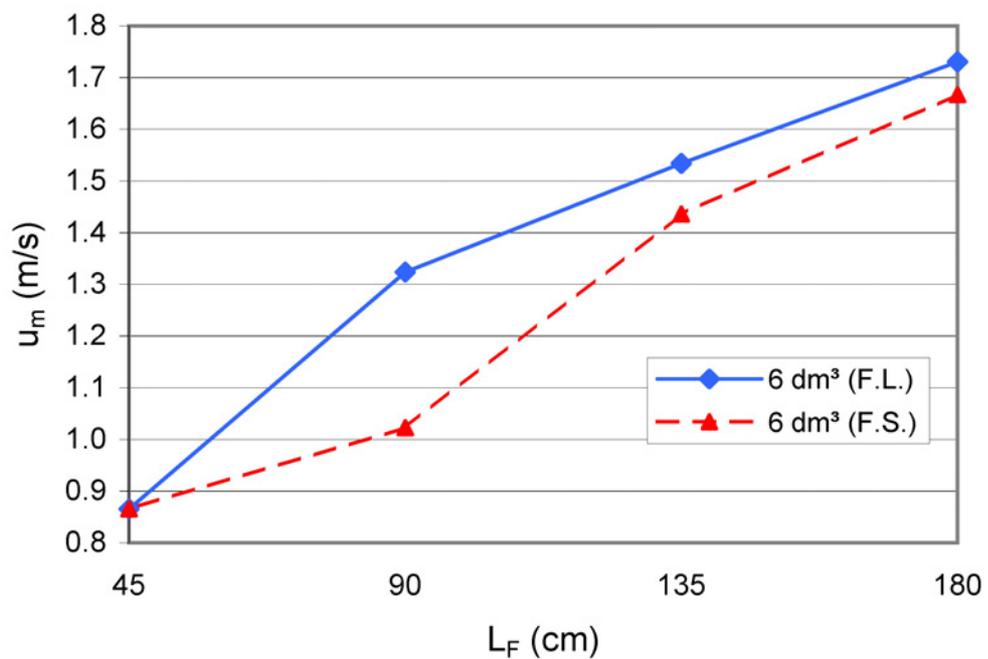


Figura XXXIII. Velocità media (u_m) in funzione della lunghezza di corsa (L_F) (F.L = fondo della canaletta liscio, F.S. = fondo scabro); materiale sintetico.

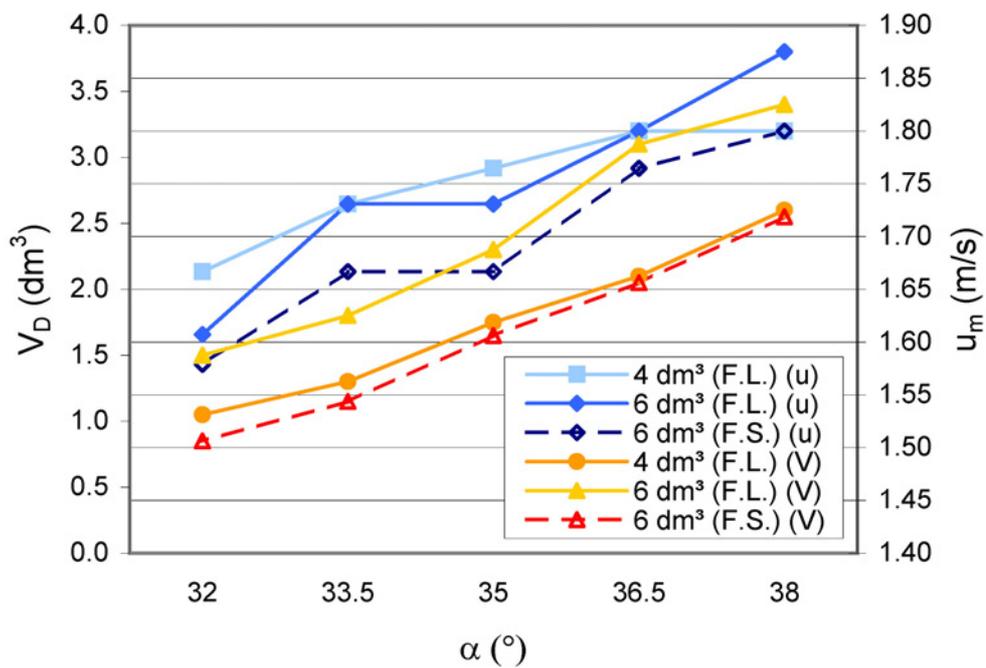


Figura XXXIV. Volume depositato (V_D) e velocità media (u_m) in funzione dell'inclinazione del piano (α) (F.L = fondo della canaletta liscio, F.S. = fondo scabro); lunghezza di corsa pari a 180 cm; materiale sintetico.

2.2 PROVE DI LABORATORIO DINAMICHE: VELOCITÀ MEDIA (u_m) E ACCELERAZIONE (a) IN FUNZIONE DELLA DISTANZA PERCORSA DALLA COLATA IN CANALETTA (x) (MATERIALE SINTETICO)

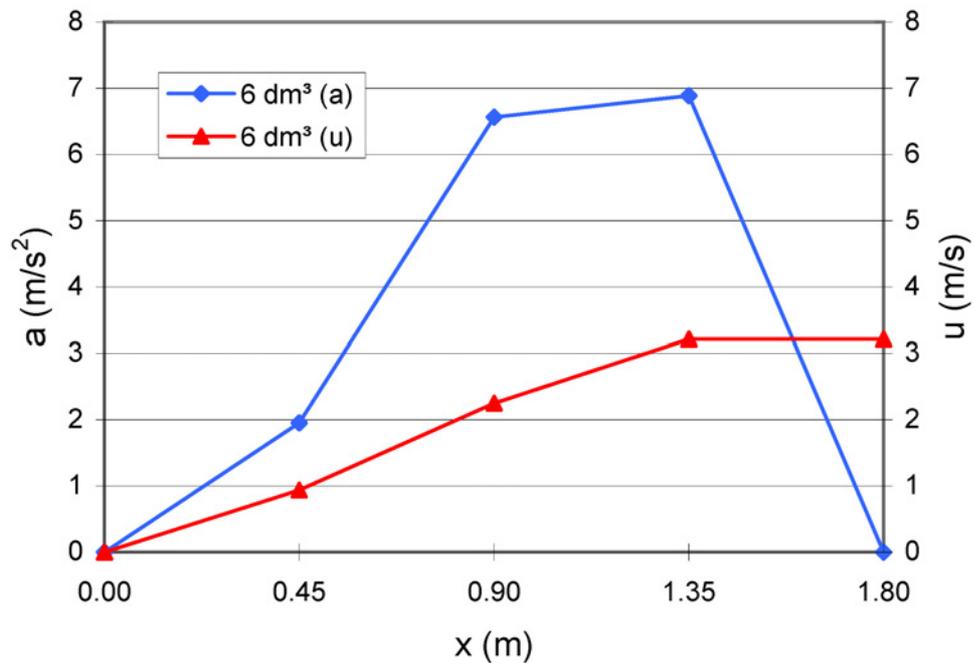


Figura XXXV. Accelerazione (a) e velocità (u) in funzione della distanza percorsa dalla colata (x); fondo della canaletta liscio ed inclinazione del piano pari a 38°; materiale sintetico.

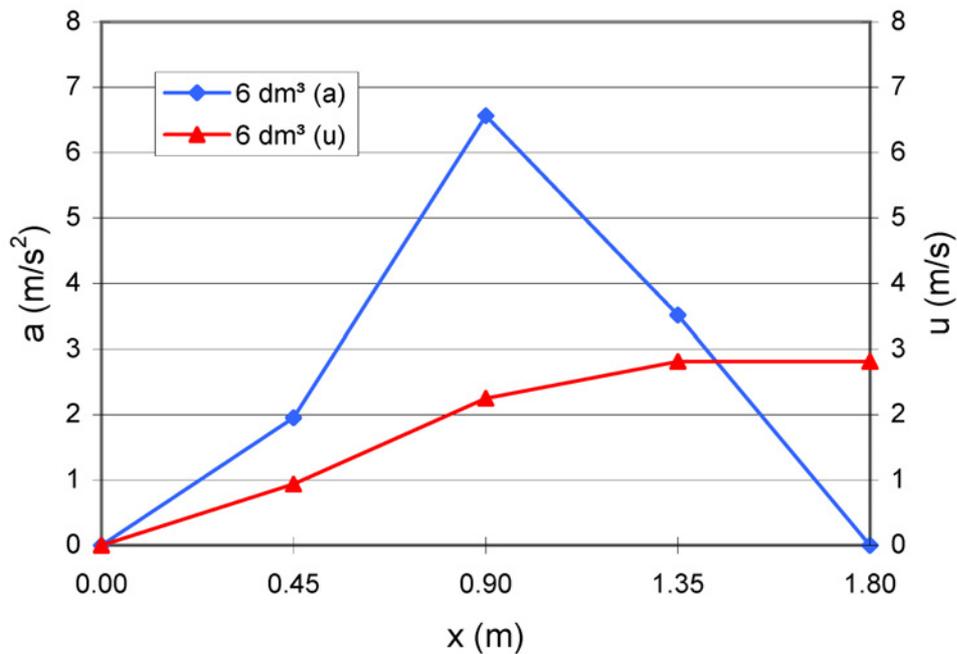


Figura XXXVI. Accelerazione (a) e velocità (u) in funzione della distanza percorsa dalla colata (x); fondo della canaletta scabro ed inclinazione del piano pari a 38°; materiale sintetico.

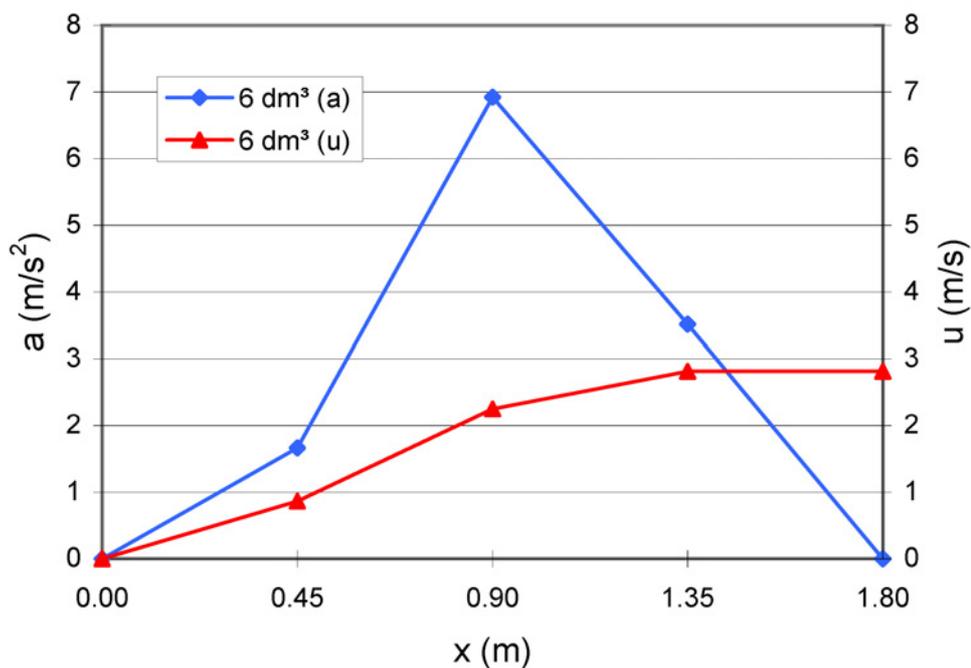


Figura XXXVII. Accelerazione (a) e velocità (u) in funzione della distanza percorsa dalla colata (x); fondo della canaletta liscio ed inclinazione del piano pari a 35° ; materiale sintetico.

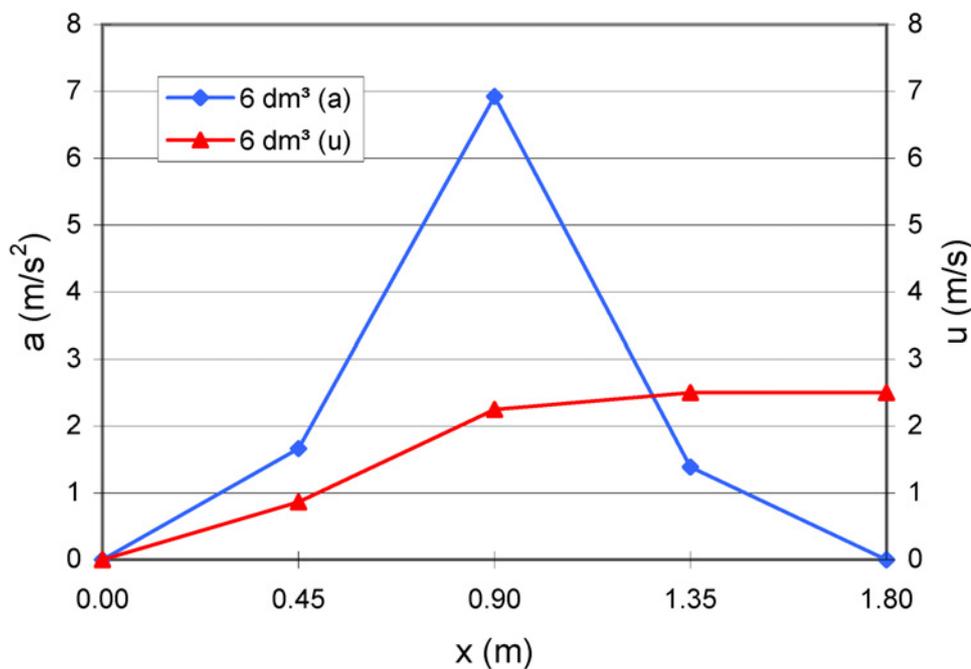


Figura XXXVIII. Accelerazione (a) e velocità (u) in funzione della distanza percorsa dalla colata (x); fondo della canaletta scabro ed inclinazione del piano pari a 35° ; materiale sintetico.

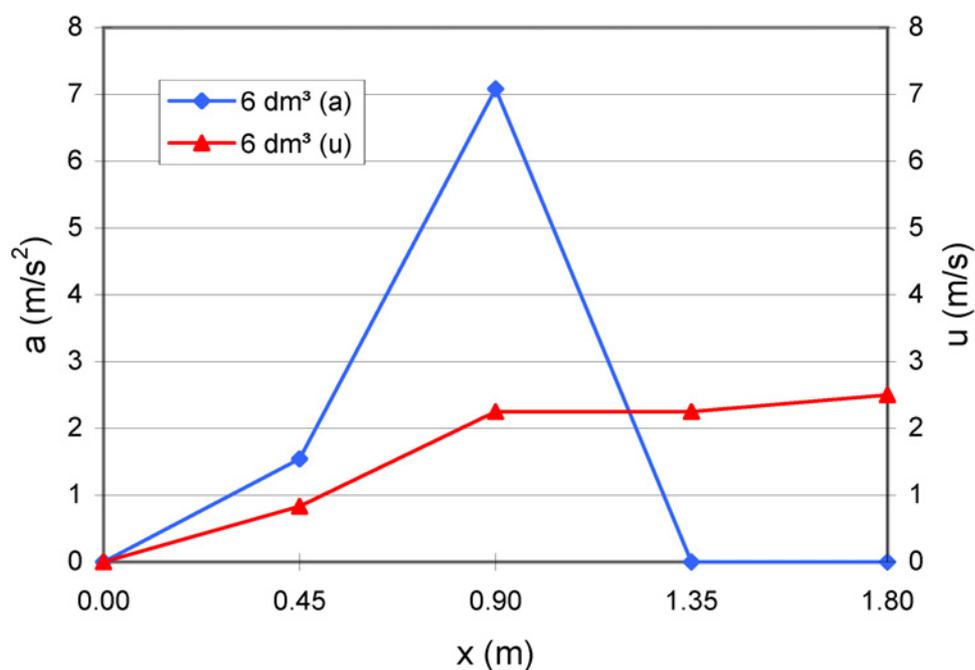


Figura XXXIX. Accelerazione (a) e velocità (u) in funzione della distanza percorsa dalla colata (x); fondo della canaletta liscio ed inclinazione del piano pari a 32° ; materiale sintetico.

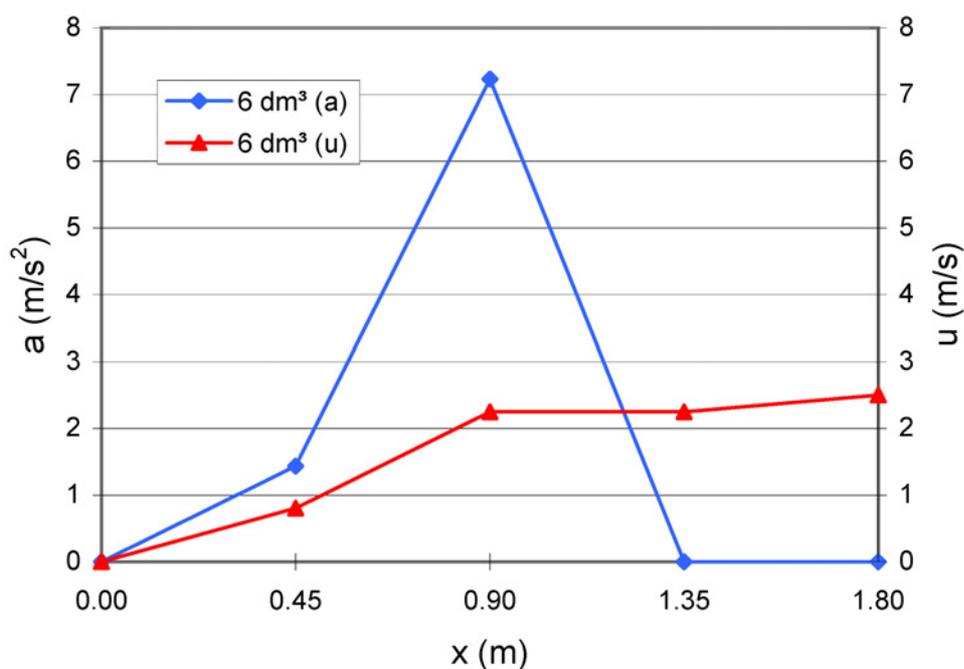


Figura XL. Accelerazione (a) e velocità (u) in funzione della distanza percorsa dalla colata (x); fondo della canaletta scabro ed inclinazione del piano pari a 32° ; materiale sintetico.

2.3 PROVE DI LABORATORIO DINAMICHE: MATERIALE DI CAMPO

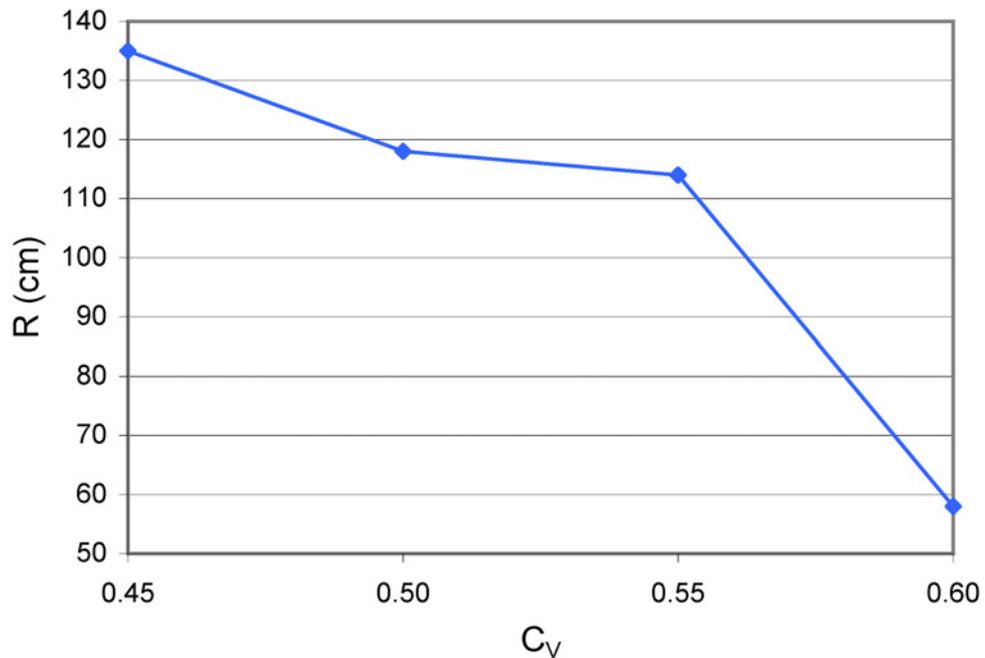


Figura XLI. Runout (R) in funzione della concentrazione solida volumetrica (C_v); lunghezza di corsa pari a 180 cm; materiale di campo.

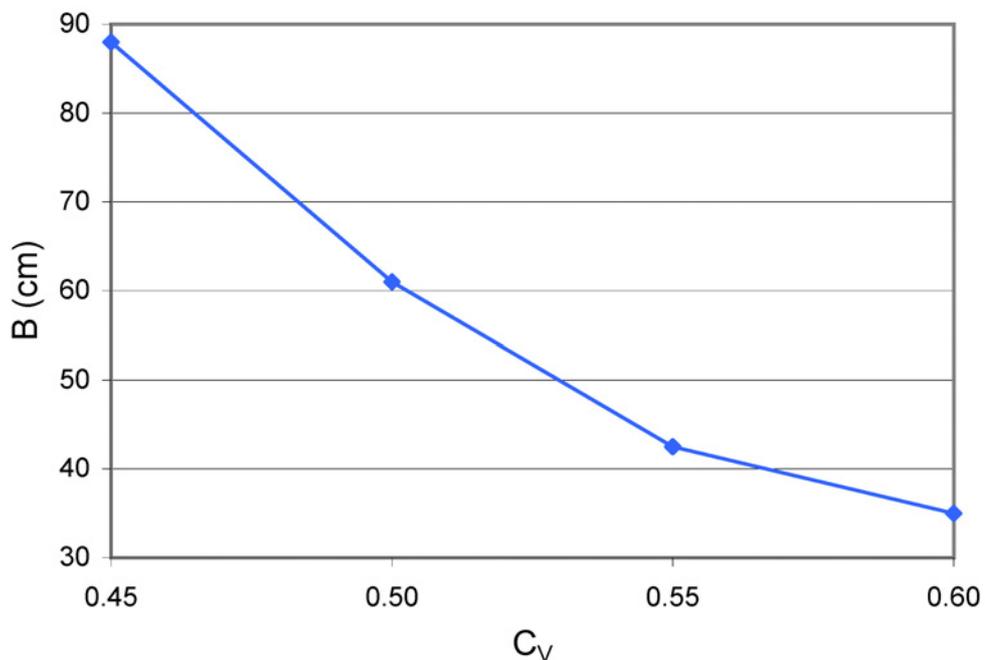


Figura XLII. Dispersione laterale massima del deposito (B) in funzione della concentrazione solida volumetrica (C_v); lunghezza di corsa pari a 180 cm; materiale di campo.

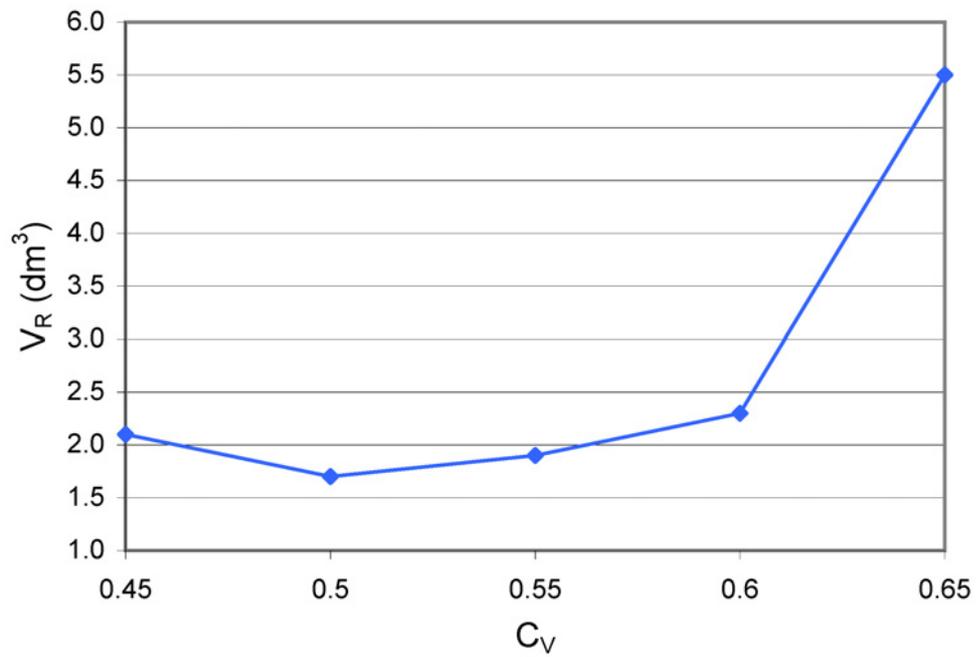


Figura XLIII. Volume residuo (V_R) in funzione della concentrazione solida volumetrica (C_V); lunghezza di corsa pari a 180 cm; materiale di campo.

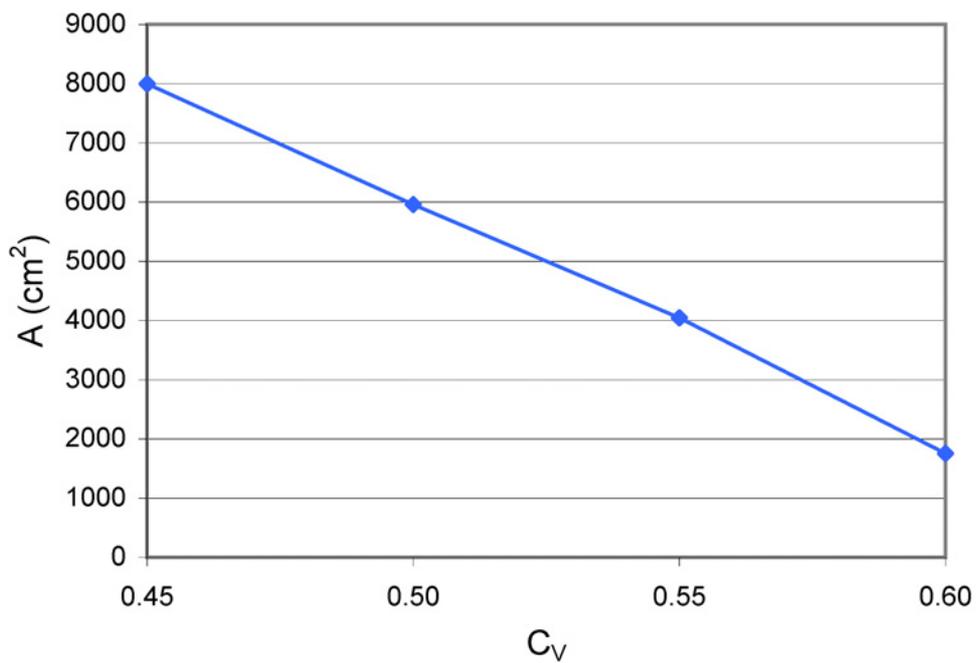


Figura XLIV. Area del deposito (A) in funzione della concentrazione solida volumetrica (C_V); lunghezza di corsa pari a 180 cm; materiale di campo.

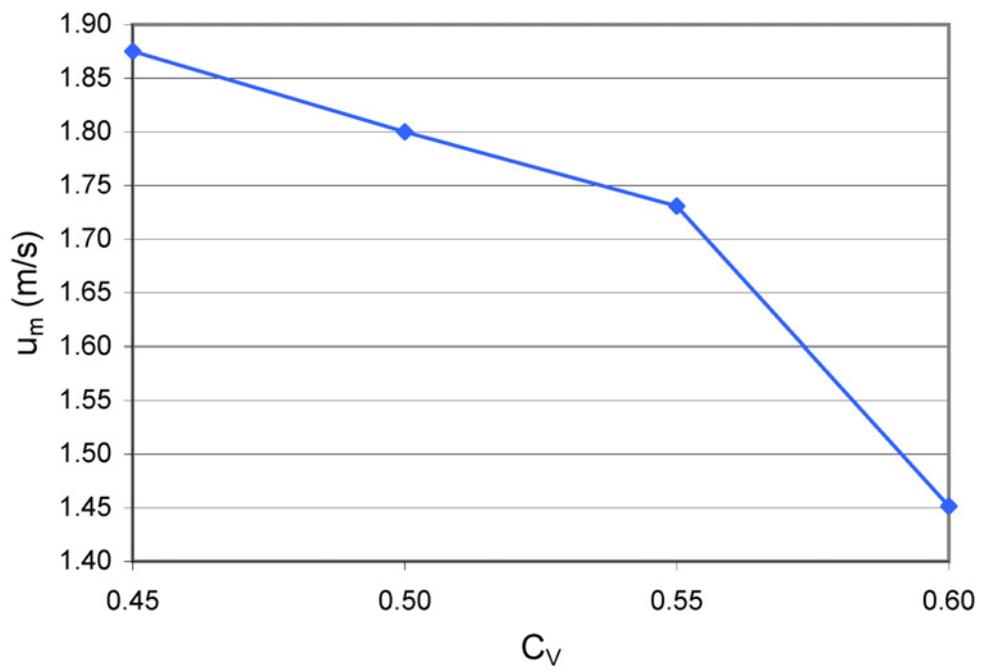


Figura XLV. Velocità media (u_m) in funzione della concentrazione solida volumetrica (C_v); lunghezza di corsa pari a 180 cm; materiale di campo.

2.4 PROVE DI LABORATORIO DINAMICHE: RELAZIONE TRA IL BARICENTRO (h_G) ED IL RUNOUT (R)

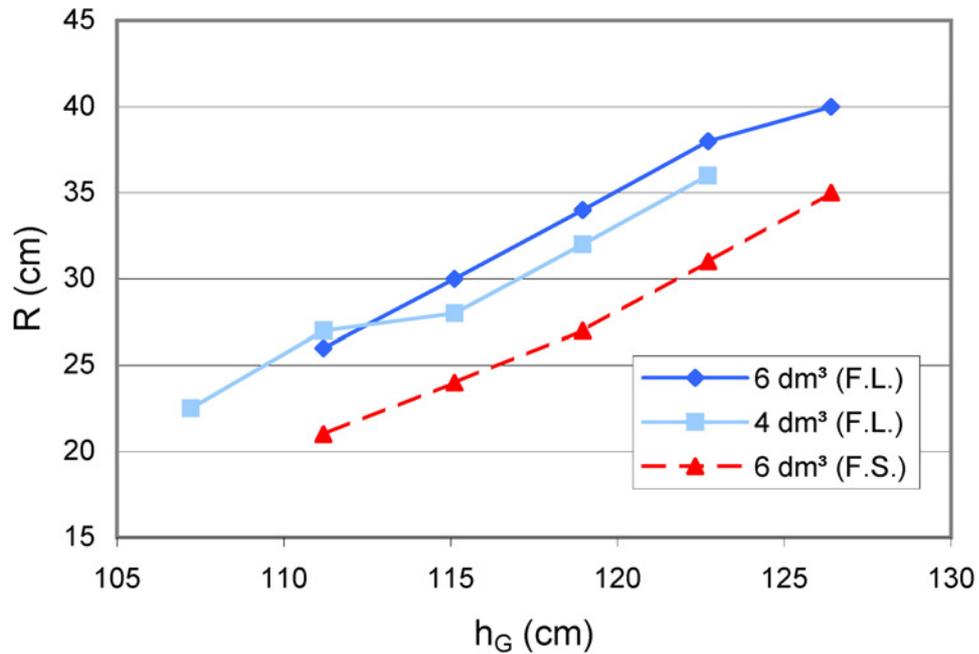


Figura XLVI. Runout (R) in funzione dell'altezza del baricentro del materiale (h_G) (F.L. = fondo della canaletta liscio, F.S. = fondo scabro); materiale sintetico.

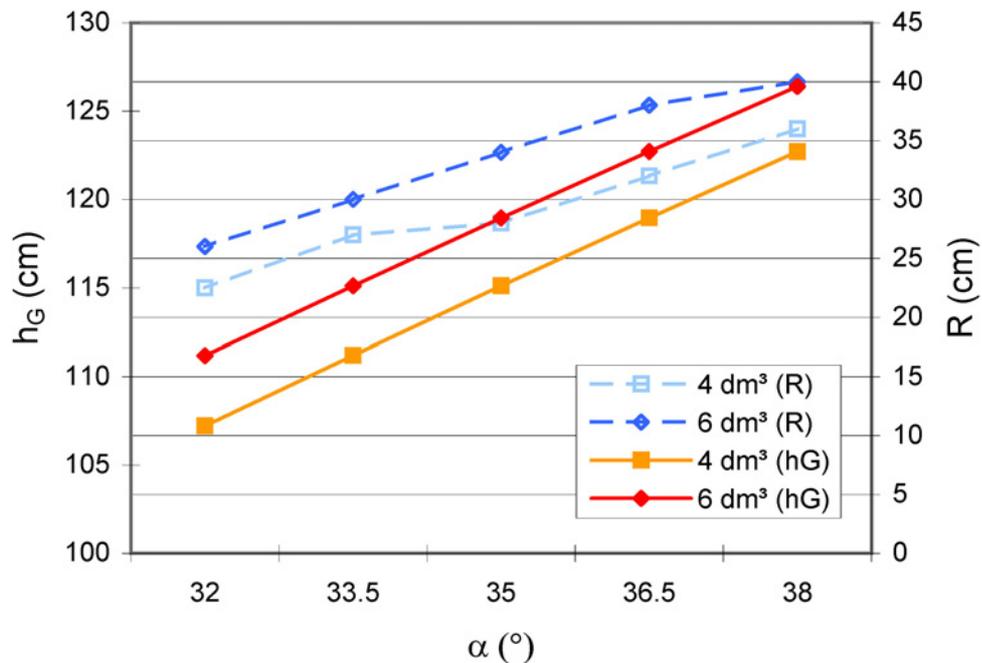


Figura XLVII. Altezza del baricentro del materiale (h_G) e runout (R) in funzione dell'inclinazione del piano (α); materiale sintetico.

2.5 PROVE DI LABORATORIO DINAMICHE: RELAZIONE TRA IL LAVORO (\mathcal{L}) ED IL RUNOUT (R)

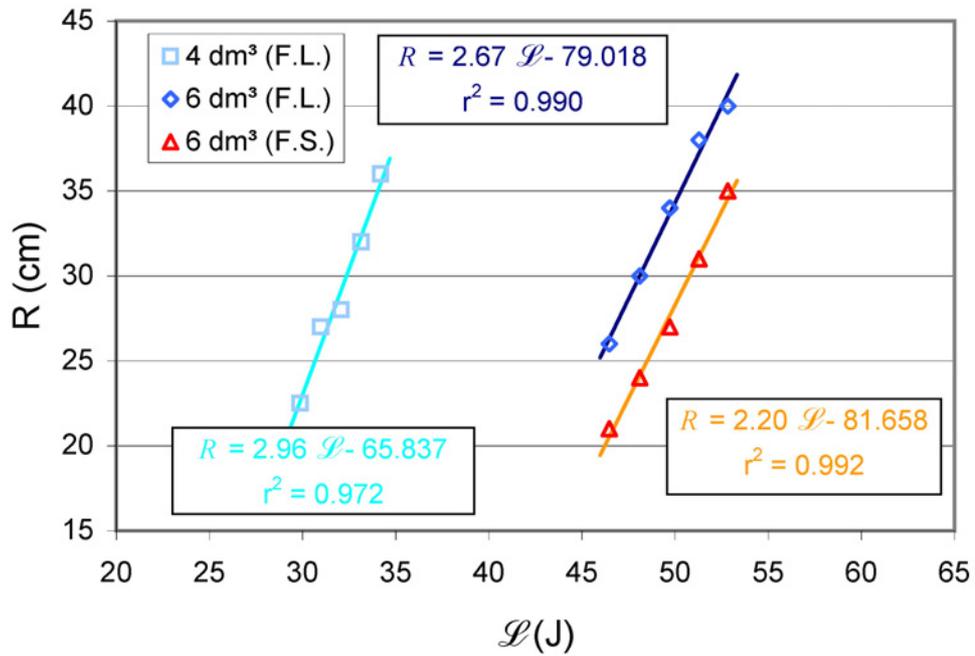


Figura XLVIII. Runout (R) in funzione del lavoro (\mathcal{L}) (F.L = fondo della canaletta liscio, F.S. = fondo scabro); materiale sintetico.

2.6 PROVE DI LABORATORIO DINAMICHE: RELAZIONE TRA LA VELOCITÀ MEDIA DELLA COLATA (u_m) ED IL RUNOUT (R)

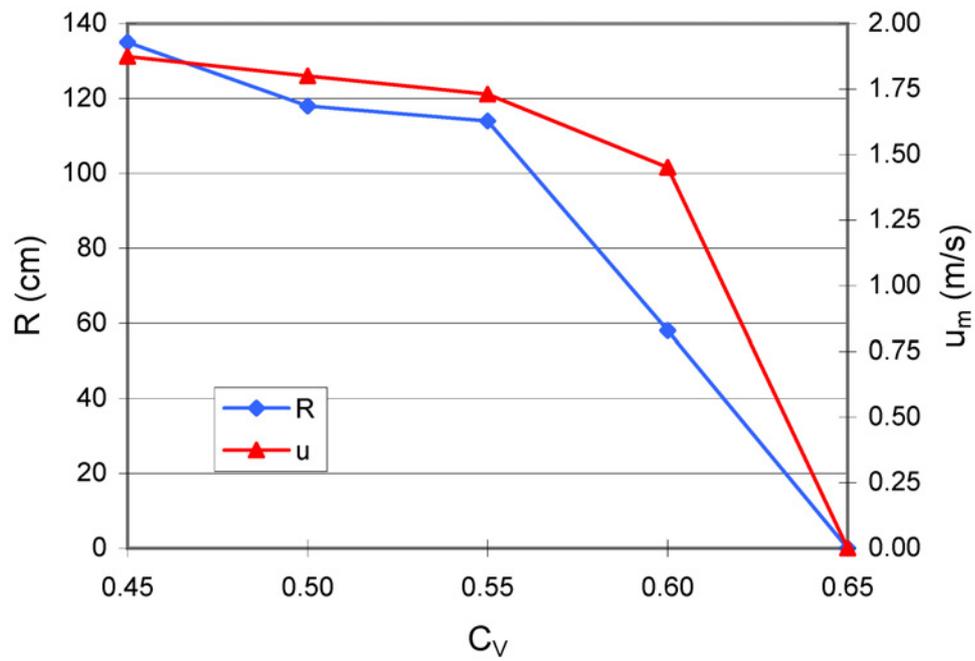
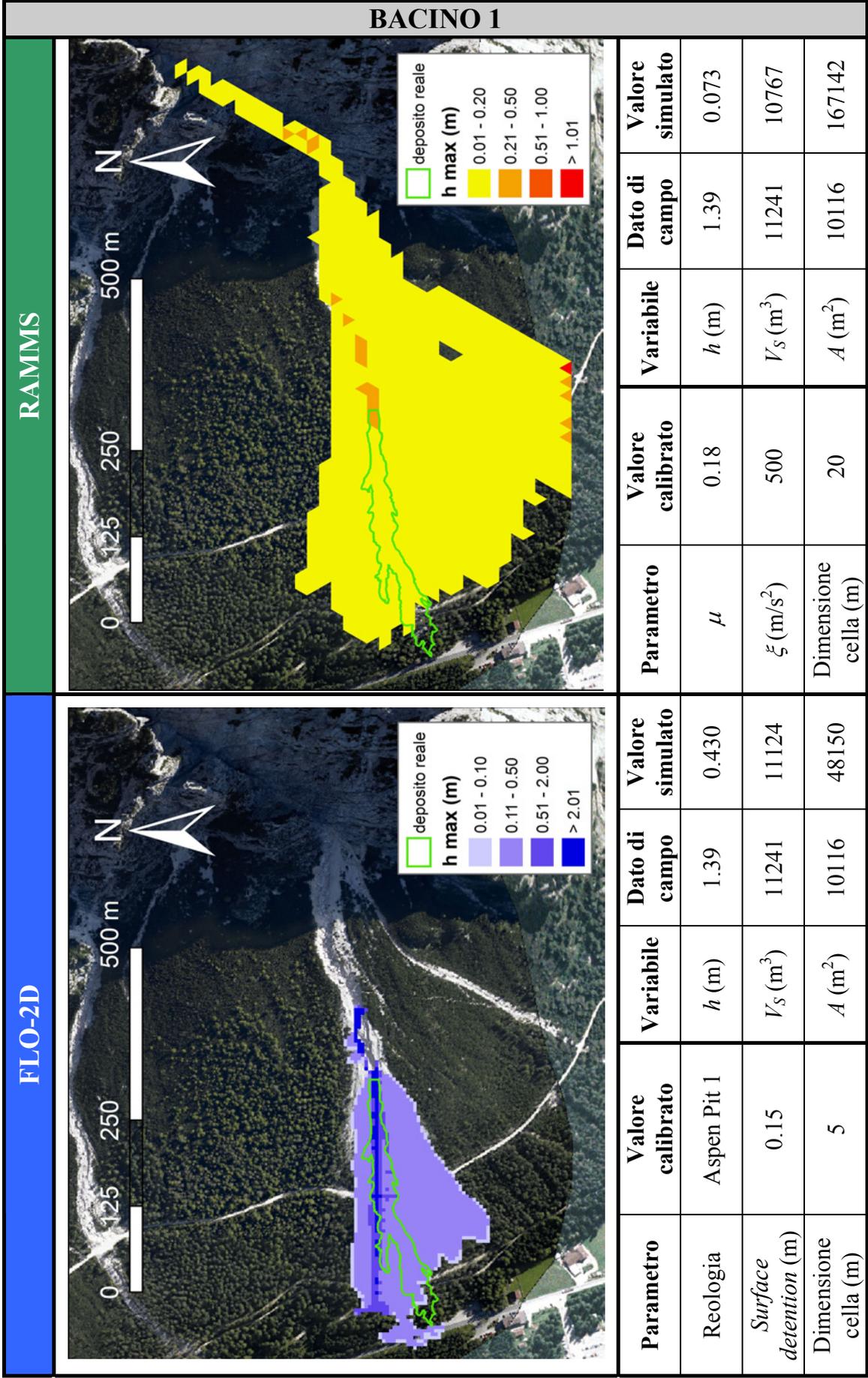


Figura XLIX. Runout (R) e velocità media della colata (u_m) in funzione della concentrazione solida volumetrica (C_v); materiale di campo.

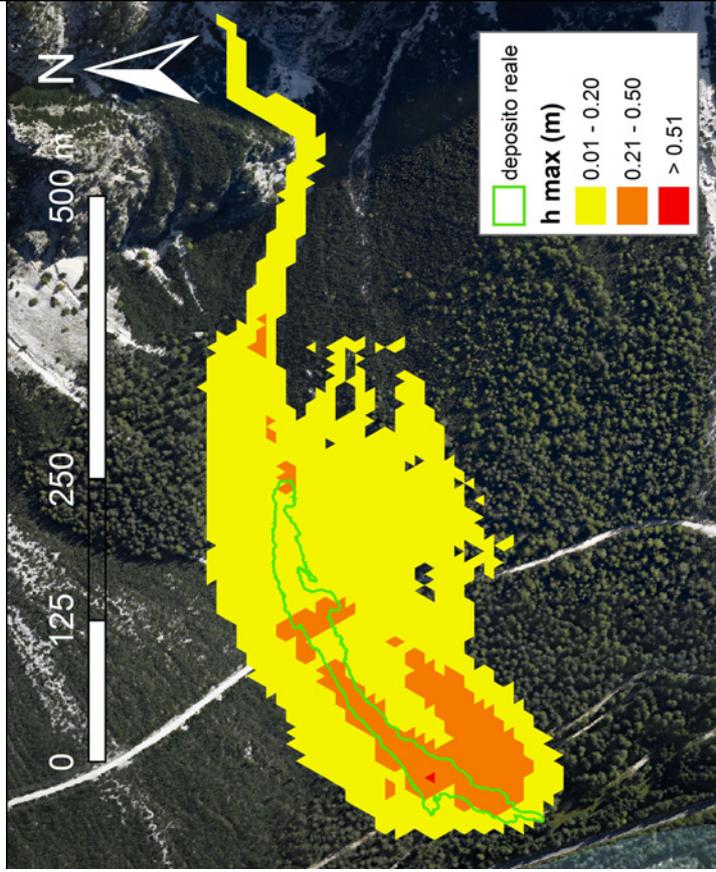
APPENDICE C – Risultati delle modellazioni numeriche dell’evento di colata detritica di Fiames (5 luglio 2006)

In questa appendice vengono illustrati i risultati delle modellazioni numeriche dell’evento di colata detritica di Fiames (5 luglio 2006). Per ognuno dei sei casi indagati ed in base ai due modelli numerici impiegati (FLO-2D e RAMMS) sono indicati: i valori calibrati dei parametri di input, il confronto tra i dati di campo ed i valori simulati relativi allo spessore medio dei depositi h , al volume solido depositato V_S e all’area inondata A ; in ogni scheda sono riportate due figure che consentono un confronto visivo diretto tra il deposito reale e quello simulato.

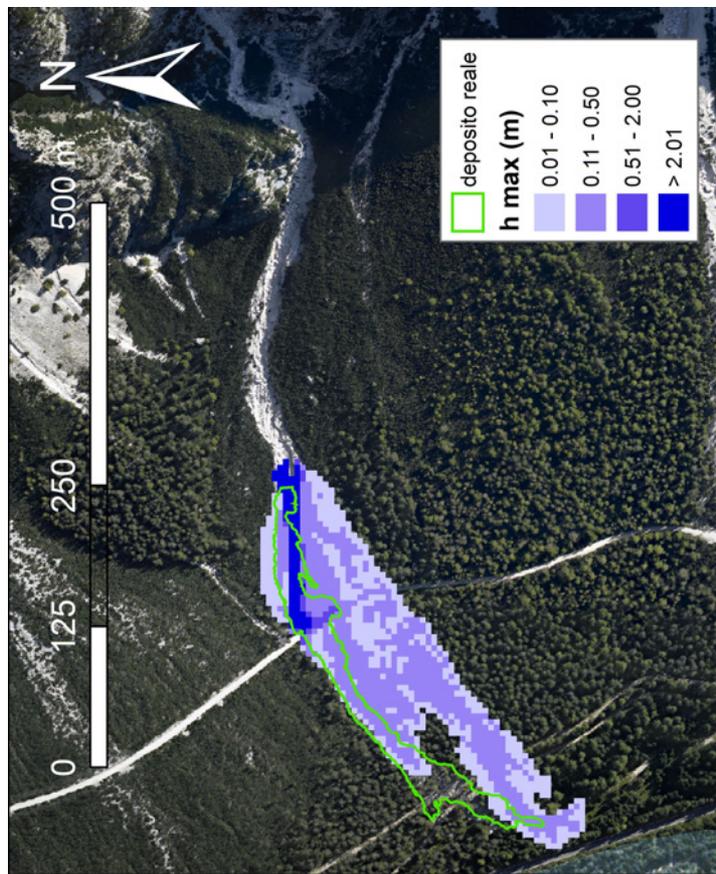


BACINO 2

RAMMS



FLO-2D

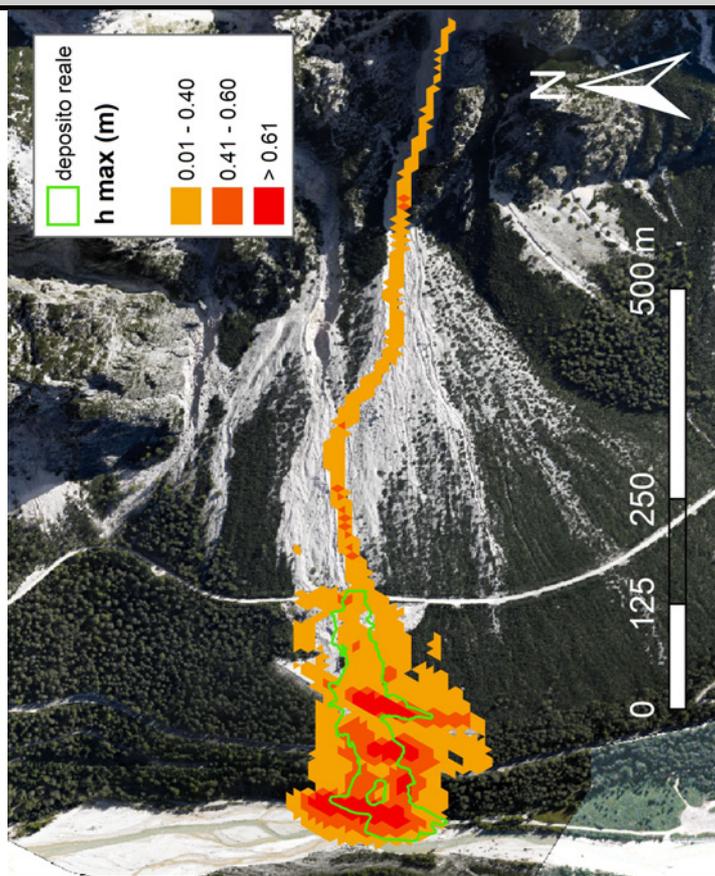


Parametro	Valore calibrato	Variabile	Dato di campo	Valore simulato
μ	0.20	h (m)	1.19	0.112
ξ (m/s ²)	40	V_s (m ³)	7927	8422
Dimensione cella (m)	10	A (m ²)	8543	92968

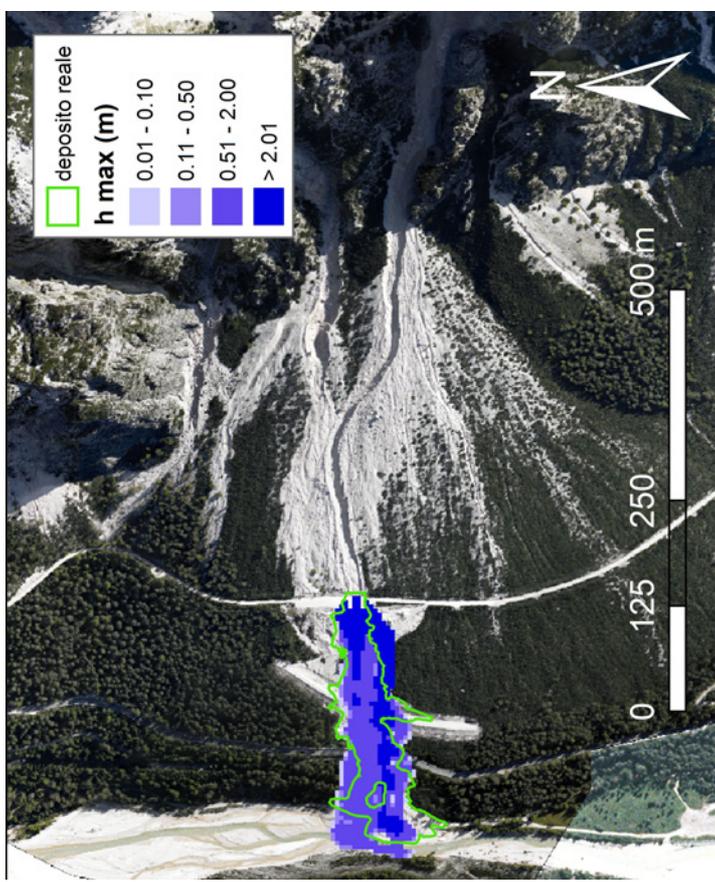
Parametro	Valore calibrato	Variabile	Dato di campo	Valore simulato
Reologia	Aspen Pit 1	h (m)	1.19	0.444
Surface detention (m)	0.10	V_s (m ³)	7927	7741
Dimensione cella (m)	5	A (m ²)	8543	30225

BACINO 3

RAMMS



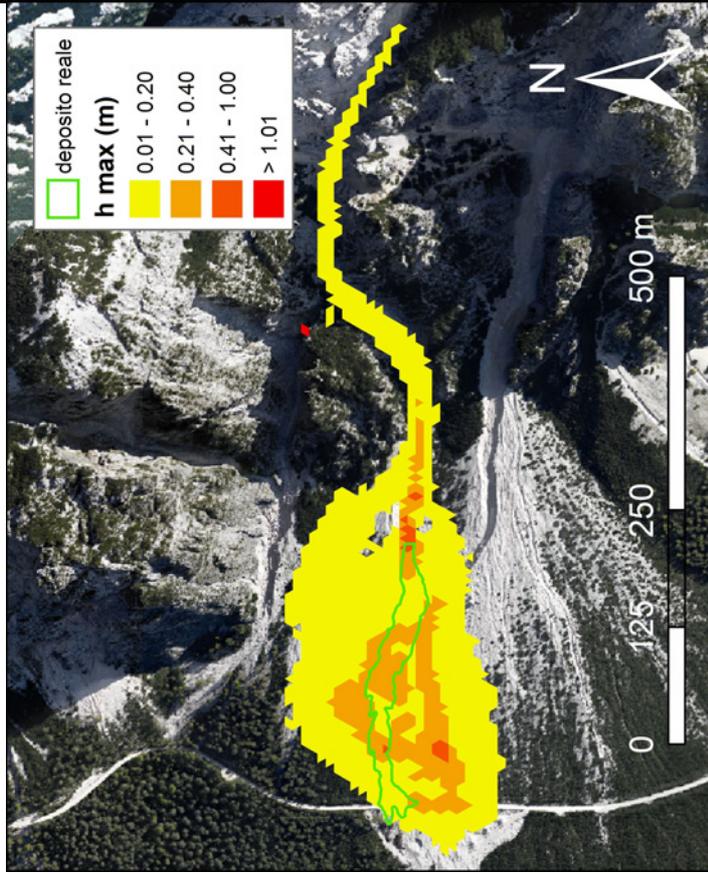
FLO-2D



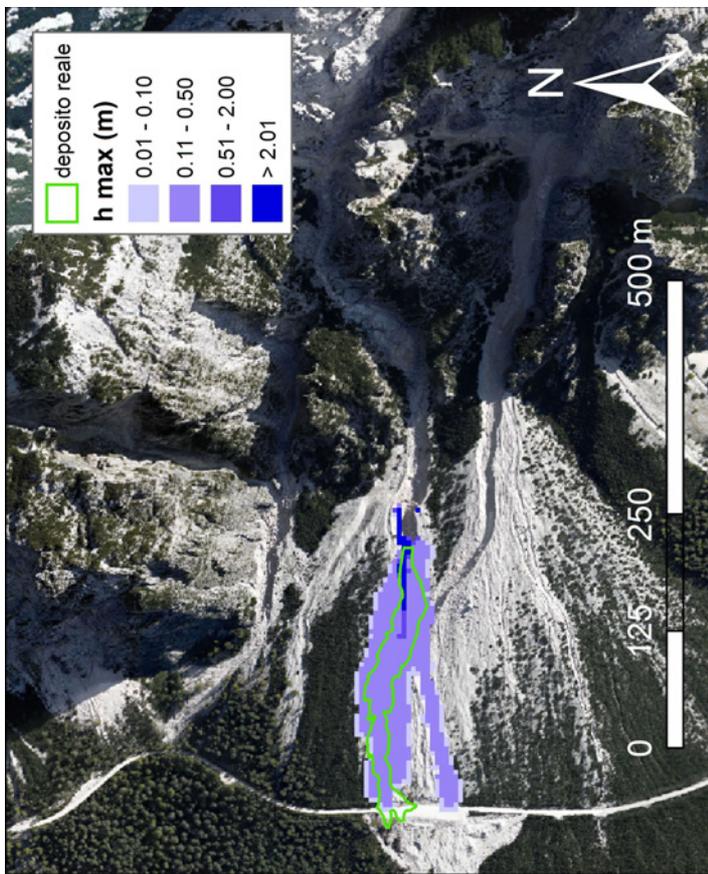
Parametro	Valore calibrato	Variabile	Dato di campo	Valore simulato
Reologia	Aspen Pit 1	h (m)	2.57	3.518
<i>Surface detention</i> (m)	0.50	V_s (m ³)	35082	34567
Dimensione cella (m)	5	A (m ²)	16934	21425
Parametro	μ	h (m)	2.57	0.19
Valore calibrato	15	V_s (m ³)	35082	35065
Parametro	Dimensione cella (m)	A (m ²)	16934	59930
Valore calibrato	10			

BACINO 4

RAMMS



FLO-2D

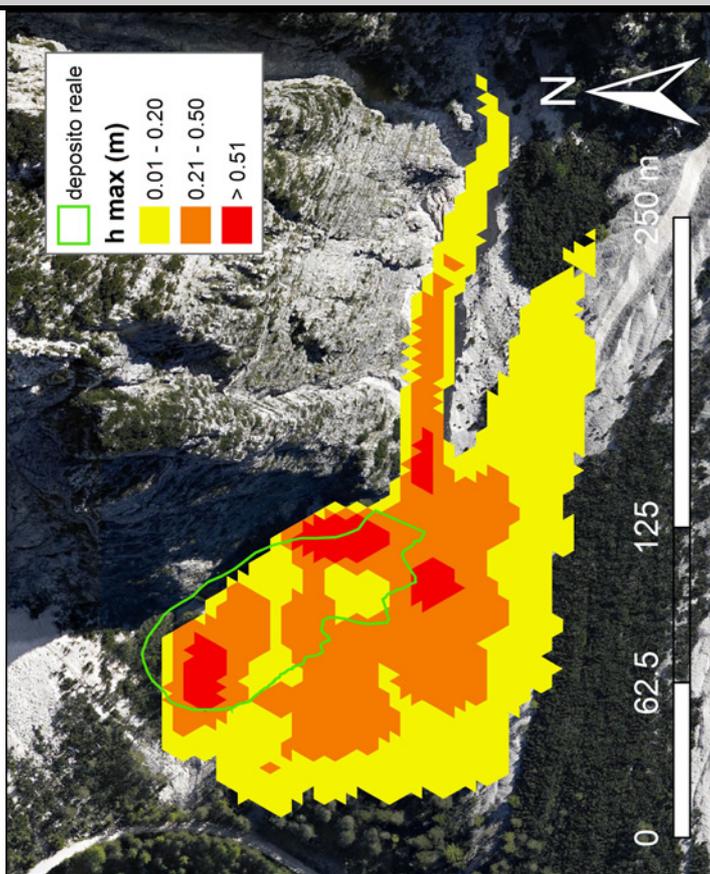


Parametro	Valore calibrato	Variabile	Dato di campo	Valore simulato
μ	0.37	h (m)	1.50	0.118
ξ (m/s ²)	40	V_s (m ³)	8220	7700
Dimensione cella (m)	10	A (m ²)	6785	76946

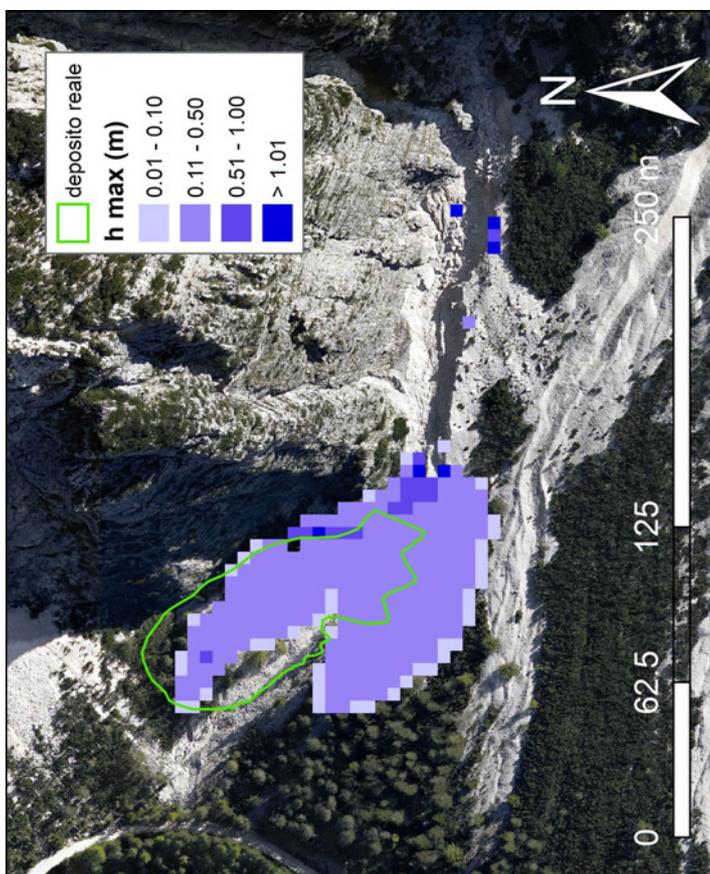
Parametro	Valore calibrato	Variabile	Dato di campo	Valore simulato
Reologia	Aspen Pit 1	h (m)	1.50	0.377
Surface detention (m)	0.15	V_s (m ³)	8220	8196
Dimensione cella (m)	5	A (m ²)	6785	19000

BACINO 5

RAMMS



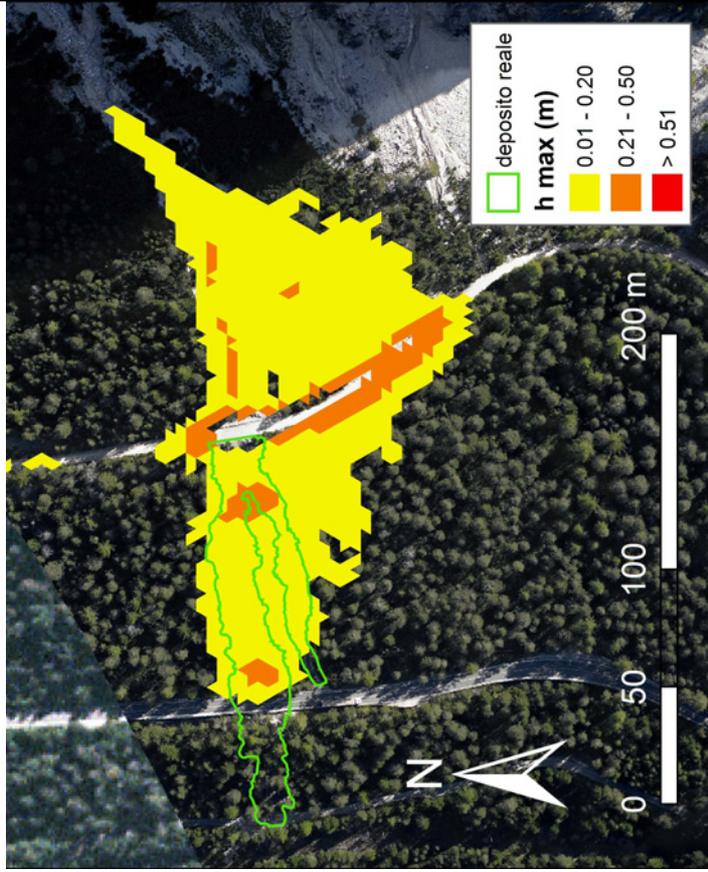
FLO-2D



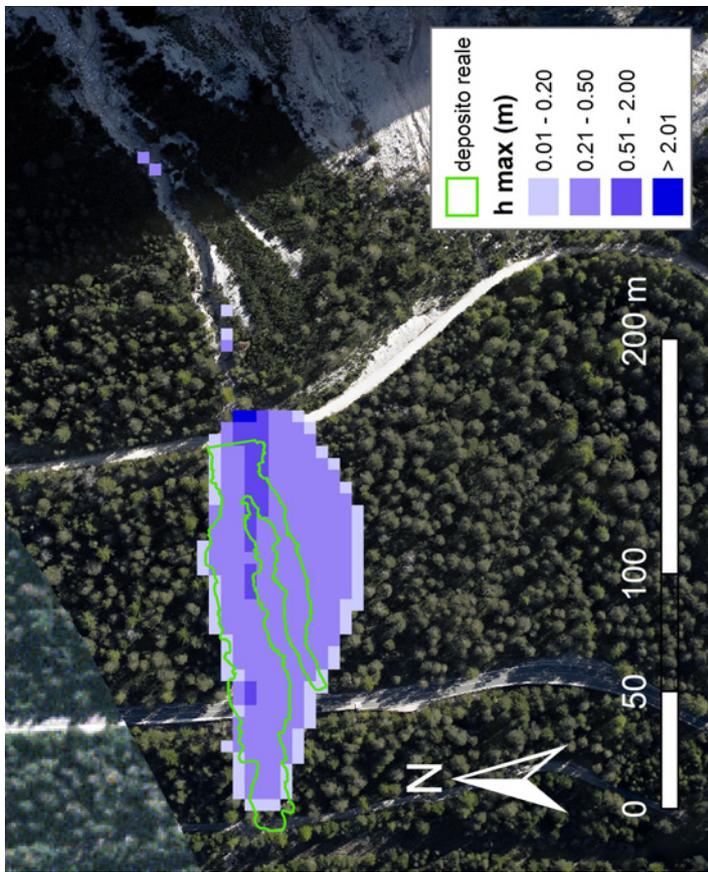
Parametro	Valore calibrato	Variabile	Dato di campo	Valore simulato
Reologia	Aspen Pit 1	h (m)	1.00	0.434
<i>Surface detention</i> (m)	0.40	V_s (m ³)	3905	3887
Dimensione cella (m)	5	A (m ²)	4609	10955
		h (m)	1.00	0.218
		V_s (m ³)	3905	3925
		A (m ²)	4609	21986

BACINO 6

RAMMS



FLO-2D



Parametro	Valore calibrato	Variabile	Dato di campo	Valore simulato
μ	0.45	h (m)	0.50	0.111
ξ (m/s ²)	1000	V_s (m ³)	1578	1613
Dimensione cella (m)	5	A (m ²)	3751	17223

Parametro	Valore calibrato	Variabile	Dato di campo	Valore simulato
Reologia	Aspen Pit 1	h (m)	0.50	0.548
Surface detention (m)	0.35	V_s (m ³)	1578	1453
Dimensione cella (m)	5	A (m ²)	3751	8475

INDICE DELLE EQUAZIONI

(2.1)	$\tau = \mu_N \frac{du}{dy}$	23
(2.2)	$\rho_s g y \sin \psi = \mu_N \frac{du}{dy}$	23
(2.3)	$u = \frac{\rho_s g \sin \psi}{2\mu_N} (y_d^2 - y^2)$	24
(2.4)	$u_{\max} = \frac{\rho_s g \sin \psi}{2\mu_N} y_d^2$	24
(2.5)	$\tau = c + p \tan \varphi$	25
(2.6)	$\tau = c + \sigma \tan \varphi + \mu_N \frac{du}{dy}$	25
(2.7)	$\tau = \tau_0 + \mu_B \frac{du}{dy}$	25
(2.8)	$y_0 = \frac{\tau_0}{\rho_s g \sin \psi}$	25
(2.9)	$u = \frac{1}{\mu_B} \left[\frac{\rho_s g \sin \psi}{2} (y_d^2 - y^2) - K(y_d - y) \right]$	25
(2.10)	$\tau = \tau_0 + K \dot{\gamma}^n$	27
(2.11)	$\tau = K \dot{\gamma}^n$	27

$$(2.12) \quad p = 0.042 \delta D^2 \left(\frac{du}{dy} \right)^2 \cos \phi \quad \dots\dots\dots 28$$

$$(2.13) \quad \delta = \frac{C_V^{1/3}}{(C_{\max})^{1/3} - C_V^{1/3}} \quad \dots\dots\dots 28$$

$$(2.14) \quad \frac{u_s - u}{u_s} = \left(1 - \frac{y}{y_d} \right)^{3/2} \quad \dots\dots\dots 28$$

$$(2.15) \quad F_S = \rho_m g h_u \sin \theta_u = F_R \quad \dots\dots\dots 30$$

$$(2.16) \quad F_R = \frac{\rho_m g}{\xi} u_u^2 + \mu \rho_m g h_u \cos \theta_u \quad \dots\dots\dots 30$$

$$(2.17) \quad S_e = \mu \cos \theta_u + \frac{u_u^2}{\xi h_u} \quad \dots\dots\dots 31$$

$$(2.18) \quad \lambda_{a,b} = \tan^2 \left(45^\circ \pm \frac{\phi}{2} \right) \quad \dots\dots\dots 31$$

$$(2.19) \quad R = \frac{u_u^2}{\left[2g (\mu \cos \theta_d - \sin \theta_d) + \frac{u_u^2 g}{\xi h} \right]} \quad \dots\dots\dots 31$$

$$(2.20) \quad \tau = \tau_y + \mu_N \left(\frac{du}{dy} \right) + C \left(\frac{du}{dy} \right)^2 \quad \dots\dots\dots 33$$

$$(2.21) \quad S_e = S_y + S_{\text{visc}} + S_{td} \quad \dots\dots\dots 34$$

$$(2.22) \quad S_e = \frac{\tau_y}{\gamma_m h_f} + \frac{K \mu_N}{8 \gamma_m h_f^2} u + \frac{n_{td}^2 u^2}{h_f^{4/3}} \quad \dots\dots\dots 34$$

$$(2.23) \quad n_{td} = n b e^{mCv} \quad \dots\dots\dots 34$$

(2.24)	$\tau_y = \alpha_1 e^{\beta_1 c_v}$	35
(2.25)	$\mu_N = \alpha_2 e^{\beta_2 c_v}$	35
(2.26)	$h_s = \sqrt{\frac{T}{2\pi l_C \tau_c}} - r_i$	40
(2.27)	$\tau_c = \rho_m g h (\sin \theta_d)$	41
(2.28)	$h_0 = \frac{\tau_c}{\rho_m g \sin \theta_d}$	41
(2.29)	$\tau = \frac{T}{2 \pi R_1^2 h}$	45
(2.30)	$\dot{\gamma} = \frac{\Omega R_1}{(R_2 - R_1)}$	45
(3.1)	$A = k V^d$	48
(3.2)	$R = \varpi \Delta h$	49
(3.3)	$\left(\begin{array}{l} \text{Distanza percorsa su pendenze} \\ \text{comprese tra } 4^\circ \text{ e } 10^\circ \end{array} \right) > 0.4 \left(\begin{array}{l} \text{Quota persa} \\ \text{su pendenze } > 10^\circ \end{array} \right)$	49
(3.4)	$R = 8.6 (V \tan \theta_u)^{0.42}$	51
(3.5)	$R = 25 V^{0.3}$	51

$$(3.6) \quad R = 15 V^{1/3} \dots\dots\dots 51$$

$$(3.7) \quad (H/L)_{\min} = \tan \beta_{\min} = 0.20 (A_C)^{-0.26} \dots\dots\dots 51$$

$$(3.8) \quad L = 1.9 V^{0.16} H^{0.83} \dots\dots\dots 51$$

$$(3.9) \quad R = \frac{\left\{ u_u \cos(\theta_u - \theta_d) \left[1 + (gh_u \cos \theta_u) / (2u_u^2) \right] \right\}^2}{g (S_e \cos \theta_d - \sin \theta_d)} \dots\dots\dots 52$$

$$(3.10) \quad \tan \alpha = \frac{C_V (\rho_s - \rho)}{C_V (\rho_s - \rho) + (1 + h_f / D_m)} \tan \varphi \dots\dots\dots 56$$

$$(3.11) \quad B_F = j Q_S^{1/2} \dots\dots\dots 57$$

$$(3.12) \quad \tan \theta_{ds} = \frac{C_V (\rho_s - \rho) \tan \varphi}{C_V (\rho_s - \rho) + \rho (1 + 0.52 (q_0 / gD_m^3)^{1/3})} \dots\dots\dots 57$$

$$(3.13) \quad R = \frac{U^2}{G} \dots\dots\dots 61$$

$$(3.14) \quad U = u_u \cos(\alpha - \phi) \left[1 + \frac{((\rho_s - \rho) C_{Vu} \kappa_a + \rho) \cos \alpha g h_u}{2((\rho_s - \rho) C_{Vu} + \rho) u_u^2} \right] \dots\dots 61$$

$$(3.15) \quad G = \frac{(\rho_s - \rho) g C_{Vu} \cos \phi \Gamma}{(\rho_s - \rho) C_{Vu} + \rho} - g \sin \phi \dots\dots\dots 61$$

$$(3.16) \quad R = \frac{u_u^2}{2g \cos \theta (\tan \varphi - \tan \phi)} \dots\dots\dots 61$$

$$(4.1) \quad \mathcal{L} = M_T g h_G \dots\dots\dots 81$$

(4.2)	$B_{\max} = k R_{\max}$	92
(4.3)	$R_{\max} = 2.15 h_G C_V^{-2}$	93
(4.4)	$R_{\max} = 0.46 h_G C_V^{-2}$	94
(4.5)	$R_{\max} = 1.04 \frac{u^2}{2g} C_V^{-2}$	94
(4.6)	$B_{\max} = 1.38 R_{\max} C_V^{0.41}$	96
(4.7)	$B_{\max} = 0.70 \left[\left(\frac{u^2}{2g} \right)^{0.07} R_{\max}^{0.93} \right] C_V^{0.65}$	97
(4.8)	$H / L = \tan \beta = 1.40 C_V^2 - 0.64 C_V + 0.16$	98
(4.9)	$H / L = \tan \beta = 0.58 C_V^{1.49}$	100
(4.10)	$H / L = \tan \beta = 0.44 C_V^{0.85}$	100
(4.11)	$H / L = \tan \beta = 0.50 C_V$	101
(4.12)	$H / L = \tan \beta = 0.76 C_V^{1.67}$	101
(4.13)	$E_p = M_D g h_{GD}$	103

$$(4.14) \quad E_d = \tau \sum_{i=1}^n (A_{i-1} + A_i) dx_{Gi} \dots\dots\dots 105$$

$$(4.15) \quad \tau = \frac{E_p}{\sum_{i=1}^n (A_{i-1} + A_i) dx_{Gi}} \dots\dots\dots 105$$

$$(5.1) \quad Q_d = \frac{Q_w}{1 - \frac{c_e}{c_*}} \dots\dots\dots 115$$

$$(5.2) \quad Q_C = \left[0.78 \frac{D_m^{1.5}}{\tan \vartheta^{1.27}} \right] B_C \dots\dots\dots 116$$

$$(6.1) \quad i = \frac{\partial h_f}{\partial t} + \frac{\partial h_f u_x}{\partial x} + \frac{\partial h_f u_y}{\partial y} \dots\dots\dots 133$$

$$S_{ex} = S_{ox} - \frac{\partial h_f}{\partial x} - \frac{u_x}{g} \frac{\partial u_x}{\partial x} - \frac{u_y}{g} \frac{\partial u_y}{\partial y} - \frac{1}{g} \frac{1 \partial u_x}{g \partial t} \dots\dots\dots 134$$

$$(6.2) \quad S_{ey} = S_{oy} - \frac{\partial h_f}{\partial y} - \frac{u_y}{g} \frac{\partial u_y}{\partial y} - \frac{u_x}{g} \frac{\partial u_x}{\partial x} - \frac{1}{g} \frac{\partial u_y}{\partial t} \dots\dots\dots 134$$

$$(6.3) \quad \frac{u_{FLO-2D}}{\sqrt{g h_{FLO-2D}}} = \frac{u_{FISICO}}{\sqrt{g h_{FISICO}}} \dots\dots\dots 147$$

INDICE DELLE TABELLE

Tabella 2.1. Valori dei parametri di attrito cinetico e turbolento nel modello di Voellmy modificato per alcune tipologie di flusso.	32
Tabella 2.2. Classificazione reofisica dei debris flow (da Bardou et al. 2003).	37
Tabella 3.1. Equazioni empiriche impiegate per stimare la distanza di arresto R e quella totale percorsa dalla colata detritica L .	51
Tabella 4.1. Densità (ρ_s), porosità (ν), angolo di attrito (φ) e diametro medio (D_m) per ogni materiale impiegato nelle prove di laboratorio.	72
Tabella 4.2. Valori del coefficiente ω dell'equazione empirica di Vandre (1985) ricalibrato in base alle prove di laboratorio.	95
Tabella 4.3. Valori di $H/L = \tan \beta$ ricalibrati utilizzando i dati delle prove di laboratorio.	98
Tabella 4.4. Equazioni empiriche sviluppate a partire dai dati di laboratorio; nella colonna relativa al tipo di prova la sigla Q-S indica i test quasi-statici e D quelli dinamici.	102
Tabella 5.1. Area del bacino A_C , volume depositato V , area inondata A , spessore medio del deposito h , concentrazione solida volumetrica massima all'equilibrio $c_{e\ max}$ e portata di picco del debris flow stimata $Q_{d\ max}$ per ogni bacino.	116
Tabella 5.2. Principali caratteristiche topografiche relative al caso di studio di Fiames: lunghezza del canale L_C , pendenza del canale a monte della zona deposizionale θ_u , pendenza della zona deposizionale θ_d , angolo di inclinazione medio dell'intero percorso effettuato dalla colata β , distanza d'arresto R , distanza planimetrica totale percorsa dalla colata L e relativo dislivello totale H .	116
Tabella 5.3. Bacino di appartenenza, numerosità (N), spessore del deposito (h), pendenza del deposito (θ_d) e valore critico dello sforzo tangenziale (τ_c) di ognuno dei lobi deposizionali rilevati a Fiames.	127
Tabella 6.1. Sforzo di taglio (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. (Conversione: τ_y : 1 Pascal = 1 N/m ² = 10 dynes/cm ² ; μ_N : 1 Pas = 10 dynes s/cm ² = 10 poises). Parte dei riferimenti bibliografici relativi ai dati disponibili in lettura si trovano in O'Brien (1986).	140
Tabella 6.2. Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B) e altezza massima del deposito (h_{max}) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D impiegando le 13 diverse reologie e l'idrogramma triangolare; prova con materiale sintetico e inclinazione della canaletta (α) pari a 38°.	151
	233

- Tabella 6.3.** Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B) e altezza massima del deposito (h_{max}) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D impiegando la reologia “Glenwood 3” e l’idrogramma triangolare; prova con materiale sintetico e inclinazione della canaletta (α) pari a 35° . 152
- Tabella 6.4.** Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B) e altezza massima del deposito (h_{max}) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D impiegando la reologia “Glenwood 3” e l’idrogramma triangolare; prova con materiale sintetico e inclinazione della canaletta (α) pari a 32° . 152
- Tabella 6.5.** Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B) e altezza massima del deposito (h_{max}) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D impiegando le 13 diverse reologie e l’idrogramma “a dente”; prova con materiale sintetico e inclinazione della canaletta (α) pari a 38° . 152
- Tabella 6.6.** Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B) e altezza massima del deposito (h_{max}) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D impiegando la reologia “Glenwood 3” e l’idrogramma “a dente”; prova con materiale sintetico e inclinazione della canaletta (α) pari a 35° . 153
- Tabella 6.7.** Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B) e altezza massima del deposito (h_{max}) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D impiegando la reologia “Glenwood 3” e l’idrogramma “a dente”; prova con materiale sintetico e inclinazione della canaletta (α) pari a 32° . 153
- Tabella 6.8.** Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B), altezza massima del deposito (h_{max}) e velocità media della colata in canaletta (u_m) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D impiegando le 13 diverse reologie; prova con materiale di campo, $C_V = 0.55$ e $L_F = 180$ cm. 156
- Tabella 6.9.** Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B), altezza massima del deposito (h_{max}) e velocità media della colata in canaletta (u_m) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D alle diverse concentrazioni volumetriche di prova (C_V); test con materiale di campo e $L_F = 180$ cm. 157
- Tabella 6.10.** Confronto tra i valori di runout (R), dispersione laterale massima (B), altezza massima del deposito (h_{max}) e velocità media della colata in canaletta (u_m) misurati con il modello fisico e quelli simulati mediante FLO-2D alle diverse concentrazioni volumetriche di prova (C_V) e lunghezze di corsa (L_F); test con materiale di campo. 158

Tabella 6.11. Parametri calibrati mediante la simulazione numerica dell'evento di Fiames (5 luglio 2006) con il programma di calcolo FLO-2D.	164
Tabella 6.12. Parametri calibrati mediante la simulazione numerica dell'evento di Fiames (5 luglio 2006) con il programma di calcolo RAMMS.	166
Tabella 6.13. Valori di sforzo di taglio e viscosità relativi alla reologia "Aspen Pit 1" in corrispondenza delle concentrazioni solide volumetriche massime per ogni bacino e di quella minima.	169

INDICE DELLE FIGURE

Figura 2.1. Reogramma per diversi tipi di fluido.	22
Figura 2.2. a) distribuzione dello sforzo di taglio e della velocità per un fluido newtoniano e viscoso-plastico di Bingham su pendio infinito; b) distribuzione di velocità sulla superficie di un debris flow (Marchetti, 2000).	26
Figura 2.3. Altezze, velocità e pendenze caratteristiche del modello di Voellmy (il punto P, che divide zona di scorrimento e zona di arresto è usualmente definito dalla relazione $\tan \theta(P) = \mu$).	30
Figura 2.4. Morfologie osservate in campo relative alle tre classi proposte da Ancy (1999): da sinistra a destra viscoplastico, collisionale-frizionale e frizionale-viscoso (da Bardou, 2005).	37
Figura 2.5. Schema del reometro a piastre parallele.	39
Figura 2.6. Reometro a cilindri coassiali (da Huizinga, 1996).	40
Figura 2.7. VRF: (a) dimensioni fisiche; (b) schematizzazione del flusso in condizioni stazionarie (da Huizinga, 1996).	42
Figura 2.8. Schema di reometro a palette (da Martino, 2003).	44
Figura 3.1. Schematizzazione di una colata detritica con i parametri presi in considerazione dalle equazioni empiriche predittive.	51
Figura 3.2. Canale artificiale dell'U.S. Geological Survey (da Iverson et al., 1992).	64
Figura 4.1. Il reometro a piano inclinato senza canaletta (a); dettaglio del piano di deposito orizzontale e dimensioni delle lenticelle (lo spessore di ognuna di esse è pari a 2 mm) (b).	68
Figura 4.2. La scatola di carico vista dall'alto (a) e di lato (b) nel reometro senza canaletta.	69
Figura 4.3. Il reometro a piano inclinato nella configurazione con canaletta artificiale.	69
Figura 4.4. Dettaglio del fondo della canaletta e dimensioni dei rombi (lo spessore del contorno in rilievo di ognuno di essi è pari a 2 mm) (a). Particolare degli intermedi tracciati lungo la canaletta artificiale (b).	70
Figura 4.5. Lo strumento per la misurazione delle altezze del deposito (a sinistra); particolare dell'asta graduata (a destra).	71

Figura 4.6. Materiali impiegati nei test di laboratorio: cilindretti di plastica (a), ghiaino (b) e matrice di depositi di colata detritica (c).	71
Figura 4.7. Curva granulometrica del materiale di campo e del ghiaino utilizzati nelle prove di laboratorio.	72
Figura 4.8. Forma del deposito ottenuto con materiale sintetico: volume apparente pari a 2 dm^3 (a) e 6 dm^3 (b); l'inclinazione del piano è nulla.	74
Figura 4.9. Deposito ottenuto con ghiaino visto dall'alto (a) e lateralmente (b); prova con volume apparente pari a 4 dm^3 e inclinazione del piano di 8° .	75
Figura 4.10. Deposito con materiale di campo visto dall'alto (a) e frontalmente (b); prova con concentrazione volumetrica pari a 0.60 ed inclinazione del piano di 5° .	77
Figura 4.11. Confronto tra massima dispersione laterale (B) ed il runout (R) dei depositi simulati; tutti i materiali.	78
Figura 4.12. Rappresentazione della disposizione del materiale granulare (a) e di quello di campo (b) all'interno della scatola; i simboli indicano l'altezza del baricentro (h_G), l'inclinazione del piano (α), la massa depositata (M_D) e quella residua (M_R).	79
Figura 4.13. Runout (R) in funzione dell'altezza del baricentro del materiale (h_G); materiale sintetico.	80
Figura 4.14. Runout (R) in funzione dell'altezza del baricentro del materiale (h_G); materiale di campo.	80
Figura 4.15. Runout (R) in funzione del lavoro (\mathcal{L}); materiale sintetico.	81
Figura 4.16. Runout (R) in funzione del lavoro (\mathcal{L}); ghiaino.	81
Figura 4.17. Variazione di runout per i tre volumi apparenti di 2 dm^3 (ΔR_2), 4 dm^3 (ΔR_4) e 6 dm^3 (ΔR_6) in funzione di una variazione costante del lavoro ($\Delta \mathcal{L}$).	82
Figura 4.18. Runout (R) in funzione del lavoro (\mathcal{L}); materiale di campo.	83
Figura 4.19. Forma del deposito di materiale sintetico: volume apparente pari a 6 dm^3 , lunghezza di corsa di 180 cm ed inclinazione della canaletta a fondo liscio di 38° .	84
Figura 4.20. Velocità media (u_m) in funzione dell'inclinazione del piano (α); materiale sintetico.	85
Figura 4.21. Velocità media (u_m) in funzione della lunghezza di corsa (L_F); materiale sintetico.	86

Figura 4.22. Accelerazione (a) e velocità (u) in funzione della distanza percorsa dalla colata (x); fondo della canaletta liscio ed inclinazione del piano pari a 35° ; materiale sintetico.	87
Figura 4.23. Deposito con materiale di campo visto dall'alto (a) e lateralmente (b): prova con concentrazione volumetrica pari a 0.55, inclinazione del piano di 5° e lunghezza di corsa pari a 180 cm.	87
Figura 4.24. Prova con concentrazione volumetrica pari a 0.65, inclinazione 15° e lunghezza di corsa pari a 180 cm.	88
Figura 4.25. Massima dispersione laterale del deposito (B) in funzione del runout (R): prove con canaletta condotte con materiale sintetico granulare (a) e con materiale di campo (b).	89
Figura 4.26. Runout (R) in funzione del lavoro (\mathcal{L}); materiale sintetico.	90
Figura 4.27. Runout (R) e velocità media della colata (u_m) in funzione della concentrazione solida volumetrica (C_V); materiale di campo.	91
Figura 4.28. Confronto tra le massime distanze di arresto osservate in laboratorio e quelle calcolate mediante l'equazione 4.3 applicata alle prove quasi-statiche.	93
Figura 4.29. Confronto tra le massime distanze di arresto osservate in laboratorio e quelle calcolate mediante l'equazione 4.5 applicata alle prove dinamiche.	94
Figura 4.30. Confronto tra le massime dispersioni laterali del deposito osservate in laboratorio e quelle calcolate mediante l'equazione 4.6 applicata alle prove quasi-statiche.	96
Figura 4.31. Confronto tra le massime dispersioni laterali del deposito osservate in laboratorio e quelle calcolate mediante l'equazione 4.7 applicata alle prove dinamiche.	97
Figura 4.32. Relazione tra l'angolo della linea dell'energia (β) e la concentrazione solida volumetrica (C_V); L'equazione 4.8 fitta i dati dei test quasi-statici effettuati con materiale di campo.	99
Figura 4.33. Relazione tra l'angolo della linea dell'energia (β) e la lunghezza della canaletta (L_F).	100
Figura 4.34. Visione planimetrica della suddivisione dell'area del deposito in areole rettangolari consecutive (a) e della schematizzazione che tiene in considerazione la dispersione laterale del deposito (b); in questi disegni l'inclinazione del piano è pari a 0° .	104

Figura 4.35. Andamento dello sforzo tangenziale basale (τ) rispetto alla massa depositata (M_D) per le prove condotte con il materiale sintetico (volumi apparenti di 2, 4 e 6 dm ³).	105
Figura 4.36. Andamento dello sforzo tangenziale basale (τ) rispetto alla massa depositata (M_D) per le prove condotte con il ghiaino (volumi apparenti di 2, 4 e 6 dm ³).	106
Figura 4.37. Andamento dello sforzo tangenziale basale (τ) rispetto alla massa depositata (M_D) per le prove condotte con il materiale di campo integrato con i risultati ottenuti dai test effettuati con un volume apparente di ghiaino pari a 6 dm ³ .	106
Figura 4.38. Sforzo tangenziale complessivo (τ) in funzione della concentrazione solida volumetrica (C_V): dati di laboratorio, dati sperimentali di Martino (2003), dati sperimentali di Coussot et al. (1998) ed equazioni di Kang e Zhang (1980).	109
Figura 5.1. L'area di studio di Fiames: i 6 bacini in roccia ed i relativi depositi da colata detritica.	112
Figura 5.2. Relazione tra il volume depositato dalla colata e l'area inondata.	117
Figura 5.3. Confronto tra le distanze di arresto misurate in campo e quelle calcolate mediante le equazioni empiriche riportate in tabella 3.1 applicate ai sei debris flow indagati.	118
Figura 5.4. Confronto tra le distanze totali percorse dalla colata misurate in campo e quelle calcolate mediante le equazioni empiriche riportate in tabella 3.1 applicate ai sei debris flow indagati.	119
Figura 5.5. Schematizzazione del reometro a piano inclinato con i parametri geometrici coinvolti nell'analisi dei dati ottenuti dai test di laboratorio.	120
Figura 5.6. Confronto tra le distanze totali percorse dalla colata detritica osservate in campo e quelle calcolate mediante le equazioni 3.7 e 4.8 applicate ai sei debris flow indagati.	121
Figura 5.7. Lobo di deposizione (Fiames di Cortina d'Ampezzo, BL; evento del 5 luglio 2006).	126
Figura 5.8. Distribuzione di frequenza dei valori di τ_c stimati sulla base della formula di Johnson (1970) applicata ai dati relativi ai lobi deposizionali misurati a Fiames.	128
Figura 6.1. Processi fisici simulati da FLO-2D (O'Brien, 2003).	135
Figura 6.2. Flusso di portata attraverso i confini delle celle (O'Brien, 2003).	136

Figura 6.3. Maschera del file CONT. DAT, attraverso il quale possono venire attivate le componenti e i processi fisici necessari per aumentare il dettaglio della simulazione.	137
Figura 6.4. Interfaccia del file SED.DAT.	139
Figura 6.5. Interfaccia del file INFLOW.DAT attraverso il quale viene assegnato il valore di concentrazione volumetrica di sedimento per ogni valore di portata liquida.	141
Figura 6.6. Classificazione di flussi in funzione della concentrazione volumetrica o di quella ponderale.	141
Figura 6.7. Interfaccia grafica di RAMMS (<i>Graphical User Interface – GUI</i>): la linea verde esterna racchiude il dominio di calcolo ed il poligono arancione rappresenta l’area di distacco.	144
Figura 6.8. RAMMS: esempio di finestra relativa ai parametri di input.	145
Figura 6.9. Risultati di una simulazione effettuata con RAMMS: valori massimi di altezza del flusso (a sinistra), velocità (al centro) e pressione di impatto (a destra).	146
Figura 6.10. Profilo trasversale al flusso (a sinistra) e longitudinale lungo il tracciato percorso dalla colata detritica (a destra).	146
Figura 6.11. Esempio di <i>floodplain</i> impiegata nelle modellazioni numeriche; sono evidenziate le celle di confine del dominio di calcolo (colore rosso), le celle di <i>outflow</i> (colore blu), le celle di <i>inflow</i> (colore verde) e le celle con un fattore di riduzione all’area (ARF) pari ad 1 (colori grigio e rosso) che simulano le sponde della canaletta.	148
Figura 6.12. Idrogramma di tipo triangolare con gli andamenti della portata liquida (Q_w) e della concentrazione volumetrica (C_V); le grandezze si riferiscono al file di <i>inflow</i> del modello matematico FLO-2D.	150
Figura 6.13. Idrogramma del tipo “a dente” con gli andamenti della portata liquida (Q_w) e della concentrazione volumetrica (C_V); le grandezze si riferiscono al file di <i>inflow</i> del modello matematico FLO-2D ed i tempi sono triplicati.	150
Figura 6.14. Esempio di idrogramma del tipo “a dente” con gli andamenti della portata liquida (Q_w) e della concentrazione volumetrica (C_V); le grandezze si riferiscono al file di <i>inflow</i> del modello matematico FLO-2D ed i tempi sono triplicati; $C_V = 0.55$.	154
Figura 6.15. Confronto tra deposito simulato ed osservato; reologia Kang e Zhang, $C_V = 0.45$ e $L_F = 180$ cm; le altezze del deposito (h_{max}) sono espresse in metri secondo la scala del modello matematico.	159

Figura 6.16. Confronto tra deposito simulato ed osservato; reologia Kang e Zhang, $C_V = 0.50$ e $L_F = 180$ cm; le altezze del deposito (h_{max}) sono espresse in metri secondo la scala del modello matematico.	159
Figura 6.17. Confronto tra deposito simulato ed osservato; reologia Kang e Zhang, $C_V = 0.55$ e $L_F = 180$ cm; le altezze del deposito (h_{max}) sono espresse in metri secondo la scala del modello matematico.	160
Figura 6.18. Confronto tra deposito simulato ed osservato; reologia Kang e Zhang, $C_V = 0.60$ e $L_F = 180$ cm; le altezze del deposito (h_{max}) sono espresse in metri secondo la scala del modello matematico.	160
Figura 6.19. Variazione dell'estensione del deposito simulato all'aumentare del parametro <i>surface detention</i> (S.D.); esempio relativo al bacino 5.	164
Figura 6.20. Uso del suolo nella zona deposizionale.	165
Figura 6.21. Risultati della simulazione numerica con RAMMS – Bacino 1.	167
Figura 6.22. Risultati della simulazione numerica con FLO-2D – Bacino 4.	167

8. BIBLIOGRAFIA

- ABBOTT J., MONDY A., GRAHAM, L. E H. BRENNER. 1993. *Techniques for analyzing the behavior of concentrated suspensions*. In M.C. Roco (ed), *Particulate Two-Phase Flow*. Newton, Butterworth-Heinemann: 3-32
- ANCEY, C. 1999. *Rhéologie des laves torrentielles*. Final scientific report PNRN 1998-99. CEMAGREF, Grenoble, France.
- AYOTTE, D. E O. HUNGR. 2000. *Calibration of a runout prediction model for debris flow and avalanches*. In “Debris-Flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction and Assessment”. Rotterdam, Wieczorek & Naeser (eds) Balkema: 505-514.
- BAGNOLD, R.A. 1954. *Experiments on a gravity-free dispersion of large solid spheres in a Newtonian fluid under shear*. Proceeding of the Royal Society of London, series A, vol. 225: 49-63.
- BARDOU E. 2005. *Typologie des laves torrentielles: reconnaissance et caractérisation rhéologique*. Contributo del Corso “Laves torrentielles/Debris flow” dell’Università Europea d’Estate sui rischi naturali, UEE 2005, 19-24 settembre 2005, Villa Cameron, Courmayeur (AO).
- BARDOU E., ANCEY C., BONNARD, C. E VULLIET. 2003. *Classification of debris-flow deposits for hazard assessment in alpine areas*. 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: 799-808.
- BATHURST J.C., BURTON, A. E T.J. WARD. 1997. *Debris flow run-out and landslide sediment delivery model tests*. *Journal of Hydraulic Engineering, ASCE*, 123 (5): 410-419.
- BENDA, L.E. E T.W. CUNDY. 1990. *Predicting deposition of debris flows in mountain channels*. *Canadian Geotechnical Journal*, 27: 409-417.
- BENINI, G. 2000. *Sistemazioni idraulico-forestali*. UTET – Unione Tipografico-Editrice Torinese, Torino.

- BERTI, M. E A. SIMONI. 2007. *Prediction of debris flow inundation areas using empirical mobility relationships*. *Geomorphology*, 90: 144-161.
- BERTOLO, P. E F. WIECZOREK. 2005. *Calibration of numerical models for small debris flows in Yosemite Valley, California, USA*. *Natural Hazards and Earth System Sciences*, 5: 993-1001.
- BURTON, A. E J.C. BATHURST. 1998. *Physically based modelling of shallow landslide sediment yield at a catchment scale*. *Environmental Geology*, 35: 89-99.
- CANNON, S.H. 1989. *An approach for estimating debris flow runout distances*. Proceedings of the Conference XX, International Erosion Control Association, Vancouver, British Columbia: 457-468.
- CASTIGLIONI, G.B. 1971. *Le calamità naturali nelle Alpi*. Estratto dagli Atti del XXI Congresso Geografico Italiano. Verbania, 1971. Padova: Istituto di Fisica Terrestre, Geodesia e Geografia Fisica; pubblicazione n. 195.
- CHAU K.T., CHAN L.C.P., LUK, S.T. E W.H. WAI. 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.
- CHOW V.T., MAIDMENT, D.R. E L.W. MAYS. 1988. *Applied hydrology*. New York, McGraw-Hill.
- 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*. In J.E. Costa & P.J. Fleisher (eds), *Developments and Applications of Geomorphology*. New York, Springer-Verlag: 268-317.
- COUSSOT P., LAIGLE D., ARATTANO M., DEGANUTTI, A. E L. MARCHI. 1996. *Determinazione delle caratteristiche reologiche di un debris flow*. In Atti del XXV Convegno di Idraulica e Costruzioni Idrauliche. Torino, 16-18 settembre. Torino: Politecnico di Torino, Dipartimento di Idraulica, Trasporti e Infrastrutture Civili: 124-135.

- COUSSOT P., LAIGLE D., ARATTANO M., DEGANUTTI, A. E L. MARCHI. 1998. *Direct determination of rheological characteristics of debris flow*. Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 124 (8): 865-868.
- COUSSOT, P. E J.M. PIAU. 1995. *The effects of an addition of force-free particles on the rheological properties of fine suspensions*. Canadian Geotechnical Journal, 32: 263-270.
- COUSSOT, P. E S. PROUST. 1996. *Slow unconfined spreading of a mudflow*. Journal of Geophysical Research, 101 (B11): 217-229.
- COUSSOT P, RAYNAUD, J.S. E C. ANCEY. 2003. *Combined MRI-rheometry determination of the behavior of mud suspensions*. In D. Rickenmann & C.L. Chen (eds), Debris-flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction, and Assessment; Proceedings of the 3rd International DFHM Conference. Davos, Switzerland, Sempember 10-12, 2003. Rotterdam, Millpress: 291-301.
- CROSTA G.B., CUCCHIARO, S. E P. FRATTINI. 2003. *Validation of semi-empirical relationships for the definition of debris-flow behavior in granular materials*. In D. Rickenmann & C.L. Chen (eds), Debris-flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction, and Assessment; Proceedings of the 3rd International DFHM Conference. Davos, Switzerland, Sempember 10-12, 2003. Rotterdam, Millpress: 821-831.
- DAIDO, A. 1971. *On the occurrence of mud-debris flow*. Bulletin Disaster Prevention Research Institute Kyoto University, Part 2, 21 (187): 109-135.
- D'AGOSTINO, V. E L. MARCHI. 2003. *Geomorphological estimation of debris-flow volumes in alpine basins*. In D. Rickenmann & C.L. Chen (eds), Debris-flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction, and Assessment; Proceedings of the 3rd International DFHM Conference. Davos, Switzerland, Sempember 10-12, 2003. Rotterdam, Millpress: 1097-1106.
- D'AGOSTINO, V. E P.R. TECCA. 2006. *Some considerations on the application of FLO-2D model for debris flow hazard assessment*. In G. Lorenzini, C.A. Brebbia & D.E. Emmanouloudis (eds), Monitoring, Simulation, Prevention and Remediation of Dense and Debris Flows. Southampton, WIT Press: 159-170.

- DEGANUTTI A.M., TECCA P.R., GENEVOIS, R. E A. GALGARO. 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, 2003. Rotterdam, Millpress: 833-841.
- EVANS S.G., HUNGR, O. E J.J. CLAGUE. 2001. *Dynamics of The 1984 rock avalanche and associated distal debris flow on Mount Cayley, British Columbia, Canada: implications for landslide hazard assessment on dissected volcanoes*. *Engineering Geology*, 61: 29-51.
- FANNIN, R.J. E M.P. WISE. 2001. *An empirical-statistical model for debris flow travel distance*. *Canadian Geotechnical Journal*, 38: 982-994.
- FEI, X.J. 1981. *Bingham yield stress of sediment water mixtures with hyperconcentration*. *J. Sediment Res.*, 3: 19-28.
- GHILARDI P., NATALE, L. E F. SAVI. 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, 2003. Rotterdam, Millpress: 601-610.
- GREGORETTI, C. 2000. *The initiation of debris flow at high slopes: experimental results*. *Physics and Chemistral on Earth (B)*, 25 (4): 387-390.
- HAPPEL, J. E H. BRENNER. 1965. *Low Reynolds number hydrodynamics*. Ed. Prectice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey.
- HEIM, A. 1882. *Zeitschrift der Deutschen Geologischen Gesellschaft*. *Bergsturz und Menschenleben*, Zurich 1932 (in tedesco).
- HERSCHEL, W.H. E R. BULKLEY. 1926. *Measurement of consistency as applied to rubber-benzene solutions*. *Am. Soc. Test. Proc.*, 26: 621-633.
- HÜBL, J. E H. STEINWENDTNER. 2001. *Two-Dimensional Simulation of Two Viscous Debris Flow in Austria*. *Phys. Chem. Earth*, 26 (9): 639-644.
- HUIZINGA, R.J. 1996. *Verification of vertically rotating flume using non-Newtonian fluids*. *Journal of Hydraulic Engineering, ASCE*, 122 (8): 456-459.

- HUNGR, O. 1992. *Runout prediction for flow-slides and avalanches: Analytical methods*. In Proceedings of the Geotechnical and Natural Hazards Symposium, Vancouver, British Columbia: 139-144.
- HUNGR, O. 1995. *A model for the runout analysis of rapid flow slides, debris flows and avalanches*. Canadian Geotechnical Journal, 32: 610-623.
- HUNGR, O. E S.G. EVANS. 1996. *Rock avalanche runout prediction using a dynamic model*. Proceeding of 7th International Symposium on Landslides, Trondheim, Norway, 1: 233-238.
- HUNGR, O. E S.G. EVANS. 1997. *A dynamic model for landslides with changing mass*. Proceeding of IAEG International Symposium on Engineering Geology and the Environment, vol. 1, Athens, Greece: 719-724.
- HUNGR O., MORGAN, G.C. E R. KELLERHALS. 1984. *Quantitative analysis of debris torrent hazards for design of remedial measures*. Canadian Geotechnical Journal, 21: 663-677.
- HÜRLIMANN M., RICKENMANN, D. E C. GRAF. 2003. *Field and monitoring data of debris-flow events in the Swiss Alps*. Canadian Geotechnical Journal, 40 (1): 161-175.
- IKEYA, H. 1979. *Introduction to Sabo Works: the preservation of land against sediment disaster* (first English ed). The Japan Sabo Association, Tokyo.
- IKEYA, H. 1989. *Debris flow and its countermeasures in Japan*. Bulletin International Association of Engineering Geologists, 40: 15-33.
- IVERSON, R.M. 1997. *The physics of debris flows*. Reviews of Geophysics, 35: 245-296.
- 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, 2003. Rotterdam, Millpress: 303-314.
- IVERSON R.M., COSTA, J.E. E R.G. LAHUSEN. 1992. *Debris-flow flume at H.J. Andrews experimental forest, Oregon*. USGS Open-File Report: 92-483.

- 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. E R.P. DENLINGER. 2001. *Flow of variably fluidized granular masses across three-dimensional terrain: 2. Numerical prediction and experimental tests*. Journal of Geophysical Research, 106: 553-566.
- IVERSON R.M., SCHILLING, S.P. E J.W. WALLACE. 1998. *Objective delineation of lahar-inundation hazard zones*. Geological Society of America Bulletin, 110 (8): 972-984.
- JOHNSON, A.M. 1970. *Physical processes in Geology*. Freeman, Cooper & C., San Francisco.
- JOHNSON, A.M. E J.R. RODINE. 1984. *Debris flow*. Brundsen D and Prior DB (Eds), Slope instability. New York, John Wiley & Sons: 257-361.
- JULIEN, P.Y. E Y. LAN. 1991. *Rheology of hyperconcentrations*. Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 117 (3): 346-353.
- KANG, Z. E S. ZHANG. 1980. *A preliminary analysis of the characteristics of debris flow*. Proceedings of the International Symposium on River Sedimentation. Beijing, China: 133-142 (in chinese).
- KOSTASCHUK R.A., MACDONALD, G.M. E P.E. PUTNAM. 1986. *Depositional process and alluvial fan-drainage basin morphometric relationships near Banff, Alberta, Canada*. Earth Surface Processes Landforms, 11: 471-484.
- KYTOMAA, H.K. E C.M. ATKINSON. 1993. *Sound propagation in suspensions and acoustic imaging of their microstructure*. Mech. Mater., 16 : 189-197.
- LAIGLE D., HECTOR A.F., HÜBL, J. E D. RICKENMANN. 2003. *Comparison of numerical simulations of muddy debris flow spreading to records of real events*. In D. Rickenmann & C.L. Chen (eds), Debris-flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction, and Assessment; Proceedings of the 3rd International DFHM Conference. Davos, Switzerland, Semptember 10-12, 2003. Rotterdam, Millpress: 635-646.

- LANCASTER S.T., HAYES, S.K. E G.E. GRANT. 2003. *Effects of wood on debris flow runoff in small mountain watersheds*. Water Resources Research, 39 (6): 1168-1189.
- LEE J., COWIN, S.C. E J.S. TEMPLETON III. 1974. *An experimental study of the kinematics of flow through hoppers*. Trans. Soc. Rheol., 18: 247-269.
- LIU, X. 1996. *Size of a debris flow deposition: model experiment approach*. Environmental Geology, 28 (2): 70-77.
- LOCAT, J. 1997. *Normalized rheological behaviour of fine muds and their flow properties in a pseudoplastic regime*. In Procs. of 1st International Conference on Debris Flow Hazards Mitigation. San Francisco, ASCE: 260-269.
- MAJOR, J.J. 1997. *Depositional processes in large-scale debris-flow experiments*. The Journal of Geology, 105: 345-366.
- MAJOR, J.J. E T.C. PIERSON. 1992. *Debris flow rheology: experimental analysis of fine-grained slurries*. Water Resources Research, 28 (3): 841-857.
- MAJOR, J.J. E B. VOIGHT. 1986. *Sedimentology and clast orientation of the 18 May 1980 southwest-flank lahars, Mount St. Helens, Washington*. Journal Sedimentary Petrology, 56: 691-705.
- MALET J.P., REMAITRE A., MAQUAIRE O., ANCEY, C. E J. LOCAT. 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. E M. DEGANUTTI. 2002. *Ten years of debris-flow monitoring in the Moscardo Torrent (Italian Alps)*. Geomorphology, 46 (1/2): 1-17.
- 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, 2003. Rotterdam, Millpress: 363-373.
- MCDUGALL, S.D. & O. HUNGR. 2003. *Objectives for the development of an integrated three-dimensional continuum model for the analysis of landslide runout*. 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: 481-490.
- MIZUYAMA, T. 1977. *Bedload transport in steep channels*. Ph.D. Dissertation, Kyoto University (in giapponese).
- MIZUYAMA, T. & S. UEHARA. 1983. *Experimental study of the depositional process of debris flow*. Japanese Geomorphological Union, 4 (1): 49-63.
- O'BRIEN, J.S. 1986. *Physical processes, rheology and modeling of mudflows*. Doctoral dissertation, Colorado State University, Fort Collins, Colorado.
- O'BRIEN, J.S. 2003. *FLO-2D user manual, version 2003.06*. Nutrioso, Arizona.
- O'BRIEN, J.S. & P.Y. JULIEN. 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. & P.Y. JULIEN. 1986. *Rheology of non-Newtonian fine sediment mixtures*. Proceeding of ASCE Speciality Conference on Aerodynamics, Fluid Mechanics and Hydraulics. ASCE, Minneapolis: 989-996.
- O'BRIEN, J.S. & P.Y. JULIEN. 1988. *Laboratory analysis of mudflow properties*. Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 114 (8): 877-887.
- O'BRIEN J.S., JULIEN, P.Y. & T. FULLERTON. 1993. *Two-dimensional water flood and mudflow simulation*. Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 119 (2): 244-261.
- OKUDA, S. & H. SUWA. 1984. *Some relationships between debris flow motion and microtopography for the Kamikamihori fan, North Japan Alps*. In "Catchment Experiments in Fluvial Geomorphology". Burt & Walling (eds) GeoBooks, Norwich: 447-464.

- OKUDA S., SUWA H., OKUNISHI K., YOKOYAMA, K. E M. NAKANO. 1980. *Observations on the motion of a debris flow and its geomorphological effects*. Zeitschrift für Geomorphologie N.F., Suppl. Bd., 35: 142-163.
- OKURA Y., KITAHARA H., SAMMORI, T. E A. KAWANAMI. 2000. *The effects of rockfall volume on runout distance*. Engineering Geology, 58 (2): 109-124.
- PASHIAS N., BOGER D.V., SUMMERS, J. E D.J. GLENISTER. 1996. *A fifty cent rheometer for yield stress measurement*. Journal of Rheology, 40: 1179-1189.
- PETRASCHEK, A. E H. KIENHOLZ. 2003. *Hazard assessment and mapping for mountain risks in Switzerland*. In D. Rickenmann & C.L. Chen (eds), Debris-flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction, and Assessment; Proceedings of the 3rd International DFHM Conference. Davos, Switzerland, Semptember 10-12, 2003. Rotterdam, Millpress: 25-38.
- PHILLIPS, C.J. E T.R.H. DAVIES. 1991. *Determining rheological properties of debris flow material*. Geomorphology, 4: 101-110.
- PIERSON, T.C. 1986. *Flow behaviour of channelized debris flows, Mount St Helens, Washington*. In A.D. Abrahams (ed), Hillslope Processes. Boston, Allen and Unwin: 269-296.
- PIERSON, T.C. 1995. *Flow characteristics of large eruption-triggered debris flows at snow-clad volcanoes: Constraints for debris-flow models*. Journal of Volcanology and Geothermal Research, 66: 283-294.
- RICKENMANN, D. 1994. *An alternative equation for the mean velocity in gravel-bed rivers and mountain torrents*. Proceeding of the National Conference on Hydraulic Engineering. Buffalo N.Y, ASCE: 672-676.
- RICKENMANN, D. 1999. *Empirical relationships for debris flow*. Natural Hazards, 19: 47-77.
- RICKENMANN, D. 2005. *Runout prediction methods*. In “Debris-Flow Hazards and Related Phenomena”. Chichester, Jakob & Hunger (eds) Praxis: 305-324.
- RICKENMANN, D. E T. KOCH. 1997. *Comparison of debris flow modelling approaches*. In Procs. of 1st International Conference on Debris Flow Hazards Mitigation. San Francisco, ASCE: 576-585.

- RICKENMANN D., LAIGLE D., MCARDELL, B.W. E J. HÜBL. 1993. *Comparison of 2D debris-flow simulation models with field events*. Computational Geosciences, 10: 241-264.
- RICKENMANN, D. E M. ZIMMERMANN. 1993. *The 1987 debris flows in Switzerland: Documentation and analysis*. Geomorphology, 8: 175-189.
- SALM, B. 1966. *Contribution to avalanche dynamics*. In Proc. of International Symposium on Scientific Aspects of Snow and Ice Avalanches. IAHS, Christchurch (New Zealand): 199-214.
- SALM B., BURKARD, A. E H. GUBLER. 1990. *Berechnung von Fliesslawinen, eine Anleitung für Praktiker mit Beispielen*. Eidgenössischen Institut für Schnee und Lawinenforschung SLF Davos, Rapporto n.47.
- SHAKESBY, R.A. E J.A. MATTHEWS. 2002. *Sieve deposition by debris flow on a permeable substrate, Leirdalen, Norway*. Earth Surface Processes and Landforms, 27: 1031-1041.
- SHIEH, C.-L. E Y-F. TSAI. 1997. *Experimental study on the configuration of debris-flow fan*. In “Debris-Flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction and Assessment” – Cheng-Lung Chen (eds), ASCE: 133-142.
- SOSIO R., CROSTA, G.B. E P. FRATTINI. 2006. *Field observation, rheological testing and numerical modelling of a debris-flow event*. Earth Surface Processes and Landforms, 32: 290-306.
- SUWA, H. E S. OKUDA. 1983. *Deposition of debris flows on a fan surface, Mt. Yakedake, Japan*. Geomorphologie, Suppl. Band 46: 79-101.
- 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.
- TAKAHASHI, T. 1977. *Study on the occurrence and movement of debris flow*. Annual Report of Disaster Prevention Research Institute, Kyoto University, No. 20-B-2: 405-435 (in giapponese).
- TAKAHASHI, T. 1978. *Mechanical characteristics of debris flow*. Journal of the Hydraulic Division, ASCE, 104: 1153-1169.

- TAKAHASHI, T. 1980. *Debris flow on prismatic open channel*. Journal of the Hydraulic Division, ASCE, 106: 381-396.
- TAKAHASHI, T. 1981. *Debris flow*. Annual review of Fluid Mechanics, 13: 57-77.
- TAKAHASHI, T. 1991. *Debris flow*. IAHR Monograph Series. Rotterdam, Balkema Publishers.
- TECCA P.R., DEGANUTTI A.M., GENEVOIS, R. E A. GALGARO. 2003. *Velocity distribution in a coarse 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, 2003. Rotterdam, Millpress: 905-916.
- TECCA P.R., GALGARO A., GENEVOIS, R. E A.M. DEGANUTTI. 2003. *Development of a remotely controlled debris flow monitoring system in the Dolomites (Acquabona, Italy)*. Hydrological Processes, 17: 1771-1784.
- THOMAS, D.G. 1963. *Non-Newtonian suspension. Part I: physical properties and laminar transport characteristics*. Ind. Eng. Chem., 55 (11): 9-18.
- TOYOS G., ORAMAS DORTA D., OPPENHEIMER C., PARESCHI M.T., SULPIZIO, R. E G. ZANCHETTA. 2007. *GIS-assisted modelling for debris flow hazard assessment based on the events of May 1998 in the area of Sarno, Southern Italy: Part I. Maximum run-out*. Earth Surface Processes and Landforms, 32: 1491-1502.
- VAN DINE, D.F. 1996. *Debris flow control structures for forest engineering*. Ministry of Forests Research Program, Working Paper 22/1996. Government of the Province of British Columbia, Vancouver.
- VANDRE, B.C. 1985. *Ruud Creek debris flow*. Delineation of Landslide, Flash Flood and Debris Flow Hazards in Utah, General Series Rep. UWRL/G-85/03, D.S. Bowles ed., Utah Water Res. Lab., Utah State Univ., Logan, Utah: 117-131.
- VAN STEIJN, H. E J.P. COUTARD. 1989. *Laboratory experiments with small debris flows: physical properties related to sedimentary characteristics*. Earth Surface Processes and Landforms, 14 (6-7): 587-596.

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.

ZIMMERMANN M., MANI P., GAMMA P., GSTEIGER P., HEINIGER, O. E G. HUNZIKER. 1997. *Murganggefahr und Klimaän-.derung-ein GIS-basierter Ansatz*. Schlussbericht NFP31, ETH, Zurich. (in tedesco).

RINGRAZIAMENTI

Al termine di questi tre anni di dottorato intendo ringraziare tutti quelli che hanno contribuito al presente studio sulle colate detritiche.

In particolare:

- il dott. Lorenzo Piva ed il dott. Gianni Canale per il prezioso aiuto durante le prove in laboratorio e per le modifiche apportate nel tempo al reometro a piano inclinato;
- Matteo Tosello e Leonardo Mariga per avermi aiutato in alcuni test di laboratorio;
- il dott. Marco Cavalli che mi ha aiutato nella faticosa campagna di rilievi a Fiames durante l'estate del 2006 e per la preziosa assistenza informatica;
- il Genio Civile di Belluno nella persona dell'arch. Germano Dal Farra per i rilievi relativi alle colate detritiche di Fiames (evento del 5 luglio 2006);
- l'Ufficio Idrologia Applicata dell'A.R.P.A.V. di Belluno nella persona del dott. Bruno Renon per i dati di pioggia della stazione di Podestagno;
- mio fratello Nicola per avermi aiutato nei rilievi di campo a Fiames e per alcuni preziosi consigli informatici;
- i dott.ri Brian McArdell, Cristoph Graph e Alexandre Badoux del WSL di Birmensdorf ed i dott.ri Betty Sovilla e Marc Christen del SLF di Davos per avermi insegnato ad utilizzare e comprendere i modelli di simulazione AVAL-1D e RAMMS e per i due splendidi mesi trascorsi in Svizzera;
- il dott. Lorenzo Marchi del CNR-IRPI di Padova per i numerosi consigli che mi ha dato durante il dottorato e per l'assistenza nelle prove di laboratorio;
- il prof. Vincenzo D'Agostino per avermi seguito con passione e grande entusiasmo durante i tre anni del dottorato.

Infine volevo ringraziare tutti i ragazzi del laboratorio IDEA per le divertenti giornate passate assieme ed in particolare i miei compagni di stanzino Marco Zasso, Alessandro Vianello ed Andrea Andreoli.