

2014

Marco GENOVESE

ANALISI SPERIMENTALE E MISURA DIRETTA DELLO SFORZO TAGLIANTE DI FONDO DI CORRENTI A PELO LIBERO



UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI SALERNO
Via Giovanni Paolo II, 132
84084 Fisciano (SA)
Tel. 089 96 4029 Fax 96 4343
www.unisa.it



UNIVERSITÀ DEGLI STUDI
DI SALERNO
Dipartimento di
Ingegneria Civile



CORSO DI
DOTTORATO DI RICERCA IN
Ingegneria Civile per
l'Ambiente ed il Territorio

Tesi di Dottorato

ANALISI SPERIMENTALE E MISURA DIRETTA DELLO SFORZO TAGLIANTE DI FONDO DI CORRENTI IN CANALE A PELO LIBERO

ing. Marco Genovese



Correlatore
dott. ing. Giacomo VICCIONE

Relatore
prof. ing. Fabio ROSSI

XIII Ciclo Nuova Serie - Coordinatore: prof. ing. Vincenzo BELGIORNO



**DOTTORATO DI RICERCA IN INGEGNERIA CIVILE PER
L'AMBIENTE ED IL TERRITORIO**
XIII Ciclo - Nuova Serie (2012-2014)
DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA CIVILE, UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI SALERNO

**ANALISI SPERIMENTALE E MISURA
DIRETTA DELLO SFORZO TAGLIANTE DI
FONDO DI CORRENTI IN CANALE A PELO
LIBERO**

**EXPERIMENTAL ANALYSIS AND DIRECT MEASURE OF
SHEAR STRESS BED OF FLOW IN OPEN CHANNEL**

ING. (DOTT.) MARCO GENOVESE

Relatore:
PROF. ING. FABIO ROSSI

Coordinatore
PROF. ING. VINCENZO BELGIORNO

Correlatore(i):
DOTT. ING. GIACOMO VICCIONE

In copertina: Foto dell'impianto sperimentale

ANALISI SPERIMENTALE E MISURA DIRETTA DELLO SFORZO
TAGLIANTE DI FONDO IN CORRENTI IN CANALE A PELO LIBERO

Copyright © 2005 Università degli Studi di Salerno – via Giovanni Paolo II, 132 –
84084 Fisciano (SA), Italy – web: www.unisa.it

Proprietà letteraria, tutti i diritti riservati. La struttura ed il contenuto del presente volume non possono essere riprodotti, neppure parzialmente, salvo espressa autorizzazione. Non ne è altresì consentita la memorizzazione su qualsiasi supporto (magnetico, magnetico-ottico, ottico, cartaceo, etc.).

Benché l'autore abbia curato con la massima attenzione la preparazione del presente volume, Egli declina ogni responsabilità per possibili errori ed omissioni, nonché per eventuali danni dall'uso delle informazioni ivi contenute.

Finito di stampare il 27/02/2015

A Giovanni

INDICE GENERALE

INDICE GENERALE.....	i
indice delle figure.....	iii
indice delle tabelle.....	vii
SOMMARIO.....	ix
ABSTRACT.....	xi
About the author.....	xiv
1 INTRODUZIONE.....	1
2 LA MODELLAZIONE analitica DEI DEBRIS FLOW E IL CONTRIBUTO SPERIMENTALE.....	4
2.1 La modellazione bifasica.....	4
2.1.1 Il modello di Takahashi.....	8
2.1.2 Il modello di Iverson.....	9
2.2 La ricerca sperimentale.....	10
2.2.1 L'esperienza dell'USGS.....	10
2.2.2 La misura diretta dello sforzo tagliante in esperimenti di campo.....	19
2.2.3 Principali risultati della recente sperimentazione scientifica	22
2.3 Il ruolo dell'entrainment.....	23
3 IL MODELLO SPERIMENTALE.....	29
3.1 L'idea progettuale.....	30
3.2 L'impianto elettromeccanico.....	31
3.2.1 Telaio in alluminio.....	32
3.2.2 Sensori piezoelettrici.....	36
3.2.3 Condizionatori di segnale.....	39
3.2.4 Scheda di acquisizione.....	40
3.2.5 Canale in metacrilato.....	41
3.2.6 Serbatoio esterno.....	43
3.2.7 Vasca di carico e paratoia di alimentazione del canale.....	46
3.2.8 Videocamera full HD.....	49
3.3 Il modello analitico.....	50
3.3.1 Evoluzione temporale delle portate.....	51
3.3.2 Profili di moto permanente.....	55

3.3.3	Calcolo dello sforzo di taglio al fondo	59
4	RISULTATI SPERIMENTALI	61
4.1	Descrizione delle serie sperimentali	61
4.2	Elaborazione dei segnali e analisi statistica	66
4.2.1	Campionamento e filtraggio del segnale analogico	67
4.2.2	Sincronizzazione temporale dei segnali.....	69
4.2.3	Calcolo del coefficiente di variazione.....	71
4.3	Confronto tra misura e teoria	77
4.4	Tabelle sperimentali.....	85
4.5	Considerazioni e sviluppi futuri.....	92
5	CONCLUSIONI	94
	BIBLIOGRAFIA	95

INDICE DELLE FIGURE

Figura 2.1 Variazione temporale della densità nelle tre sezioni di misura del canale dell'USGS, Iverson (2010)	12
Figura 2.2 Variazione temporale degli sforzi taglienti di fondo, agenti e resistenti, nelle tre sezioni di misura del canale dell'USGS, Iverson (2010)	13
Figura 2.3 confronto tra dati sperimentali e modello del corpo rigido, Iverson (2010)	15
Figura 2.4 Formazione argini laterali nella zona di deposito della miscela SG, Iverson (2010)	18
Figura 2.5 Stazione di misura nel bacino dell'Ilgraben	20
Figura 2.6 Legame t-s, misure sperimentali di campo nel bacino dell'Ilgraben	21
Figura 2.7 Meccanismo di erosione e propagazione previsto dal modello di Takahashi.	26
Figura 2.8 Misura dell'erosione nel canale dell'USGS in relazione con il tirante idrico h , la tensione normale σ , la pressione interstiziale di fondo p e la forza netta di fondo F_{net} . Esperimenti a differente grado di umidità θ del fondo erodibile.....	26
Figura 3.1 Visione di insieme dell'impianto elettromeccanico durante un esperimento	29
Figura 3.2 Schema progettuale	31
Figura 3.3 Render di progetto del telaio in alluminio.....	32
Figura 3.4 Telaio in alluminio appena realizzato, non ancora fissato al suolo.	33
Figura 3.5 Particolari di una cerniera utile alla regolazione della pendenza del telaio (a) e di un sensore piezoelettrico fissato ai due profilati (b).....	34
Figura 3.6 Confronto tra un moto di puro rotolamento nel caso ideale e nel caso reale.	35
Figura 3.7 Particolare di una ruota nel binario di scorrimento (a) e del sistema di collegamento col sensore piezoelettrico (b).....	35
Figura 3.8 Schema tipico dei sensori ICP® (PCB® Piezotronics).	37
Figura 3.9 Legge esponenziale di attenuazione del segnale (PCB® Piezotronics).....	38

Figura 3.10 Schema di funzionamento di un sistema di condizionamento ICP® (PCB® Piezotronics).....	39
Figura 3.11 Condizionatori di segnale connessi alle batterie e alla scheda di acquisizione.....	40
Figura 3.12 Scheda di acquisizione.....	40
Figura 3.13 Schematizzazione del fluido in movimento e delle tensioni taglienti al fondo.....	41
Figura 3.14 Particolare progettuale del canale in metacrilato.....	42
Figura 3.15 Serbatoio esterno collegato ad una tubazione in pressione..	43
Figura 3.16 Parametri geometrici del serbatoio esterno; metà sezione longitudinale.....	43
Figura 3.17 Particolare progettuale della vasca di carico con stramazzo Cipolletti	47
Figura 3.18 Foto della vasca con dettaglio dello stramazzo Cipolletti.....	47
Figura 3.19 Confronto delle leggi di efflusso degli stramazzi Bazin, Tomson e Cipolletti	48
Figura 3.20 Impianto elettromeccanico: schema di insieme degli elementi costitutivi	50
Figura 3.21 Variazione temporale del tirante idrico nel serbatoio esterno e nella vasca di carico.....	52
Figura 3.22 Idrogrammi delle portate dell'impianto.....	53
Figura 3.23 derivata temporale della portata nel canale Q_c	54
Figura 3.24 Fotogramma video con verifica dell'evoluzione temporale del tirante idrico nella vasca di carico	55
Figura 3.25 Diagramma Spinta-tirante idrico; Profilo di corrente veloce accelerata derivata temporale della portata nel canale Q_c	57
Figura 3.26 Diagramma Spinta-tirante idrico; Profilo di corrente veloce ritardata	58
Figura 3.27 Schematizzazione del profilo di corrente con evidenziazione del generico tratto di discretizzazione e della relativa t_{mi}	59
Figura 3.28 Esempio di profilo di corrente calcolato con il modello analitico.....	60
Figura 3.29 Esempio di τ_{mi} lungo l'asse del canale calcolato con il modello analitico	60
Figura 4.1 Particolare dell'impianto elettromeccanico durante l'esecuzione di un esperimento.....	61
Figura 4.2 Serie A ($i=0.8^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\tau(t)$	63
Figura 4.3 Serie B ($i=0.8^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\tau(t)$	63

Figura 4.4 Serie C ($i=5^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\tau(t)$	64
Figura 4.5 Serie D ($i=5^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\tau(t)$	64
Figura 4.6 Serie E ($i=10^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\tau(t)$	65
Figura 4.7 Serie F ($i=10^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\tau(t)$	65
Figura 4.8 Esempio di un segnale grezzo.....	68
Figura 4.9 Esempio di un segnale filtrato	68
Figura 4.10 Esempio di rumore bianco.....	68
Figura 4.11 Esempio di segnali sfalsati nel tempo.....	69
Figura 4.12 Relazione dei punti dei segnali m_1 e m_2 dopo la sincronizzazione	70
Figura 4.13 Serie A ($i=0.8^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\tau_m(t)$	71
Figura 4.14 Serie A ($i=0.8^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\sigma^*(t)$	71
Figura 4.15 Serie B ($i=0.8^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\tau_m(t)$	72
Figura 4.16 Serie B ($i=0.8^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\sigma^*(t)$	72
Figura 4.17 Serie C ($i=5^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\tau_m(t)$	73
Figura 4.18 Serie C ($i=5^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\sigma^*(t)$	73
Figura 4.19 Serie D ($i=5^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\tau_m(t)$	74
Figura 4.20 Serie D ($i=5^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\sigma^*(t)$	74
Figura 4.21 Serie E ($i=10^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\tau_m(t)$	75
Figura 4.22 Serie E ($i=10^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\sigma^*(t)$	75
Figura 4.23 Serie F ($i=10^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\tau_m(t)$	76
Figura 4.24 Serie F ($i=10^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\sigma^*(t)$	76
Figura 4.25 relazione taglio - scabrezza per diversi valori della pendenza	79
Figura 4.26 relazione taglio (misurato) - scabrezza per diversi valori della pendenza.....	79
Figura 4.27 relazione taglio - pendenza per diversi valori della scabrezza	80
Figura 4.28 relazione taglio (misurato) - pendenza per diversi valori della scabrezza.....	80
Figura 4.29 Superficie di regressione $\tau(\epsilon, i)$	81
Figura 4.30 Superficie di regressione $\tau^*(\epsilon, i)$	81
Figura 4.31 Confronto tra le superfici di regressione $\tau(\epsilon, i)$ e $\tau^*(\epsilon, i)$	82
Figura 4.32 Confronto tra $\tau(\epsilon, i)$ e $\tau^*(\epsilon, i)$	82
Figura 4.33 Diagramma $s-\tau$	83
Figura 4.34 Diagramma $s_f-\tau$	84

INDICE DELLE TABELLE

Tabella 2.1 Campi di validità di applicazione di differenti tipi di modelli.	6
Tabella 4.1 Condizioni al contorno delle serie sperimentali	62
Tabella 4.2 Confronto misura-valore atteso per tutti gli esperimenti.....	78
Tabella 4.3 Dati sperimentali della serie A ($i=0.8^\circ$, $e=0.0025$ mm):.....	85
Tabella 4.4 Dati sperimentali della serie B ($i=0.8^\circ$, $e=1$ mm).....	86
Tabella 4.5 Dati sperimentali della serie C ($i=5^\circ$, $e=0.0025$ mm)(prima parte)	87
Tabella 4.6 Dati sperimentali della serie C ($i=5^\circ$, $e=0.0025$ mm)(seconda parte)	88
Tabella 4.7 Dati sperimentali della serie D ($i=5^\circ$, $e=1$ mm).....	89
Tabella 4.8 Dati sperimentali della serie E ($i=10^\circ$, $e=0.0025$ mm).....	90
Tabella 4.9 Dati sperimentali della serie F ($i=10^\circ$, $e=1$ mm).....	91

SOMMARIO

In questo lavoro si presenta lo studio che ha portato alla progettazione, realizzazione e sperimentazione di un sistema innovativo per la misura diretta, in laboratorio, dello sforzo tagliante di fondo delle correnti a pelo libero. Con tale studio si è voluta sondare la possibilità di fornire un nuovo strumento di indagine alla ricerca, soprattutto nell'ambito dell'erosione del fondo dell'alveo durante gli eventi noti come debris flow. In questi fenomeni particolarmente complessi, infatti, lo sforzo tagliante di interfaccia tra la corrente di acqua e detriti e il fondo su cui essa si propaga, è ormai riconosciuto come uno dei parametri chiave che più incide sulla dinamica locale e globale del moto (Iverson 2010). Ciò nonostante, la ricerca sperimentale non ha ancora sufficientemente indagato questo aspetto. L'impianto elettromeccanico presentato in questo lavoro ha, dunque, l'obiettivo di dare un contributo a questa indagine.

Nella prima parte del lavoro si propone un breve inquadramento sulle teorie di modellazione della fase propagativa dei debris flow, discutendo le differenze tra l'approccio monofasico e il più recente approccio bifasico. Di quest'ultimo approccio si presentano e mettono a confronto due modelli specifici, Takahashi (2007) e Iverson (2010), per evidenziare l'influenza che hanno le ipotesi di base sulla capacità del modello di giustificare e simulare il comportamento dinamico del fenomeno.

Un'attenzione specifica viene dedicata al fenomeno dell'entrainment di massa che frequentemente si verifica per i debris flow che scorrono su fondi erodibili, evidenziando come, anche in questo caso, lo sforzo tagliante alla base sia di fondamentale importanza, insieme alle altre condizioni al contorno del fenomeno, come lo stato tensionale del fondo.

Contestualmente alla modellistica si riportano i più recenti e significativi esperimenti fisici presenti in Letteratura, con particolare attenzione a quegli aspetti che maggiormente palesano il ruolo delle tensioni di fondo sulla dinamica globale dei debris flow. A tale riguardo si presenta e commenta il lavoro di McArdell (2007), in cui c'è un primo tentativo di misura diretta dello sforzo tagliante in esperienze di campo in Svizzera.

Il lavoro, quindi, entra nel vivo della ricerca sperimentale eseguita, presentando l'impianto elettromeccanico pensato e realizzato. Ogni sua componente fondamentale viene presentata singolarmente, discutendone le caratteristiche peculiari e il ruolo che svolge nel complesso dell'intero sistema.

Si passa poi alla presentazione di un modello matematico, con il quale si simulano analiticamente gli esperimenti realizzati con l'impianto, consentendo alla fine del lavoro una stima sulla precisione della misura.

Nell'ultimo capitolo si presentano le diverse condizioni sperimentali imposte al sistema, si riportano i dati degli esperimenti eseguiti, si descrive la procedura di elaborazione dei segnali provenienti dall'impianto elettromeccanico e si evidenzia il legame funzionale tra lo sforzo tagliente di fondo, la pendenza e la scabrezza del canale. Attraverso l'elaborazione statistica dei dati si dimostra la ripetibilità della misura mentre, per valutare il grado di precisione, viene posta particolare attenzione al confronto tra i valori dello sforzo tagliente di fondo calcolati con il modello analitico e i valori misurati dall'impianto elettromeccanico. Il lavoro si chiude proponendo alcuni possibili sviluppi futuri della ricerca sperimentale sui debris flow che possono avvalersi del metodo di misura presentato.

ABSTRACT

The manuscript presents the study that led to the design, implementation and testing of an innovative system for the direct measurement, in the laboratory, of the bed shear stress of flows in open channel. The related analysis has been intended at exploring the possibility of providing a new tool to survey research, especially in the context of the erosion of the bed during the events known as debris flow. In fact, the shear stress between the debris flow and the ground over which it propagates, is now recognized as one of the key parameters that affect the most dynamic local and global motion (Iverson 2010). However, experimental research has not sufficiently investigated this aspect. The electromechanical system presented in this work earned, therefore, the purpose to make a contribution to this survey.

In the first part of the work a short introduction on the theories of modeling development phase of debris flow is proposed, discussing the differences between the one-phase and multi-phase (two-phase) approach. For the two-phase approach two specific models are presented and compared, Takahashi (2007) and Iverson (2010), to highlight the influence that the assumptions on the model's ability to justify and simulate the dynamic behavior of the phenomenon.

A specific attention is paid to the entrainment phenomenon that occurs frequently for debris flow that slide on erodible beds, highlighting how, also in this case, the basal shear stress is of fundamental importance, together with the other conditions outlining of the phenomenon, as the stress state of the bed.

Together with the modeling we show the most recent and significant physical experiments in literature, with particular attention to those aspects that most reveal the role of the shear stress bed on the dynamics of the global debris flow. At this regard the work of McArdell (2007) is shown, in which there is a first attempt of direct measure of the bed shear stress in field experiences in Switzerland.

The work, therefore, gets to the heart of experimental research carried out so far, by presenting the electromechanical system designed and

built. Each key component is presented individually, presenting the characteristics and the role it plays in the complex of the system.

After exposing the mathematical model, it is analytically simulated the experiments made with the plant. Comparison allowed on getting the measurement estimate accuracy.

In the last chapter the different experimental conditions imposed on the system are shown. The procedure of processing the signals from the plant is described, highlighting the functional link between the shear stress bed, the slope and the roughness of the channel. Through a statistical analysis of the data, it is demonstrated the repeatability of the measurements, while, to assess the precision degree, particular attention is paid to the comparison between the values of the shear stress bed calculated with the analytical model and the values measured by the plant electromechanical. The work closes by offering some possible future developments of experimental research on debris flow that can make use of the measurement method presented.

.

RINGRAZIAMENTI

Alla fine di questa mia esperienza desidero ringraziare tutti coloro che, in un modo o nell'altro, hanno rappresentato per me un supporto e un arricchimento culturale ed umano.

Ringrazio la Scuola di Dottorato in Ingegneria Civile per l'Ambiente e il Territorio dell'Università di Salerno, che ha finanziato questo percorso, e i relativi docenti che mi hanno fornito utili consigli durante l'attività di ricerca. Ringrazio, altresì, il Professore Domenico Guida e l'Ingegnere Tony Luigi Leopoldo Lenza, del Dipartimento di Ingegneria Industriale, che mi hanno fornito le giuste linee di indirizzo nella fase della progettazione elettromeccanica.

Un ringraziamento particolare va a tutti i docenti i ricercatori e i tecnici del Laboratorio di Idraulica Ambientale e Marittima (LIDAM), sempre disponibili al confronto e al supporto scientifico. Un grazie davvero gioioso voglio riservarlo a tutti gli amici e colleghi, sempre del LIDAM, con cui ho condiviso i momenti più informali, in cui anche un sorriso o una battuta ti davano una spinta in più.

Infine, il ringraziamento più grande va al Professore Fabio Rossi e all'Ingegnere Giacomo Viccione, non per esigenze di forma, ma perché hanno rappresentato davvero il mio maggior sostegno, scientifico ed umano.

ABOUT THE AUTHOR

Marco Genovese ha conseguito la laurea Quinquennale in Ingegneria – civile, percorso idraulico, presso l'Università degli Studi di Salerno, con voto 106/110. Dal 2012 al 2014 ha frequentato il corso di Dottorato di Ricerca in Ingegneria Civile per l'Ambiente e il Territorio, affrontando il tema della “Modellazione e sperimentazione inerenti il fenomeno dei debris flow”. Nell'anno 2012 ha presentato un lavoro scientifico al “3° Imprints Workshop” ed ha partecipato alla giornata studio “La validazione nella modellistica idraulica e idrologica” organizzata dal Gruppo Italiano di Idraulica”; nell'anno 2014 ha presentato lavori scientifici alla Conferenza Internazionale “Latest Trends in Engineering Mechanics, Structures, Engineering Geology”, al XXXIV Convegno Nazionale di Idraulica e Costruzioni Idrauliche e al XXII meeting annuale della “Associazione Italiana di Velocimetria Laser e diagnostica non invasiva”.

Marco Genovese earned his Master's Degree in Civil Engineering, hydraulic path, at the University of Salerno, with vote 106/110. From 2012 to 2014, at the same University, he attended the Ph.D. course into Civil Engineering for the Environment and Territory, addressing the issue of "Modeling and experimentation regarding the debris flow". In 2012 he presented a scientific paper on the "3rd Workshop Imprints" and he participated at the study day "Validation in hydraulic and hydrologic modeling" organized by the "Italian Group of Hydraulics "; in the year 2014 he has presented scientific papers at the International Conference "Latest Trends in Engineering Mechanics, Structures, Engineering Geology", at the XXXIV National Conference of Hydraulics and at the Hydraulic Works and the XXII Annual Meeting of the "Italian Association of Laser Velocimetry and non-invasive diagnostics" .

1 INTRODUZIONE

Nell'ambito della ricerca scientifica spesso assume un ruolo fondamentale l'approccio sperimentale, teso a fornire dati di osservazione ed analisi a supporto della teoria. Questo è ancor più vero quando l'oggetto della ricerca è costituito da fenomeni complessi, governati da molteplici grandezze fisiche che vanno ad influire sulla dinamica globale del fenomeno, in modo non ancora del tutto chiaro secondo le teorie esistenti. È, questo, il caso delle correnti detritiche di acqua e sedimenti, o debris flow, miscele bifasiche che si configurano come un caso intermedio tra i fenomeni franosi di lento scorrimento e i fenomeni idrodinamici, tipici delle sospensioni diluite (Seminara e Tubino 1993).

Lo stato dell'arte sulla conoscenza di questi fenomeni non è certo all'anno zero; già nel 1954 Bagnold (1954) conduceva una seria campagna sperimentale dove, operando il confronto tra le miscele detritiche e il fluido puro, arrivò ad individuare le “tensioni dispersive” e il loro legame reologico con la velocità di deformazione. Da allora numerosi sono stati gli studi che hanno cercato di modellare la dinamica dei debris flow. Per molti anni la maggior parte degli sforzi della comunità scientifica sono stati profusi principalmente nel tentativo di ottimizzare la reologia di questi miscugli, considerati come un unico mezzo continuo. Tale approccio, detto monofasico, considerava le grandezze caratteristiche dell'intera miscela come il risultato di una media tra la fase solida e la fase fluida, per il tramite della concentrazione dei sedimenti. Di riflesso, anche gran parte dell'attività sperimentale in quel periodo era guidata da tale impostazione. Numerosi sono stati gli esperimenti tesi a ricercare la reologia di diversi tipi di miscela; ad esempio Coussot e Piau (1995). Nonostante questo sforzo, però, molti studi hanno dimostrato che l'approccio monofasico non è sufficiente a descrivere la meccanica delle miscele bifasiche nella loro complessità (Iverson 2003). A conferma di questa opinione c'è anche la scarsa affidabilità che hanno i modelli monofasici nella simulazione previsionale degli eventi; la scelta di una reologia piuttosto che un'altra può portare a previsioni significativamente diverse (Pirulli e Sorbino 2006). Questo

aspetto può avere risvolti gravi nell'ambito della pianificazione del territorio e delle opere di mitigazione del rischio; basti pensare all'importanza di una corretta mappatura delle aree a rischio e all'individuazione delle zone che necessitano di interventi di mitigazione, strutturali e non, che non può prescindere da un'affidabile capacità previsionale dei modelli di propagazione degli eventi a maggiore pericolosità.

Da diversi anni, però, lo studio dei debris flow viene affrontato in una nuova ottica. La miscela non è vista più solo nel suo insieme, ma vengono evidenziati gli effetti interattivi tra le fasi fluida e solida; questo ha dato vita alla teoria della miscela bifasica, che analizzeremo nel primo capitolo. Inoltre, l'osservazione dei fenomeni naturali ha reso evidente l'importanza dell'aggiunta di massa che generalmente si registra durante la fase di propagazione. Questo fenomeno, conosciuto come entrainment, è capace di amplificare notevolmente il volume e la quantità di moto iniziale dei debris flow (Iverson 2011), aumentandone la pericolosità, e quindi è necessario che i modelli analitici di propagazione ne tengano definitivamente conto. Molti esperimenti sono stati condotti allo scopo di indagare questo fenomeno; ciò che è emerso chiaramente è l'importanza di comprendere a fondo la dinamica del processo all'interfaccia tra la corrente e il fondo su cui essa scorre. Un elemento chiave di questo processo è certamente lo sforzo tagliente; esso è generalmente modellato con un legame alla Coulomb alle tensioni efficaci, ma questa assunzione desta qualche dubbio. Innanzitutto perché il processo di erosione è fortemente dinamico, quindi non sempre si esplica su una ben definita superficie di taglio; inoltre perché fino ad oggi sono davvero pochi gli esperimenti in cui si è tentato di quantificare il suo valore tramite una misura diretta. Un primo tentativo in tal senso è stato compiuto nel bacino dell'Illgraben, in Svizzera (McArdell et al., 2007) aprendo la via a un nuovo fronte di ricerca. Sebbene questo esperimento abbia già fornito dei risultati, esso presenta dei limiti nella flessibilità di indagine, soprattutto perché contestualizzato in una esperienza di campo, in cui non è possibile mutare a piacimento le caratteristiche intrinseche e le condizioni al contorno del fenomeno.

Questa tesi presenta il lavoro di ricerca che ha consentito di effettuare, per la prima volta in laboratorio, una misura diretta dello sforzo tagliente di fondo di una corrente a pelo libero in un canale aperto. A causa del suo aspetto innovativo, la ricerca ha richiesto dapprima una fase progettuale in cui pensare ad un sistema capace di perseguire l'obiettivo;

in seguito si è passati alla realizzazione fisica del sistema, dunque allo svolgimento della campagna sperimentale, all'elaborazione dei risultati ed, infine, alla loro analisi.

Un passaggio fondamentale della fase di analisi si è realizzato nel confronto tra le misure dirette dello sforzo tagliante e i valori teorici, calcolati attraverso un modello capace di simulare analiticamente gli esperimenti realizzati fisicamente. In tal modo, contrariamente a quanto risulta da altri lavori sperimentali, si è potuta eseguire una validazione dei dati e determinare la precisione dell'intero sistema di misura, prendendo a riferimento i risultati acquisiti e riconosciuti dell'idraulica.

L'analisi finale fa ritenere valido lo schema metodologico adoperato e individua i punti fondamentali su cui intervenire per ottimizzazione il sistema e per implementarlo in applicazioni più complesse.

2 LA MODELLAZIONE ANALITICA DEI DEBRIS FLOW E IL CONTRIBUTO SPERIMENTALE

2.1 LA MODELLAZIONE BIFASICA

Lo studio del comportamento dei debris flow impegna fortemente la ricerca scientifica in quanto non è affrontabile con le classiche leggi dell'idraulica né con quelle della geotecnica. Questi eventi, infatti, possono essere definiti alla stregua di un ibrido, tra i fenomeni franosi di lento scorrimento e i fenomeni idrodinamici (Seminara e Tubino 1993). Gran parte degli studi condotti fino ad oggi si sono basati sul criterio di considerare univocamente equazioni di sistema per l'intera miscela, composta dalla fase solida e dalla fase liquida, in cui implicitamente fossero considerati gli effetti di reciproca interazione. In questi modelli, detti monofasici, la miscela viene intesa come un unico mezzo continuo con determinate caratteristiche reologiche.

Oltre a questo approccio, però, si è sviluppata da tempo la teoria della miscela bifasica in cui le equazioni di bilancio di massa e di quantità di moto vengono definite separatamente per la fase solida e per la fase liquida e gli effetti di interazione vengono descritti in termini espliciti. Le due equazioni di bilancio di massa si definiscono come:

$$\frac{\partial(\rho_s v_s)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_s v_s \mathbf{v}_s) = \dot{m}_s \quad (2.1)$$

$$\frac{\partial(\rho_f v_f)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_f v_f \mathbf{v}_f) = \dot{m}_f \quad (2.2)$$

in cui ρ è la densità di massa, v la concentrazione volumetrica, \mathbf{v} la velocità, \dot{m} la massa aggiunta all'unità di volume nell'unità di tempo e t il tempo mentre il pedice "s" indica la fase solida e il pedice "f" la fase fluida.

Le due equazioni del moto, invece, sono:

$$\rho_s v_s \left(\frac{\partial \mathbf{v}_s}{\partial t} + \mathbf{v}_s \cdot \nabla \mathbf{v}_s \right) = \nabla \cdot \mathbf{T}_s + \rho_s v_s \mathbf{g} + \mathbf{f} - \dot{m}_s \mathbf{v}_s \quad (2.3)$$

$$\rho_f v_f \left(\frac{\partial \mathbf{v}_f}{\partial t} + \mathbf{v}_f \cdot \nabla \mathbf{v}_f \right) = \nabla \cdot \mathbf{T}_f + \rho_f v_f \mathbf{g} + \mathbf{f} - \dot{m}_f \mathbf{v}_f \quad (2.4)$$

in cui \mathbf{T} rappresenta il tensore delle tensioni e \mathbf{f} la forza di interazione tra le fasi solida e liquida.

Ora, sommando membro a membro le equazioni di bilancio di massa e le equazioni di bilancio del moto e definendo la densità e la velocità della miscela ρ e \mathbf{v} , come:

$$\rho = \rho_s v_s + \rho_f v_f \quad (2.5)$$

$$\mathbf{v} = \frac{(\rho_s v_s \mathbf{v}_s + \rho_f v_f \mathbf{v}_f)}{\rho} \quad (2.6)$$

ipotizzando per semplicità \dot{m} pari a 0, si otterranno le equazioni della miscela:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0 \quad (2.7)$$

$$\rho \left(\frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \nabla \mathbf{v} \right) = \nabla \cdot (\mathbf{T}_f + \mathbf{T}_s + \mathbf{T}') + \rho \mathbf{g} \quad (2.8)$$

dove

$$\mathbf{T}' = -\rho_s v_s (\mathbf{v}_s - \mathbf{v})(\mathbf{v}_s - \mathbf{v}) - \rho_f v_f (\mathbf{v}_f - \mathbf{v})(\mathbf{v}_f - \mathbf{v}) \quad (2.9)$$

L'equazione (2.8) è molto interessante in quanto dimostra che, nel passare dall'analisi del moto della singole fasi a quella dell'intera miscela, non si ha una semplice somma dei contributi, ma un effetto sinergico che si esplica nel tensore \mathbf{T}' . Esso dipende fortemente dalla differenza di velocità tra le due fasi che, nell'approccio monofasico, vengono ritenute omogenee.

E' chiaro che con l'approccio bifasico si riesce a fornire una spiegazione fisica degli eventi più vicina alla realtà; si può, ad esempio, caratterizzare

separatamente la reologia della sola fase liquida e il moto delle singole particelle solide, dovuto ad urti collisionali o ad effetti turbolenti, per poi esplicitarne la mutua dipendenza. Va da sé, però, che la modellazione analitica diventa molto più complessa.

Proprio per questa complessità alcuni autori propongono ancora l'uso di modelli monofasici.

Takahashi (2007), ad esempio, sostiene che, sotto particolari condizioni, alcuni tipi di debris flow hanno una dinamica che può essere descritta attraverso la modellazione monofasica: nello specifico indica idoneo il modello del fluido dilatante per gli stony-debris flow (Takahashi 1978) ed un modello alla Bingham (Johnson 1970) o newtoniano (Takahashi et al. 2000) per i debris flow in cui è preponderante il contributo della componente viscosa.

Non è in dubbio, però, che un modello reologico monofasico, sebbene capace di simulare a posteriori eventi pregressi, riscontri svariate difficoltà in chiave predittiva (Pirulli e Sorbino 2006). Inoltre i debris flow possono mostrare innumerevoli caratteristiche peculiari, in funzione di parametri fondamentali, quali la granulometria della fase solida, l'indice dei vuoti, il contenuto d'acqua. L'esigenza di un modello che possa descrivere il loro comportamento al variare di queste caratteristiche si pone come un obiettivo arduo, ma necessario, almeno nell'ambito della ricerca. Tra i promotori di questa scuola di pensiero vi è certamente Iverson (1997) che, a riguardo, già nel 1997 riteneva la modellazione bifasica come l'unica idonea a descrivere il comportamento di diversi tipi di debris flow, come si evince dalle considerazioni che ha affidato alla tabella che segue, in cui mette a confronto due modelli monofasici (Bingham viscoplastic e Bagnold grain flow) con un modello bifasico (Coulomb grain flow with variable pore pressure):

Tabella 2.1 Campi di validità di applicazione di differenti tipi di modelli

Phenomenon	Type of Model		
	Bingham Viscoplastic	Bagnold Grain Flow	Coulomb Grain Flow With Variable Pore Pressure
Flow mobilizes from rigid slope failure without changes in constitutive properties			X
Fluid pressures in flow can differ from the mean pressure and affect apparent strength or flow resistance			X
Flow can exhibit a "rigid" plug of undeforming material	X		X
Flow can lack a "rigid" plug of undeforming material		X	X
Flow is unsteady and nonuniform, with a blunt snout and tapered tail	X	X	X
Flow can transport large clasts that do not settle out	X	X	X
Flow produces grain size segregation			
Flow agitation can affect apparent strength or flow resistance		X	
Boundary slip occurs at the bed			X
Flow strengthens and halts rapidly when pore fluid is drained from beneath it			X
Deposit interior can remain weak and unable to support loads while deposit perimeter becomes rigid			X

"X" denote phenomena that can be explained at least qualitatively. Assessment of the Bingham and Bagnold models assumes that the standard forms as described by Johnson [1984] and Takahashi [1981] apply. The model of Coulomb grain flow with variable pore pressure is described in section 9 of this paper.

Un altro aspetto fondamentale che avalla l'approccio bifasico si basa sull'osservazione della notevole influenza che ha il fenomeno della selezione granulometrica rispetto alla dinamica globale dei debris flow. È noto da tempo che durante la fase di propagazione gli elementi più grossolani della fase solida tendono a spostarsi verso il fronte di colata. Le misure effettuate da Iverson (Iverson et. al. 2010) su modelli in scala reale hanno dato un contributo importante nel portare in evidenza le conseguenze del fenomeno. Come vedremo più in dettaglio nel seguito, questa selezione determina un fronte ed una coda che costituiscono due elementi con caratteristiche e comportamenti nettamente diversi. La loro interazione giustifica numerosi aspetti che finora non erano ancora spiegati. Questa osservazione suggerisce nuove frontiere per la ricerca, lasciando ormai alle spalle la dicotomia tra modelli monofasici e bifasici. È piuttosto necessario implementare nei modelli bifasici la variabilità spaziale e temporale di alcune grandezze fondamentali quali la densità della miscela e del grado di liquefazione, che mutano notevolmente dal fronte alla coda, il ruolo delle collisioni interparticellari e le dinamiche che si sviluppano tra la corrente bifasica e il fondo di propagazione. Quest'ultimo aspetto assume un'importanza primaria soprattutto nel caso di propagazione su fondi erodibili, che è la casistica più frequente. In questi casi, infatti, l'entrainment di nuova massa erosa, rende il fenomeno dei debris flow ancora più complesso dal punto di vista modellistico nonché più pericoloso dal punto di vista della sua capacità distruttiva.

Nei prossimi due paragrafi si riportano due differenti modelli bifasici, uno elaborato da Takahashi (2007) e l'altro da Iverson (2010). In tal modo potremo anche verificare come, a partire dalla stessa impostazione si può giungere a modelli diversi, per complessità e per capacità descrittiva dei fenomeni reali, in funzione delle ipotesi semplificative adottate dagli autori.

2.1.1 Il modello di Takahashi

A partire dalle equazioni fondamentali della teoria della miscela bifasica, Takahashi ha prodotto un modello che si sviluppa in un piano cartesiano a due dimensioni, inclinato di un generico angolo α .

Le equazioni adoperate sono quelle del moto della fase solida e della fase fluida, proiettate sia lungo l'asse x che lungo l'asse z. Questa assunzione evidentemente non è una semplice procedura matematica, ma proviene dall'osservazione che il comportamento dei debris flow, soprattutto riguardo alla loro componente solida, è dominato dalla gravità (Seminara e Tubino 1993).

Sommando membro a membro le equazioni del moto della fase solida e della fase fluida, lungo l'asse x si ottiene:

$$\rho \left(\frac{\partial v_x}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_x}{\partial x} + v_z \frac{\partial v_x}{\partial z} \right) = \frac{\partial T_{x,s}}{\partial x} + \frac{\partial T_{x,s}}{\partial z} + \frac{\partial T_{x,f}}{\partial x} + \frac{\partial T_{x,f}}{\partial z} + \rho g \sin \alpha +$$

$$-v_s \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{1}{2} \left\{ \begin{array}{l} \rho_s v_s \left[\frac{\partial}{\partial x} (v_{x,s} - v_x)^2 + \frac{\partial}{\partial z} (v_{x,s} - v_x)^2 \right] + \\ + \rho_f (1 - v_s) \left[\frac{\partial}{\partial x} (v_{x,f} - v_x)^2 + \frac{\partial}{\partial z} (v_{x,f} - v_x)^2 \right] \end{array} \right\} \quad (2.10)$$

In cui p è la pressione del fluido, mentre lungo l'asse z si ha:

$$\rho \left(\frac{\partial v_z}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_z}{\partial x} + v_z \frac{\partial v_z}{\partial z} \right) = \frac{\partial T_{z,s}}{\partial x} + \frac{\partial T_{z,s}}{\partial z} + \frac{\partial T_{z,f}}{\partial x} + \frac{\partial T_{z,f}}{\partial z} + \rho g \cos \alpha +$$

$$-v_s \frac{\partial p}{\partial z} - \frac{1}{2} \left\{ \begin{array}{l} \rho_s v_s \left[\frac{\partial}{\partial x} (v_{z,s} - v_z)^2 + \frac{\partial}{\partial z} (v_{z,s} - v_z)^2 \right] + \\ + \rho_f (1 - v_s) \left[\frac{\partial}{\partial x} (v_{z,f} - v_z)^2 + \frac{\partial}{\partial z} (v_{z,f} - v_z)^2 \right] \end{array} \right\} \quad (2.11)$$

È facile verificare che la struttura delle (2.10) e (2.11) è congruente con l'equazione (2.8) e che l'ultimo termine del lato destro è la componente sinergica T^* . Dal punto di vista fisico, come già accennato, essa rappresenta le tensioni che si sviluppano nella miscela a seguito del moto relativo tra le fasi solida e fluida.

A partire da queste equazioni, Takahashi ha operato delle ipotesi semplificative che consistono nel considerare trascurabile la velocità relativa tra le fasi, il moto della miscela uniforme e una distribuzione idrostatica della pressione p del fluido, giungendo alle seguenti formule semplificate:

$$T_{z,s} + T_{z,f} = (\rho_s - \rho_f) g \cos \alpha \int_z^h v_s dz \quad (2.12)$$

$$T_{x,s} + T_{x,f} = g \sin \alpha \int_z^h \rho dz \quad (2.13)$$

Al primo membro delle equazioni compaiono i tensori delle tensioni. Adoperando le equazioni costitutive fornite da Bagnold, è possibile legare il valore che assumono queste tensioni con la velocità media della miscela e dunque ottenere equazioni esplicite di queste grandezze.

Date le ipotesi di partenza, è facile capire che le equazioni (2.12) e (2.13) non siano idonee a descrivere compiutamente la propagazione dei debris flow; possono, però, risultare utili nello stimare l'ordine di grandezza della magnitudo di un fenomeno.

2.1.2 Il modello di Iverson

Il modello bifasico proposto da Iverson (2010) si basa sull'osservazione che la dinamica globale dei debris flow risulta fortemente influenzata dai fenomeni resistivi locali e dalla variabilità nello spazio e nel tempo delle pressioni neutre interstiziali nonché della diffusività idraulica. La volontà di non trascurare questi aspetti ha prodotto un modello certamente complesso, le cui equazioni sono:

$$\frac{dh}{dt} = -h \frac{\partial V}{\partial x} - \frac{h}{p} \frac{dp}{dt} \quad (2.14)$$

$$\rho h \frac{dV}{dt} = \rho g h \left[\sin \alpha - k \cos \alpha \frac{\partial h}{\partial x} \right] - h(1-k) \frac{\partial p_{bed}}{\partial x} - \tau_s - \tau_f \quad (2.15)$$

$$\frac{dp_{bed}}{dt} = -\frac{2D}{h} \left(\frac{p_{bed}}{h} - \rho_f g \cos \alpha \right) + g \cos \alpha \frac{d(\rho h)}{dt} \quad (2.16)$$

La (2.14) è l'equazione di continuità della miscela, la (2.15) è il bilancio della quantità di moto, la (2.16) invece è un'equazione che descrive la variabilità temporale delle pressioni del fluido interstiziale in funzione di alcuni parametri, tra cui la diffusività idraulica della miscela.

Analizzando queste equazioni si nota che tra i punti di forza c'è la presenza di una variabilità spaziale e temporale delle pressioni neutre al fondo, aspetto non certamente secondario del comportamento dei debris flow.

Ulteriori osservazioni su questo modello verranno fatte nel paragrafo successivo, dove si accompagneranno all'osservazione dei dati sperimentali che l'autore ha compiuto per la validazione della teoria.

2.2 LA RICERCA SPERIMENTALE

La crescente complessità dei modelli di simulazione impone la necessità di realizzare degli esperimenti scientifici di supporto. Infatti, da un lato è necessario osservare il fenomeno fisico nella sua complessità per conoscerne le dinamiche fondamentali e impostare i modelli teorici, dall'altro è necessario avere dei dati reali per la loro validazione.

Nella bibliografia internazionale i dati sperimentali a disposizione non sono numerosi, almeno non quanto le dissertazioni modellistiche. Vanno comunque ricordati diversi autori che hanno dato il loro importante contributo in tal senso, tra cui Egashira et al. (2001), Takahashi (1987) ed Iverson (2011).

Nei paragrafi successivi illustreremo alcuni esperimenti compiuti dall'USGS che hanno permesso importanti osservazioni sul comportamento dinamico dei debris flow. Poi illustreremo brevemente gli esperimenti di campo eseguiti nel canale dell'Illgraben, in Svizzera (McArdell 2007), per la misura diretta degli sforzi normali e tangenziali al fondo della corrente in propagazione.

2.2.1 L'esperienza dell'USGS

Negli ultimi anni un'intensa attività di modellazione fisica e di sperimentazione è stata condotta dall'USGS. Questo non sorprende, visto che l'attività sperimentale è certamente di supporto ai modelli

teorici da loro elaborati che, come visto, contemplano la conoscenza dell'evoluzione dinamica di diverse grandezze fisiche.

La sperimentazione è avvenuta su un canale artificiale, in cemento, lungo 95 m, largo 2 m e alto 1.2 m, dotato di avanzate strumentazioni per la misura delle tensioni normali totali e delle pressioni neutre alla base del canale, dell'altezza di colata e della velocità. Il fondo del canale, tra l'altro, è stato modificato opportunamente per simulare sia condizioni di fondo liscio che condizioni di fondo ruvido. Una limitazione evidente del sistema, però, tra l'altro evidenziata anche da Takahashi (2007) è la costanza della pendenza, pari a 31° . Da qui si intuisce perché questi esperimenti, sebbene diano notevoli ed importanti risultati rispetto alla conoscenza dell'evoluzione di diversi parametri della miscela, non forniscono dati di misura che possano evidenziare il ruolo della pendenza del fondo. Questo aspetto non ci appare secondario, atteso che, a parità di tutte le altre condizioni, l'evoluzione dei debris flow può risultare notevolmente diversa passando da una pendenza all'altra. Né si può ritenere che la pendenza di 31° sia rappresentativa di tutti gli eventi possibili. Comunque, a meno che per la pendenza, gli esperimenti dell'USGS (Iverson 2010) hanno arricchito notevolmente la banca dati internazionale della ricerca, fornendo utilissime indicazioni. Per la loro realizzazione, si è prevista una fase solida caratterizzata da due tipi di misture granulometriche differenti. Una è stata chiamata SG (sand and gravel); in peso secco era costituita mediamente dal 66% di ghiaia, dal 33% di sabbia e dall'1% di particelle più fini. L'altra è stata chiamata SGM (sand, gravel and mud); in peso secco era costituita mediamente dal 56% di ghiaia, dal 37% di sabbia e dal 7% di particelle più fini. Per entrambe le misture c'erano poi caratteristiche comuni: rispetto alla distribuzione della dimensione dei grani si sono registrati una moda principale tra gli 8 e i 32 mm ed una secondaria tra gli 0.25 e 0.5 mm; l'angolo di attrito interno delle misture era di 39° ; la densità del secco era pari a $1700 \pm 100 \text{ kg/m}^3$.

Posto un sistema di riferimento con asse delle ascisse coincidente con l'asse del canale e origine in corrispondenza del cancello di rilascio della miscela, le misurazioni sono state eseguite in tre sezioni: due lungo il canale, poste rispettivamente a $x=32\text{m}$ e $x=66\text{m}$, ed una nella zona di deposito a $x=90\text{m}$.

Dagli esperimenti è emersa innanzitutto una variabilità spaziale della densità del mezzo lungo lo sviluppo della colata. Nella prima sezione lungo il canale ($x=32 \text{ m}$), si è registrata una densità prossima allo zero nel

momento in cui cominciava a transitare il flusso, poi man mano crescente fino ad assumere un valore massimo, paragonabile a quello di mezzo saturo, al passaggio della coda. Tale comportamento persisteva nella sezione intermedia ($x=66\text{m}$), ma con incremento più rapido dei valori registrati. Alla sezione finale, ($x=90\text{m}$), invece, si registrava da subito un picco elevato del valore della densità, che poi ridiscendeva altrettanto bruscamente per rimanere all'incirca costante.

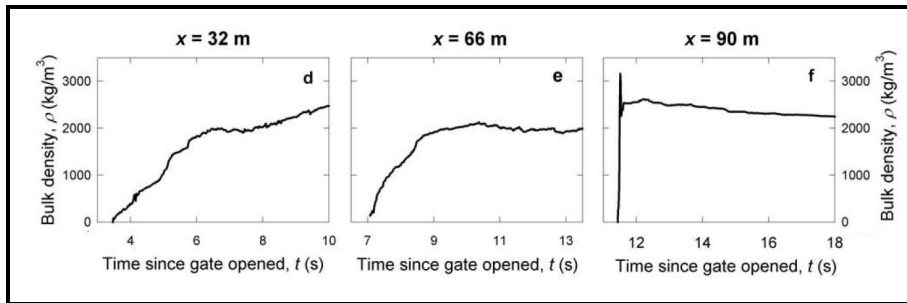


Figura 2.1 Variazione temporale della densità nelle tre sezioni di misura del canale dell'USGS, Iverson (2010)

Un altro risultato sperimentale davvero molto interessante è stato fornito dalle misurazioni della pressione e della tensione di base nelle sezioni di misura. Per comprenderlo a pieno è bene individuare le forze in gioco. La forza agente, che sostiene il moto, è:

$$\rho(t)gh(t)\text{sen}\alpha \approx \rho gh \cdot \text{sen}\alpha \quad (2.17)$$

mentre le azioni resistive sul fondo sono modellate secondo l'attrito granulare di Coulomb:

$$-\tau_s \approx -[\sigma_{bed}(t) - p_{bed}(t)]\tan\phi_{bed}(S) \quad (2.18)$$

Poi, l'attrito viscoso fornito dal fluido interstiziale, è:

$$-\tau_f = -\tau_y - \mu \frac{\bar{V}}{h(t)} \quad (2.19)$$

Definendo la sommatoria di queste forze come:

$$\Sigma_{base} = \rho gh \cdot \text{sen} \alpha - \tau_s - \tau_f \quad (2.20)$$

gli esperimenti dimostrano come essa sia tutt'altro che costante, sia rispetto al tempo che allo spazio. Nella prima sezione del canale, posta a $x=32\text{m}$, si nota che le forze agenti sono nettamente preponderanti rispetto alle forze resistenti e molto più nella parte anteriore (fronte) del debris flow, dove le forze resistenti sono irrisorie; in altre parole il fronte della colata si comporta come un mezzo "privo di attrito al fondo". In coda, al contrario, si manifestano forze resistenti di Coulomb, ma nel complesso la Σ_{base} rimane positiva.

Alla sezione successiva ($x=66\text{m}$), invece, la situazione si presenta nettamente diversa; il fronte ha sviluppato una forte resistenza alla Coulomb, maggiore della forza agente, e quindi la Σ_{base} risulta negativa; anche in coda permangono le forze d'attrito ma, come nella sezione di monte, risultano minori della forza agente e la Σ_{base} risulta positiva. Nel complesso, dunque, la colata si presenta con un fronte che tende a "frenare" e una coda che "spinge". Questo comportamento giustifica anche il progressivo ispessimento del fronte di colata, che raggiunge solitamente altezze maggiori rispetto ai flussi di acqua chiara. Le misure nella sezione finale, infine, risultano influenzate dalla fase di deposito e dalla pendenza nulla, per cui le forze agenti risultano nulle e le forze resistenti assumono valori elevati, soprattutto nelle fasi di arrivo della colata, determinando l'inizio della fase di arresto e runout.

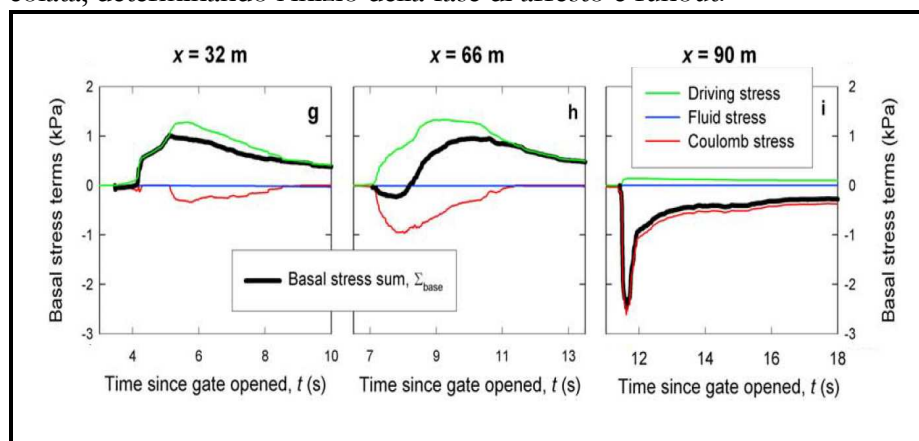


Figura 2.2 Variazione temporale degli sforzi taglianti di fondo, agenti e resistenti, nelle tre sezioni di misura del canale dell'USGS, Iverson (2010)

Una causa fondamentale alla base di questo comportamento è il fenomeno della selezione granulometrica, dovuta a diversi fattori, tra cui l'azione dispersiva associata alle collisioni intergranulari e la percolazione delle particelle fini attraverso la matrice grossolana (Seminara e Tubino 1993). In tal modo si creano le due "zone" a comportamento differente: il fronte e la coda. Il fronte, caratterizzato da materiale più grossolano, si comporta come uno stony debris flow, mentre la coda come un mud debris flow, con tutte le differenti caratteristiche di propagazione misurate.

Sulla base di questi risultati Iverson ha eseguito una verifica del suo modello matematico, per l'analisi del moto del fronte della colata. Egli infatti, a partire dall'originaria equazione di bilancio del moto (2.15), ha usato una forte semplificazione ipotizzando nulle le variazioni temporali e spaziali di tutte le variabili in gioco, a meno della velocità v ottenendo così l'equazione seguente:

$$\rho h \frac{dV}{dt} = \rho gh [\sin \alpha - (1 - \lambda) \cos \alpha \tan \theta_{bed}] - \left(\tau_y + \mu \frac{V}{h} \right) \quad (2.21)$$

in cui il termine λ rappresenta il "grado di liquefazione" ed è definito come:

$$\lambda = p_{bed} / \rho gh \cos \alpha \quad (2.22)$$

È chiaro che, quando al fondo la pressione uguaglia il peso totale riferito all'unità di superficie della miscela, il grado di liquefazione è pari ad 1.

Dalla (2.21), per integrazione, si può ottenere la legge oraria del moto. E' da notare che la (2.21) rappresenta un modello di corpo rigido, in quanto rimangono costanti i valori di tutti i parametri in gioco, a meno della velocità v . Mantenendo fissi i valori sperimentali di $h=0.2$ m, $\rho=2000$ kg/m³, $\phi_{int}=40^\circ$ e $\alpha=31^\circ$, e facendo variare i valori dei parametri ritenuti caratteristici per il fronte di colata, identificati in λ , τ_y e μ , Iverson ha costruito un grafico per confrontare i risultati del modello semplificato con quelli sperimentali. Il range di variazione di λ , τ_y e μ è stato quello determinato dai valori estremi registrati negli esperimenti.

Come risulta evidente dal grafico qui riportato, nei primi istanti dopo l'inizio della propagazione, il fronte di colata è ben descritto dal modello

semplificato di corpo rigido privo di attrito; addirittura, per il caso di fondo liscio, i dati sperimentali indicano una velocità maggiore rispetto a quella fornita dal modello. All'aumentare del tempo, invece, il modello non riesce più a simulare i dati, in quanto aumentano gli scarti relativi e si registra un differente andamento della linea di tendenza. E' convinzione di Iverson che questo forte scarto, qualitativo e quantitativo, sia dovuto all'eterogeneità e alla variabilità dell'attrito di base che, invece, a causa della semplificazione eseguita sul modello originario, è mantenuto costante per ogni elaborazione.

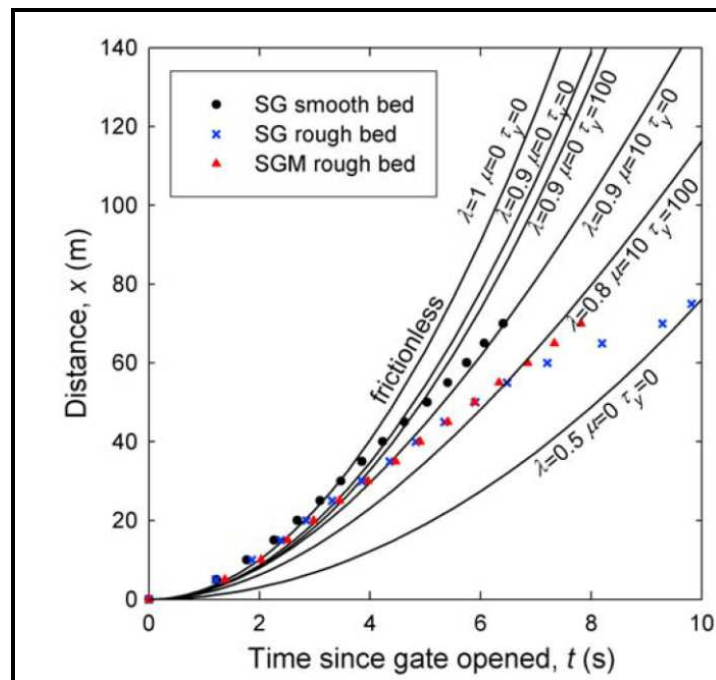


Figura 2.3 confronto tra dati sperimentali e modello del corpo rigido, Iverson (2010)

Ad ogni modo, però, questa semplificazione e la relativa rappresentazione grafica ci consentono di produrre ulteriori considerazioni aggiuntive. Intanto si dimostra che tra λ , τ_y e μ il parametro che influisce maggiormente sull'evoluzione del fronte è il grado di liquefazione λ , per cui, riguardando la (2.21), si può dedurre che l'attrito di base è determinato maggiormente dall'attrito della fase solida.

Inoltre, il fatto che su fondi lisci i risultati sperimentali forniscano velocità maggiori di quelli modellistici, avalla l'influenza del gradiente degli sforzi longitudinali, che compare in (2.15), ma è omesso nella formula semplificata. In particolare esso è composto da due componenti: una dovuta allo stress tra i grani, in funzione di

$$-\kappa \frac{\partial h}{\partial x} \quad (2.23)$$

e l'altra dovuta alla pressione del fluido nei pori, variabile lungo x:

$$(1 - \kappa) \frac{\partial p_{bed}}{\partial x} \quad (2.24)$$

dove κ è un coefficiente simile a quello usato da Lambe e Whitman (1979), per il coefficiente di spinta laterale nei terreni. Dunque, il gradiente è direttamente proporzionale al rapporto $\partial h / \partial x$, che è massimo nei primi istanti dopo il rilascio della miscela dal cancello di testa del canale, come verificato dai risultati sperimentali.

Gli scarti tra i valori teorici e sperimentali, registrati nel grafico, sono dovuti anche alla non uniformità della p_{bed} lungo x. Infatti, rimodulando il secondo membro della (2.15) e ponendo p_{bed} come funzione di λ , si conferma l'influenza del grado di liquefazione sul comportamento della colata:

$$-\kappa \rho_f g h \cos \alpha \frac{\partial h}{\partial x} - (1 - \kappa) h \frac{\partial p_{bed}}{\partial x} = \rho_f g h \cos \alpha \left(-\kappa \frac{\partial h}{\partial x} - (1 - \kappa) \left[\lambda \frac{\partial h}{\partial x} + h \frac{\partial \lambda}{\partial x} \right] \right) \quad (2.25)$$

La variazione delle pressioni al fondo non è solo spaziale, ma anche temporale, come evidenziato dall'equazione (2.16). Essa indica anche il ruolo fondamentale della diffusività idraulica D ; in un sistema di riferimento lagrangiano, la soluzione dell'equazione rappresenta come la p_{bed} passi da un valore arbitrario p_0 al valore idrostatico $\rho_f g h \cos \theta$ in funzione di D e dell'altezza idrica h :

$$\frac{p_{bed} - \rho_f g h \cos \alpha}{p_0 - \rho_f g h \cos \alpha} = \exp\left(\frac{-2Dt}{h^2}\right) \quad (2.26)$$

Un mezzo con una bassa diffusività idraulica sarà meno capace di dissipare le pressioni neutre, per cui lo stato di liquefazione si manterrà per tempi molto più lunghi. Considerando che questa situazione favorisce velocità maggiori e dunque maggiore capacità distruttiva del fronte di colata, si può ben intuire l'importanza di D nella valutazione del rischio. Un esperimento fisico capace di simulare in qualche modo l'effetto della diffusività idraulica è riportato in "Flowslide in pyroclastic soils: transition from "static liquefaction" to "fluidization" (Musso e Olivares 2004), dove si evidenzia che, quando la velocità di diminuzione dei vuoti supera quella di fuoriuscita dell'acqua dai pori, si ha un decadimento e annullamento delle tensioni effettive nel mezzo.

Un ruolo concomitante nel mantenimento delle pressioni neutre risulta, poi, correlato alla presenza delle particelle sottili. La miscela SGM degli esperimenti dell'USGS, nella sezione più a monte ($x=32$), risultava in uno stato di liquefazione per l'intero corpo di colata; nelle sezioni di valle, invece, si evidenziava un fronte non liquefatto e una coda liquefatta. La miscela SG, invece, non presentava stati di liquefazione se non nei primissimi istanti del passaggio del fronte alla sezione di monte ($x=32$). Questo comportamento avalla l'ipotesi che le particelle sottili concorrano al raggiungimento dello stato di liquefazione. D'altronde esse, potendosi disporre nella matrice grossolana, diminuiscono la porosità del mezzo e quindi anche la diffusività idraulica.

Si può asserire, dunque, che la presenza delle particelle fini ha un effetto di lubrificazione, come verificato anche in alcuni esperimenti reometrici (Ancey, 2001). Altri esperimenti condotti in piccola scala, però, forniscono il risultato opposto, ovvero un aumento della resistenza del fluido dovuto all'aumento di viscosità. Quest'ultimo risultato, però, viene attribuito da Iverson agli effetti della modellazione in piccola scala che aumentano sensibilmente il contributo della viscosità.

In merito alla formazione di onde in sequenza, l'autore osserva che gran parte di queste onde sembrano crearsi in conformità a quanto previsto da un'analisi classica di stabilità, ma le onde più grandi, al contrario, non hanno origini "classiche", essendo piuttosto il risultato di forme di coalescenza delle onde minori, raggiunte ed inglobate da quelle più veloci. In pratica si è osservato che le onde che si sviluppano nella coda del flusso sono più veloci grazie allo stato di liquefazione e tendono a inglobare le onde che le precedono, più lente, fino alla formazione di un'onda con altezza paragonabile a quella massima raggiungibile nel fronte della colata.

Anche rispetto alla zona di deposito gli esperimenti hanno offerto interessanti spunti. In particolare per la miscela SG su fondo scabro si è individuato un meccanismo di formazione di argini laterali all'arrivo del fronte della colata; questi argini vanno poi a contenere il deflusso in arrivo, che prolunga il suo runout.

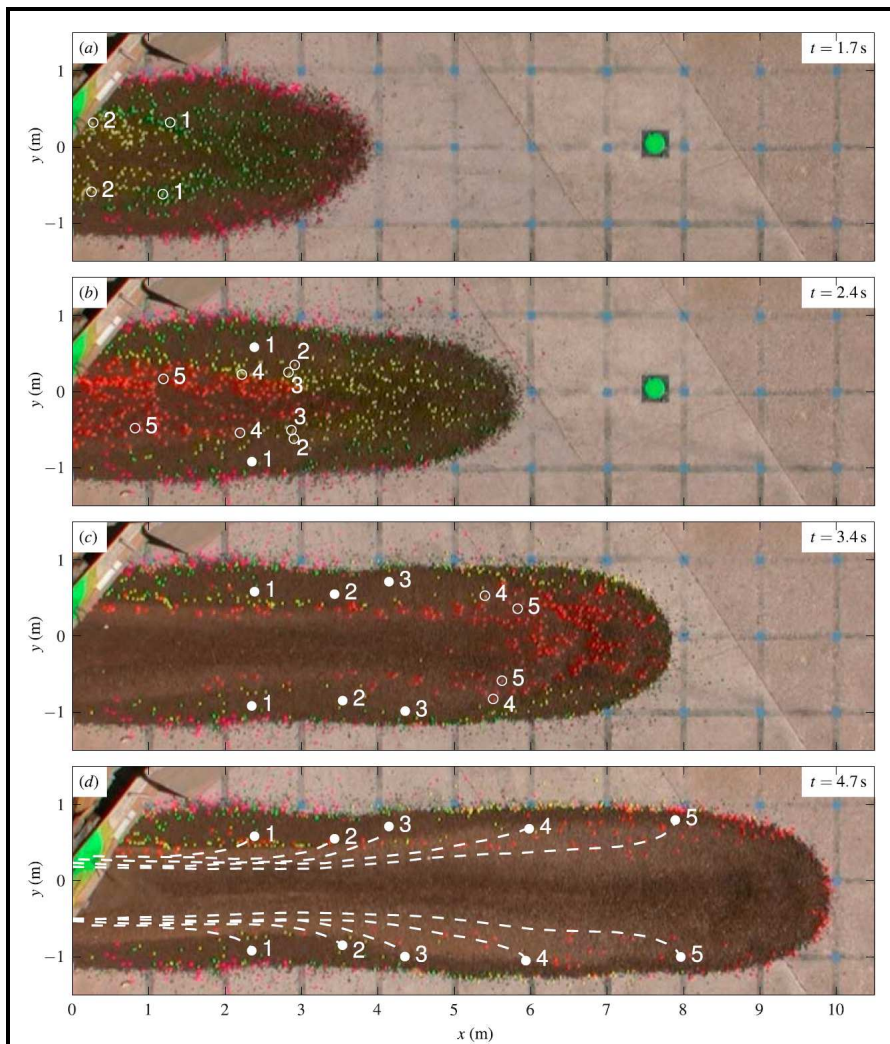


Figura 2.4 Formazione argini laterali nella zona di deposito della miscela SG, Iverson (2010)

La formazione degli argini nella zona di deposito, facilitati dalla scabrezza del fondo, favorisce la formazione di sezioni contenute che evidentemente permettono il mantenimento di velocità sufficienti per il prolungamento del runout.

La caratteristica fondamentale degli esperimenti di Iverson è che essi si presentano come “riproducibili”. Infatti la trattazione statistica dei risultati aggregati restituisce una media molto più grande della deviazione standard, ovvero un basso coefficiente di variazione dei dati sperimentali. È chiara, a questo punto, l'importanza che ha la sperimentazione fisica nell'ambito della ricerca dei debris flow. Ed è altrettanto chiaro il contributo fornito dall'USGS.

Ma molto si può ancora fare anche sfruttando le nuove risorse offerte dalla tecnologia. Ad esempio si può osservare che gli sforzi taglienti determinati da Iverson non sono frutto di una misura diretta, ma dell'applicazione della teoria di Coulomb; il canale strumentato dell'USGS consentiva la misura delle tensioni normali e da queste, tramite la relazione di Coulomb, sono state calcolate le tensioni tangenziali.

La misura diretta è, invece, di notevole interesse soprattutto nell'ambito della propagazione su fondi erodibili, dove lo sforzo tagliente di base gioca un ruolo chiave nella sollecitazione del fondo (vedi teoria di fondo instabile di Takahashi 1978 e Iverson 2011). Su tale fronte di ricerca si pongono gli esperimenti di McArdell et al. (2007), che si vanno ora brevemente ad illustrare.

2.2.2 La misura diretta dello sforzo tagliente in esperimenti di campo

Un esempio di misura diretta dello sforzo tagliente di fondo è individuabile negli esperimenti realizzati in Svizzera da McArdell et al. (2007). Questi esperimenti sono stati eseguiti in campo, strumentando un canale appartenente al bacino dell'Illgraben, dove i debris flow sono molto frequenti.

Altre più recenti pubblicazioni (Berger et al. 2011), ci illustrano come questo bacino sia diventato un vero e proprio campo di ricerca, in quanto dotato di molti strumenti, anche innovativi, per la misura di diverse grandezze fondamentali che caratterizzano la dinamica dei debris flow: dal semplice tirante idrico, fino alla profondità di erosione,

passando per la concentrazione dei sedimenti e l'evoluzione morfologica del fondo.

Un particolare interesse desta la misura diretta dello sforzo tagliante di fondo, in quanto rappresenta un caso forse unico, certamente raro, nell'ambito della Letteratura scientifica. Anche gli esperimenti dell'USGS sono deficitari in tal senso, in quanto le tensioni misurate sono unicamente quelle normali al fondo mentre le tensioni tangenziali, come già accennato, vengono dedotte con la relazione di Coulomb.

Questo aspetto innovativo ci spinge ad analizzare il sistema di misura adoperato nel bacino dell'Ilgraben. Esso è costituito da una piastra di acciaio di dimensioni pari a 2 m di lunghezza nel verso del flusso, 4 m di larghezza e 1.5 cm di spessore, che è collegata alla gaveta di una briglia chiusa del canale strumentato attraverso un sistema di 4 celle di carico verticali e due celle di carico orizzontali. La frequenza di campionamento è 4Hz.



Figura 2.5 Stazione di misura nel bacino dell'Ilgraben

Il sistema così strutturato ha fornito una prima esperienza di confronto tra le misure dirette degli sforzi normali al fondo σ e di quelli tangenziali τ . I risultati ci mostrano un quadro della dinamica dei debris flow congruente con quello restituito dall'esperienza sperimentale dell'USGS. In particolare, si registra anche qui, il differente valore dell'attrito di fondo tra il fronte della colata e la coda, evidente conseguenza del diverso grado di liquefazione che le caratterizza.

Un'informazione peculiare, invece, è data dalla conferma dell'esistenza di un legame tipo Coulomb tra le tensioni normali e quelle tangenziali. Però, ricordando che tale legame è:

$$\tau = c' + \sigma' \tan \phi' \quad (2.27)$$

dove c' è la coesione del materiale, σ' la tensione normale efficace e ϕ' l'angolo di attrito interno del materiale, le misure effettuate hanno mostrato che, mentre il valore di ϕ' rimane pressoché costante, la coesione apparente tende a diminuire durante l'evento, come si può notare nella figura 2.6:

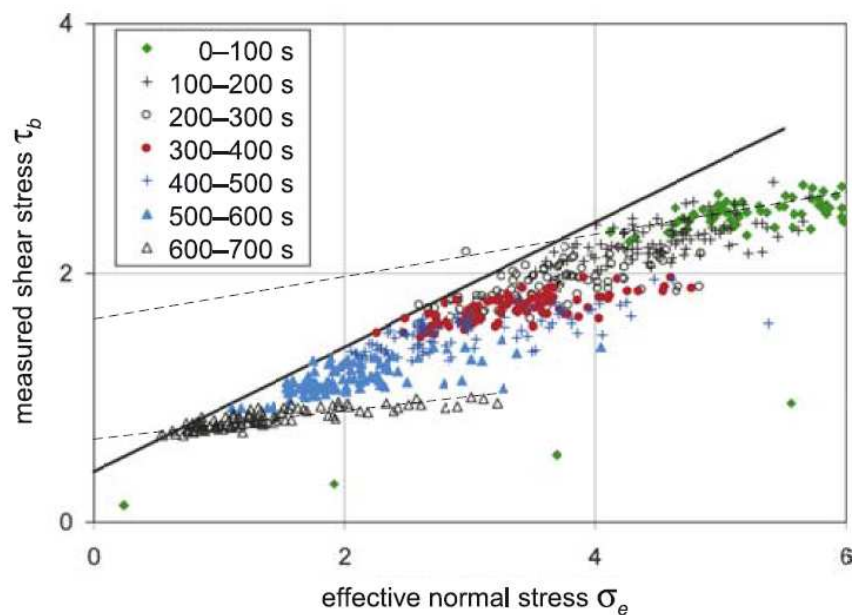


Figura 2.6 Legame t-s, misure sperimentali di campo nel bacino dell'Ilgraben

Questo risultato conferma la forte variabilità, anche in termini di concentrazione granulometrica, che si registra lungo lo sviluppo spaziale dei debris flow.

È chiaro ora come le misure combinate degli sforzi normali e taglienti sul fondo di propagazione possano costituire una notevole fonte di ulteriori osservazioni e scoperte in merito allo stato tensionale, alla sua evoluzione, alla dinamica e alla composizione dei debris flow.

Le misure di campo come quelle effettuate da McArdell, però, non permettono di avere flessibilità di indagine; in altre parole non è possibile valutare come cambiano le sollecitazioni misurate al variare dei

parametri caratteristici quali la densità media, la composizione granulometrica, il contenuto d'acqua, la pendenza del canale.

Questa considerazione è stata basilare per l'individuazione del progetto di ricerca sperimentale illustrato nel presente lavoro.

Un ulteriore elemento di criticità che si rileva rispetto al lavoro di MacArdell, sembra essere l'assenza di dati di validazione con cui valutare la precisione delle misure effettuate. Non si è riusciti, inoltre, a comprendere in dettaglio le caratteristiche e la tecnologia della strumentazione adoperata, né come le celle di carico orizzontali e quelle verticali, collegate alla stessa piastra di acciaio, andassero ad interagire tra di loro e quanto questo potesse compromettere la misura.

2.2.3 Principali risultati della recente sperimentazione scientifica

A valle di quanto finora esposto, si può dunque produrre una lista di sintesi dei principali punti chiave del comportamento dinamico dei debris flow emerso dalle osservazioni sperimentali:

- E' sempre evidente la formazione di un fronte composto da materiale grossolano, spinto da una coda praticamente liquefatta;
- Le resistenze locali e la dinamica globale evolvono simultaneamente. Questo assunto implica la considerazione che i modelli puramente reologici hanno forti limitazioni rispetto allo scopo previsionale del comportamento dei debris flow;
- Le particelle sottili favoriscono la persistenza delle alte pressioni neutre (bassa diffusività D);
- La selezione granulometrica non è una semplice caratteristica morfologica e sedimentologica, ma un fattore determinante nel comportamento globale del debris flow, influenzando notevolmente il valore puntuale della diffusività idraulica;
- La densità della miscela non è costante in tutto il mezzo. Nella coda essa assume valori prossimi a quelli tipici del mezzo saturo mentre nel fronte risulta notevolmente inferiore, confermando l'influenza e la significatività delle collisioni intergranulari che lì si verificano e che "dilatano" la miscela. Lo studio della variazione

della densità e delle pressioni neutre è fondamentale per produrre modelli di nuova generazione;

- Il fronte dei debris flow, per le cause esaminate, risulta più alto e ripido di quello delle acque chiare e questo dato è da tenersi in considerazione nella valutazione del rischio;
- Il fondo scabro favorisce la formazione di argini laterali nella zona di deposito e dunque il prolungamento della zona di runout;
- Molti testi rappresentano la meccanica dei debris flow quasi completamente in modo distorto, in quanto attribuiscono la causa di differenti comportamenti semplicemente ad una differente reologia non Newtoniana e assumono i flussi come laminari e non soggetti all'influenza del fondo ruvido.

Ulteriori aspetti verranno evidenziati nel paragrafo successivo, dove si focalizzerà l'attenzione sul fenomeno dell'entrainment.

2.3 IL RUOLO DELL'ENTRAINMENT

Si ritiene ora di dover dedicare un paragrafo specifico ad un fenomeno che con altissima frequenza si presenta durante la fase propagativa dei debris flow: l'entrainment di massa, proveniente dalle sponde e dal fondo dei canali erodibili. Esso determina l'amplificazione dei volumi dell'evento e quindi assume notevole importanza nell'ottica della predisposizione di misure di mitigazione del rischio.

Gran parte degli eventi più catastrofici registrati nel tempo sono stati caratterizzati da questo fenomeno. Nell'evento di Sarno del Maggio 1998, ad esempio, i volumi finali di deposito risultarono molto più grandi di quelli misurati nelle zone di primo distacco (ZOB), in funzione di un coefficiente di amplificazione pari mediamente a 3, come dimostrato da (Rossi et al., non publ.) nel 2008.

I primi modelli di propagazione sviluppati dalla comunità scientifica, generalmente, venivano sviluppati senza tener conto dell'entrainment. Oggi, invece, questa esigenza è ormai acclarata, passando definitivamente da un approccio a fondo fisso ad uno a fondo mobile (Seminara 1998). Il passaggio è obbligato se, come è vero, lo scopo finale dei modelli predittivi è quello di stimare il rischio ricadente sulle popolazioni e sulle

infrastrutture, quindi la loro vulnerabilità in funzione di un determinato valore del periodo di ritorno.

Un ruolo fondamentale nel fenomeno dell'entrainment è svolto dalle tensioni agenti sul fondo del letto erodibile, ma anche dallo stato tensionale dello stesso e dalla dinamica con cui esso avviene.

Esistono già diversi modelli in letteratura per la propagazione su fondi mobili, capaci di simulare l'evoluzione della massa della corrente detritica e l'andamento spaziale e/o temporale della quota del fondo mobile: Capart e Young (1998), Fraccarollo e Capart (2002), Armanini et al.

(2009) etc. Essi presentano un "coefficiente di entrainment" \dot{m} diverso da zero nelle equazioni generali della miscela bifasica, da (2.1) a (2.4). Evidentemente tale coefficiente viene descritto matematicamente in funzione di grandezze fisiche, caratteristiche dei debris flow e del fondo erodibile. Dalla letteratura si evince come questo coefficiente vari sensibilmente da un modello all'altro, rendendo palese la difficoltà di descrivere il fenomeno in modo univoco e fisicamente basato.

Proprio questa difficoltà incoraggia la ricerca sperimentale sulla fisica del fenomeno, tanto più che esso è complesso e frutto della sinergia di diversi contributi. Si pensi, ad esempio, allo sforzo tagliante di fondo, elemento chiave dell'entrainment; esso è il risultato di almeno tre diverse componenti (Takahashi 2007): una componente dovuta alle collisioni τ_c , una alla viscosità del fluido interstiziale τ_μ e un'altra dal peso dello scheletro solido della miscela, τ_g :

$$\tau = \tau_c + \tau_\mu + \tau_g \quad (2.28)$$

La necessità di queste ricerche è incoraggiata anche dai risultati ottenuti dall'USGS e descritti nell'articolo "Positive feedback and momentum growth during debris-flow entrainment of wet bed sediment" (Iverson et al. 2011), dove si registra, finalmente, come l'aggiunta di massa durante la fase propagativa possa determinare un fortissimo aumento della quantità di moto.

In realtà, in questo ambito di ricerca ha prodotto già molti risultati la comunità scientifica giapponese: molto conosciuti sono gli studi di Hashimoto et al. (1978) Takahashi (1987) e quelli di Egashira (2000). Purtroppo i loro modelli propagativi, includenti l'entrainment, sebbene si differenzino tra di loro su aspetti modellistici, lasciano alcuni dubbi

rispetto alla loro applicazione tal quale per ogni tipo di debris flow. Questi dubbi nascono dall'osservazione che l'entrainment viene modellato tramite un legame diretto con la concentrazione della fase solida della corrente detritica e del fondo erodibile; secondo questa modellazione una bassa concentrazione della corrente e del fondo erodibile facilitano l'entrainment e viceversa.

Tale comportamento, in prima battuta, sembrerebbe più che plausibile, ma osservando gli eventi reali, pone diversi limiti e molti dubbi. Infatti, in un modello siffatto, la corrente tende asintoticamente ad uno stato di equilibrio in cui il fronte non ha più nessuna capacità erosiva, in quanto raggiunge la concentrazione massima possibile per quelle determinate condizioni al contorno.

L'osservazione degli eventi reali e degli esperimenti dell'USGS (Iverson 2011), invece, registrano un comportamento nettamente diverso, anzi esattamente contrario. Infatti, secondo Iverson si può definire la forza netta agente sul fondo per unità di superficie, adimensionalizzata rispetto al peso, secondo la seguente formula:

$$F_{net} = \frac{\sum F_f + \sum F_b}{\rho ghA} = \sin \alpha - \cos \alpha \frac{\mu(\sigma - p)}{\sigma} - \frac{\partial h}{\partial x} \quad (2.29)$$

dove $\sum F_f$ indica la sommatoria delle forze agenti e resistenti sulla corrente e $\sum F_b$ la sommatoria delle forze agenti e resistenti sul fondo. Orbene negli esperimenti su canale con fondo erodibile, la maggiore erosione si è registrata immediatamente dopo il passaggio del fronte della corrente detritica, laddove la forza netta risultava negativa ovvero le forze d'attrito tendevano a superare le forze sollecitanti.

Inoltre, i valori di erosione registrati tendevano ad aumentare repentinamente; questo fa pensare ad un meccanismo di erosione totalmente diverso da quello modellato dalla scuola giapponese. Infatti, se questa pensa ad un più o meno graduale arricchimento della colata detritica in propagazione tramite un'erosione progressiva (vedi Figura 2.7), i risultati dell'USGS fanno pensare piuttosto ad meccanismo di erosione a blocchi (Iverson 2011).

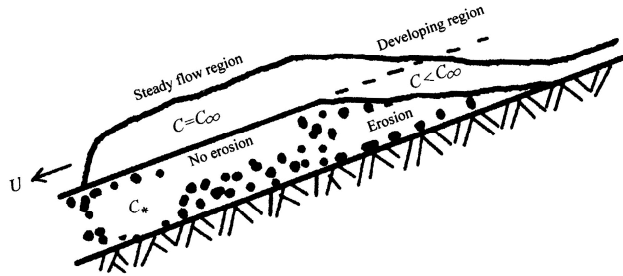


Figura 2.7 Meccanismo di erosione e propagazione previsto dal modello di Takahashi.

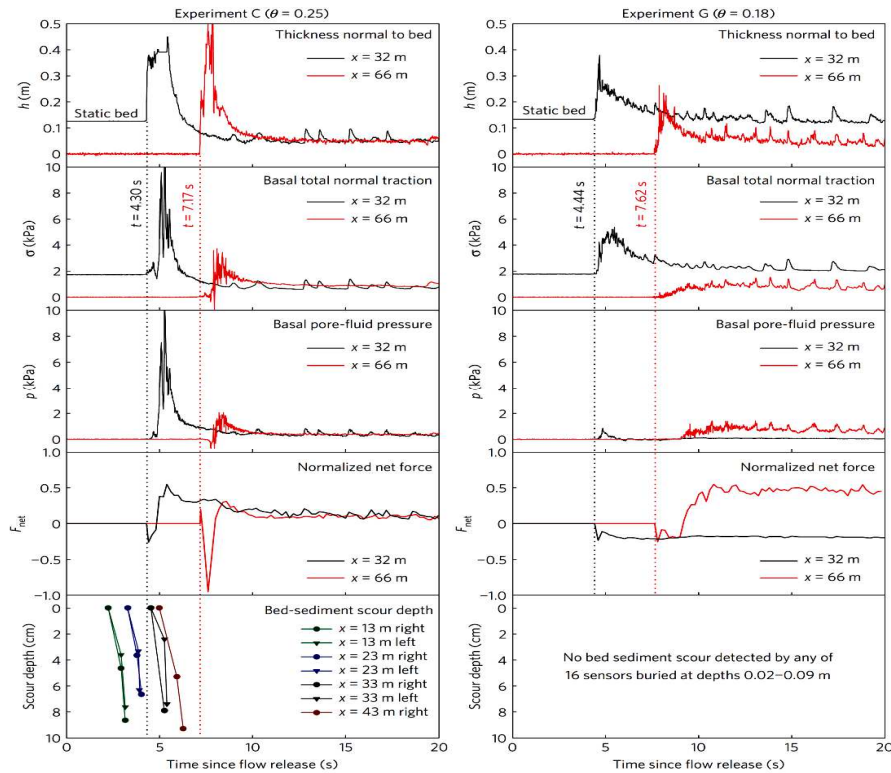


Figura 2.8 Misura dell'erosione nel canale dell'USGS in relazione con il tirante idrico h , la tensione normale σ , la pressione interstiziale di fondo p e la forza netta di fondo F_{net} . Esperimenti a differente grado di umidità θ del fondo erodibile.

Ovviamente, il modello giapponese non è da scartare a priori, anzi può essere quello che meglio descrive l'entrainment nei casi in cui esso avviene gradualmente, a causa di una corrente a bassa concentrazione detritica. Si ritiene utile, a tale scopo, esplicitare le differenti condizioni al contorno considerate da parte degli scienziati giapponesi e da parte di quelli statunitensi dell'USGS.

Gli esperimenti di Egashira (2000) sono stati eseguiti a scala ridotta, in laboratorio, su materiale monogranulare, prevedendo la possibilità di variare la pendenza del fondo erodibile. Gli esperimenti di Iverson, invece, sono stati eseguiti in scala reale, su materiali naturali di diversa composizione granulometrica, gli stessi presentati nel paragrafo precedente (SG ed SGM). In questi esperimenti, inoltre, si è variato di volta in volta il grado di umidità θ del fondo erodibile, dimostrando la grande influenza che questo ha sulla magnitudo del fenomeno erosivo. In particolare, come si può osservare nella Figura 2.8, un fondo umido determina un aumento sensibile dell'erosione e quindi della quantità di moto, mentre i fondi secchi tendono ad ostacolare o addirittura impedire il fenomeno. L'aumento di velocità del fronte di colata in funzione del contenuto d'acqua del fondo erodibile era già stata dimostrata, nel 1992, da Lanzoni (1992) in un apparato sperimentale di laboratorio.

Tornando agli esperimenti dell'USGS, c'è da rilevare però, che al contrario degli esperimenti giapponesi, non viene indagata l'influenza della variazione di pendenza, in quanto gli esperimenti sono stati tutti eseguiti al valore di 31° . La cosa non è di poco conto, considerando che la pendenza riveste un ruolo fondamentale nel processo di erosione, come dimostrato già da Jaeggi e Pellandini (1993). In altri termini alcuni autori hanno indagato maggiormente il ruolo della pendenza, mentre gli statunitensi hanno focalizzato l'attenzione sul grado di umidità del fondo erodibile. E' intuibile che è da ricercare un connubio tra i due approcci, cercando di analizzare l'influenza contemporanea del grado di umidità e della pendenza non solo rispetto alla magnitudo dell'erosione, ma anche, e forse soprattutto, rispetto alla sua dinamica; le condizioni per cui si sviluppa un fenomeno erosivo "a blocchi" piuttosto che un'erosione graduale e progressiva, non possono rimanere ignote.

Come già accennato, tale dinamica erosiva non può prescindere dalle tensioni di interfaccia tra la corrente detritica in transito e il fondo erodibile. Per quanto riguarda le tensioni normali e le tensioni neutre, la tecnologia ha fornito da tempo ottimi strumenti di misura. Una nuova

frontiera per la ricerca, invece, rappresenta la misura diretta dello sforzo tagliante di interfaccia con il fondo; pochi esperimenti sono stati fatti in tal senso e con diversi limiti di indagine, come esposto nel paragrafo 2.2.2. Ad oggi, tutti i modelli di propagazione esistenti ricorrono alla determinazione indiretta di tale sforzo; il modello di Iverson, ad esempio, prevede uno sforzo alla Coulomb, ma lo stesso autore indica come necessaria un'affidabile misura diretta.

3 IL MODELLO SPERIMENTALE

L'obiettivo di eseguire la misura diretta dello sforzo tagliante di fondo ha richiesto la realizzazione di uno strumento ad hoc. Come accennato nei capitoli precedenti, questo tipo di misura è stato già realizzato in esperimenti di campo (McArdell 2007), ma le metodologie e le strumentazioni adoperate non sono del tutto chiare. Inoltre, in laboratorio, ci si è posti l'obiettivo di avere flessibilità nella scelta della pendenza e della scabrezza di fondo del canale da assegnare ad ogni singolo esperimento. Per questo motivo, per realizzare lo strumento di misura, si è dovuto prima passare per la fase progettuale. In questo capitolo si esporrà dapprima il criterio base su cui si è sviluppata la progettazione; quindi si passerà alla descrizione dei singoli elementi strumentali che costituiscono l'impianto elettromeccanico; infine, si descriverà il modello idraulico idoneo a simulare gli esperimenti che su tale impianto vengono effettuati.

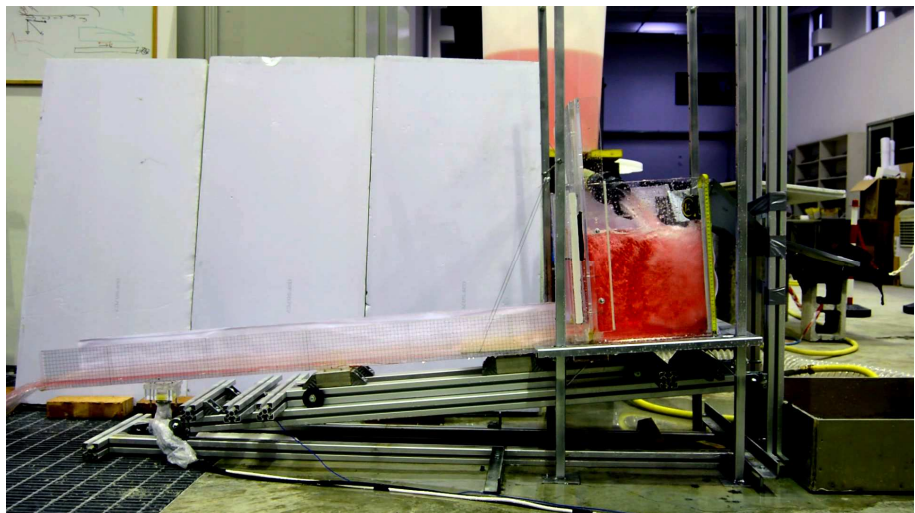


Figura 3.1 Visione di insieme dell'impianto elettromeccanico durante un esperimento

3.1 L'IDEA PROGETTUALE

L'obiettivo di misurare direttamente un fenomeno fisico non ha mai una soluzione banale ed immediata. Molte sono le condizioni al contorno che indirizzano la ricerca verso una scelta piuttosto che l'altra. Tra queste, certamente, giocano un ruolo fondamentale la semplicità della misura, la sua ripetibilità e precisione e la flessibilità dello strumento ad adattarsi a diverse condizioni di partenza. Nell'ambito della ricerca, inoltre, non sono secondari l'aspetto economico e la visione sugli sviluppi futuri delle realizzazioni in atto. Ovviamente tra tutte queste condizioni va ricercato il giusto compromesso, prediligendo a volte l'una rispetto all'altra. Ciò che, però, non può essere perso di vista è l'obiettivo principale, ovvero la misura del fenomeno fisico. Nel nostro caso l'obiettivo era la misura diretta dello sforzo tagliente che si sviluppa tra una corrente in propagazione e il fondo su cui essa scorre. Ovviamente la misura doveva essere non invasiva per cui era impensabile applicare un dispositivo di misura direttamente all'interfaccia tra corrente e fondo; oggi, infatti, la tecnologia non offre ancora dei dispositivi capaci di misurare degli sforzi in una corrente liquida senza perturbarne il moto. Ma, se la misura dello sforzo non era possibile esattamente lì dove esso si sviluppa, era però possibile pensare di "trasferirla" altrove.

Infatti, considerando il fondo del canale infinitamente rigido, le generiche sollecitazioni effettuate sulla sua superficie determinano uno spostamento uniforme per tutti i suoi punti. In particolar modo, però, a noi interessavano le sollecitazioni taglienti, ovvero quelle aventi direzione parallela al fondo del canale. Si è pensato, dunque, di adottare uno schema vincolare capace di disaccoppiare lo sforzo generico in due componenti, una normale e l'altra parallela al fondo. A tal scopo ci si è avvalsi delle proprietà della ruota che, come noto, reagisce al generico sforzo con una reazione normale al suo punto di appoggio. Lo schema pensato è il seguente:

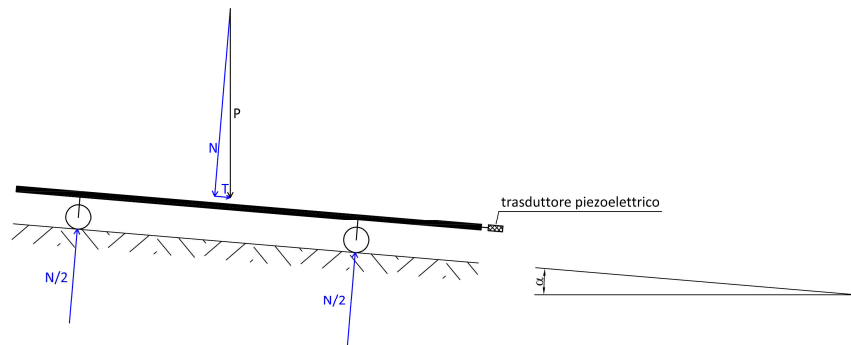


Figura 3.2 Schema progettuale

La generica forza P applicata al fondo infinitamente rigido, si scompone in una componente normale N e in una componente tagliante T . La componente N viene equilibrata dalle reazioni vincolari delle ruote solidali al canale, mentre la componente T risulta equilibrata dalla presenza del trasduttore piezoelettrico, che ne misura il valore. Nello specifico, il trasduttore registra la forza per il tramite dello spostamento che essa produce al canale. Come già detto, per l'ipotesi di mezzo infinitamente rigido lo spostamento sarà costante per tutti i suoi punti. Ovviamente, in tal modo, il trasduttore piezoelettrico misura una forza concentrata e non una tensione. A questa si giunge suddividendo il valore della forza concentrata per l'area effettiva del canale sul quale scorre la corrente liquida. Si giungerà dunque alla misura di una tensione media τ_m

3.2 L'IMPIANTO ELETTROMECCANICO

Gli elementi che caratterizzano la strumentazione utilizzata sono molteplici e di varia natura. Nel loro complesso essi costituiscono un impianto elettromeccanico in cui, appunto, gli elementi meccanici ed elettronici interagiscono tra di loro per la realizzazione degli esperimenti e la misura dei fenomeni idrodinamici, in particolare della tensione τ_m . Nel seguito saranno illustrati i diversi componenti, cercando di fornire le informazioni necessarie a comprendere le ragioni della loro presenza nel sistema complessivo.

3.2.1 Telaio in alluminio

Il primo passo verso la costruzione dell'impianto elettromeccanico ha previsto la realizzazione di un opportuno telaio che fungesse da sostegno alla struttura sovrastante, ma che consentisse allo stesso tempo variazioni di pendenza. Per rispettare le indicazioni dell'idea progettuale, si è pensato di realizzare un telaio "fisso", che simulasse il vincolo piano inclinato della Figura 3.2 e un telaio mobile che potesse scorrere su di esso (gli spostamenti ammissibili sono dell'ordine dei μm). Il telaio "fisso" è definito tale perché saldamente vincolato al suolo tramite dei tasselli e non perché non abbia componenti regolabili. Infatti, tramite dei nodi a cerniera, è possibile regolare a piacere la pendenza, da un minimo di 0.8° a un massimo di 45° . Queste connessioni (illustrate in Figura 3.4) consentono l'inclinazione a piacere del piano, ma anche il bloccaggio una volta raggiunta la pendenza desiderata.

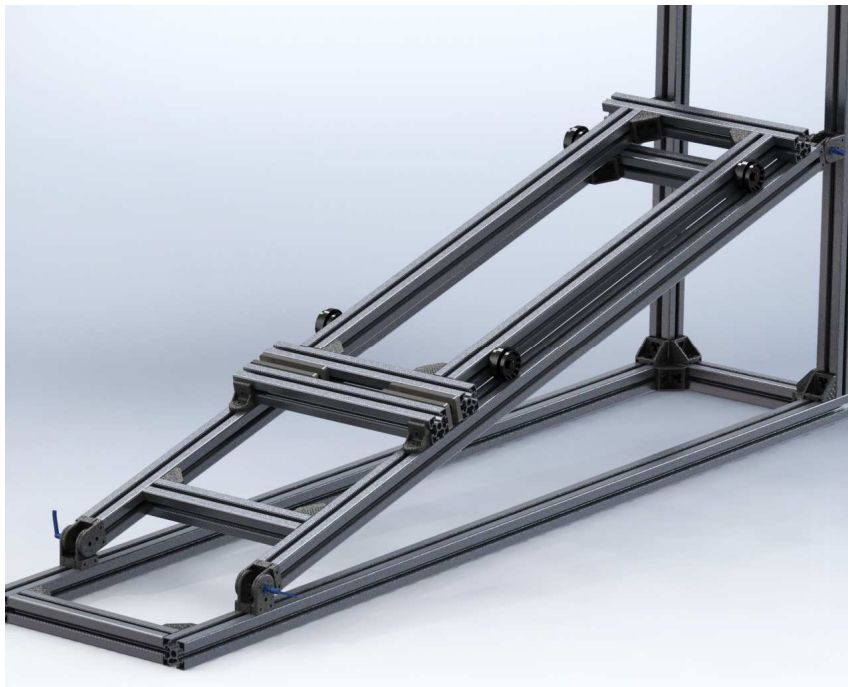


Figura 3.3 Render di progetto del telaio in alluminio



Figura 3.4 Telaio in alluminio appena realizzato, non ancora fissato al suolo.

Gli elementi che costituiscono il telaio, sono realizzati attraverso l'utilizzo di profilati modulari in alluminio Bosch di tipo Rexroth 45x45 mm, e si estendono per una lunghezza di 180 cm per la parte orizzontale e 150 cm per quella verticale. Con lo stesso materiale è realizzato il telaio "mobile". Esso è munito di ruote ed è collocato sulla porzione inclinata del telaio fisso. Gli unici elementi di collegamento tra il telaio fisso e quello mobile sono le ruote e il trasduttore piezoelettrico, proprio come pensato nello schema iniziale.

Una particolare attenzione ha richiesto la progettazione e realizzazione della sede di alloggiamento del sensore (Figura 3.4 b). Infatti, per garantire l'efficienza della misura, sul sensore devono scaricare solo carichi diretti lungo il suo asse, limitando al minimo i contributi torcenti. Per fare ciò si sono adoperati due profilati perfettamente paralleli e complanari, tra i quali è stato posto il sensore, bloccato con un sistema di dadi e controdadi. Per garantire la complanarità dei due profilati, si è ricorso ad opportuni spessori negli elementi di incastro. Uno dei due profilati fa parte del telaio mobile; l'altro è invece vincolato al telaio fisso (profilato a sinistra nella Figura 3.5 b) e impedisce lo spostamento indefinito a valle del telaio mobile. Come già detto, gli unici spostamenti

ammissibili sono quelli consentiti dalla deformazione del trasduttore piezoelettrico che sono nell'ordine dei μm .

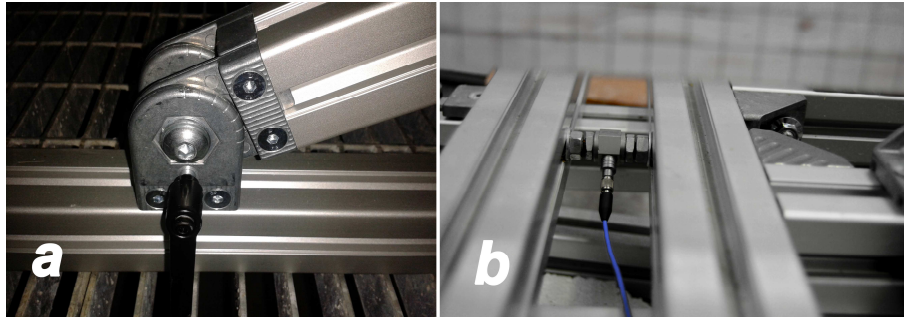


Figura 3.5 Particolari di una cerniera utile alla regolazione della pendenza del telaio (a) e di un sensore piezoelettrico fissato ai due profilati (b).

Come già scritto, anche il punto di appoggio delle ruote mette in contatto il telaio “mobile” e il telaio “fisso”. Nello specifico sono state usate delle ruote dotate di cuscinetti a sfera, in plastica dura a bassa deformabilità.

A questo punto c'è da precisare che lo schema di Figura 3.2 è uno schema “ideale”, in cui le ruote sono infinitamente rigide. In realtà sia le ruote che il piano di appoggio sono entrambi deformabili. Tale deformazione, pur essendo minima, teoricamente potrebbe incidere sull'equilibrio delle forze poiché determina l'originarsi di un attrito volvente R , il cui valore dipende dalla seguente formula:

$$R = \frac{Nb}{r} \quad (3.1)$$

dove N è lo sforzo normale applicato nel baricentro della ruota, b è il braccio tra la reazione vincolare della superficie d'appoggio e il punto di applicazione della componente normale N (coincidente con il baricentro della ruota) ed r è il raggio della ruota.

Al variare dei materiali e quindi della loro deformabilità varierà il valore di b (anche detto coefficiente d'attrito volvente) e quindi anche R assumerà dei valori diversi.

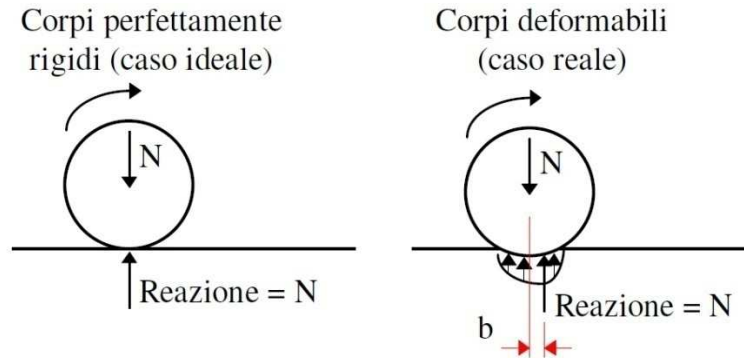


Figura 3.6 Confronto tra un moto di puro rotolamento nel caso ideale e nel caso reale.

In Figura 3.6 è evidente come la situazione vari dal caso ideale al caso reale. La scelta della ruota in plastica rigida e del piano in alluminio si è basata sull'esigenza di ridurre al minimo la deformazione reale in modo da avere un attrito volvente trascurabile. Per i materiali scelti e le sollecitazioni previste su ogni singola ruota, si è stimato un attrito volvente di magnitudo pari al massimo all'1% dello sforzo di taglio sollecitante il canale durante gli esperimenti.

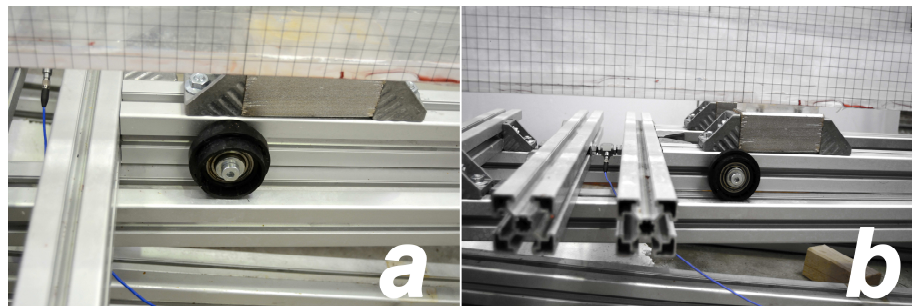


Figura 3.7 Particolare di una ruota nel binario di scorrimento (a) e del sistema di collegamento col sensore piezoelettrico (b).

3.2.2 Sensori piezoelettrici

I sensori dinamici di pressione, grazie alla loro versatilità, sono impiegati in vari campi ogni qual volta si richiedano misure accurate di pressione, forza ed accelerazione. In generale, tali sensori si dividono in due categorie: piezoelettrici e piezoresistivi. I primi sfruttano la caratteristica propria di alcuni materiali cristallini di indurre uno spostamento di cariche se sollecitati da un'azione esterna; tale migrazione, con l'utilizzo di un apposito circuito, può essere tradotta in differenza di potenziale. Una caratteristica particolare di questi sensori è, tra l'altro, il brevissimo tempo di risposta (qualche millisecondo), per cui sono usati per le misure di eventi dinamici. Nell'eventualità in cui la sollecitazione sia costante, però, il cristallo non produce un nuovo segnale e l'ultimo output registrato tende a diminuire secondo una legge esponenziale di scarico. I sensori piezoresistivi, invece, non hanno questo problema, ma di contro hanno dei tempi di risposta molto più alti.

Nel nostro caso la scelta è caduta su un sensore di tipo piezoelettrico perché, nell'ottica futura di eseguire esperimenti con miscele bifasiche, l'alta velocità di risposta del sensore diventa fondamentale per la misura dei contributi collisionali tra le particelle solide e il fondo del canale. Ad ogni modo, il sensore scelto, benché sia piezoelettrico, ha una curva di scarico molto lunga che, in caso di sforzi costanti, determina una perdita del segnale davvero trascurabile considerando i tempi caratteristici degli esperimenti previsti in questo studio. Su questo punto torneremo in seguito.

Nel caso in esame, si è scelto un sensore piezoelettrico prodotto dalla PCB® Piezotronics (modello 208C04) già mostrato in Figura 3.5 b. L'elemento sensibile di questo trasduttore, inscatolato e precaricato in una struttura in acciaio, è realizzato in quarzo, elemento naturale stabile e molto rigido che rende questi tipi di trasduttori idonei alla misurazione di piccole pressioni idrauliche e pneumatiche. La rigidità del cristallino (dell'ordine dei 10^{11} N/m²) è paragonabile a quella dell'acciaio e quindi elevata, di conseguenza anche sollecitazioni di piccola intensità sono in grado di generare un segnale in uscita misurabile.

Sensori di forza ICP® incorporano un amplificatore microelettronico. Questo serve per convertire carica in uscita ad alta impedenza in un segnale di tensione a bassa impedenza per l'analisi o la registrazione. I sensori ICP®, alimentati da una sorgente di corrente continua, operano su cavi coassiale o lungo cavi ordinari senza degradazione del segnale. Il

segnale di tensione a bassa impedenza non è affetto dal rumore triboelettrico del cavo o da rumori ambientali.

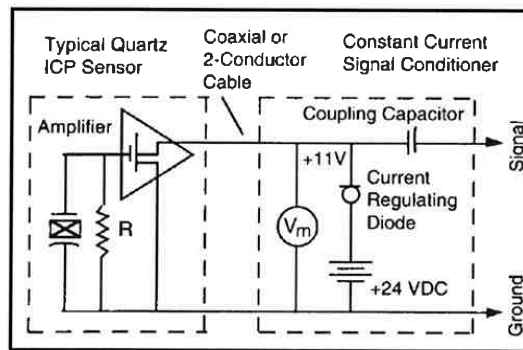


Figura 3.8 Schema tipico dei sensori ICP® (PCB® Piezotronics).

Altro fattore determinante nella scelta di tale tipologia di sensori è stato il fondo scala, ossia il massimo valore che può essere misurato dallo strumento durante la prova; in particolare, esso è pari a 1000 lb (4.448 kN) per sollecitazioni di compressione e a 500 lb (2.224 kN) nel caso di sollecitazioni di trazione.

Con sensori di questo tipo, sono due i fattori di cui tener conto quando avviene l'acquisizione di un segnale:

- la Costante di Scarica o DTC (*Discharge Time Constant*);
- la costante di tempo del circuito, ossia il tempo richiesto per caricare il condensatore, di cui non si deve tener conto nel caso del *DC coupling (uso in corrente continua)*.

La cosiddetta DTC (*Discharge Time Constant*) o Costante di Scarica è definita come il tempo necessario al sistema di misura per attenuare il segnale fino al 37% del valore originario. È quindi un intervallo temporale dopo il quale il sensore, se sottoposto a una forza costante, praticamente “si resetta” poiché la carica tende ad annullarsi, con una velocità che dipende dalla resistenza del circuito elettrico. Come illustrato in Figura 3.88, un sensore ICP® è sostanzialmente assimilabile ad un circuito RC, in cui la carica è accumulata in un condensatore e nel quale, dopo un istante iniziale, comincia a dissiparsi seguendo la curva caratteristica illustrata in Figura 3.9:

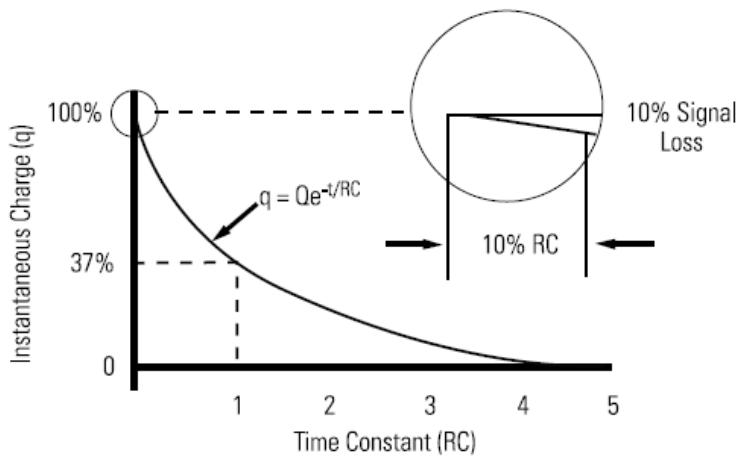


Figura 3.9 Legge esponenziale di attenuazione del segnale (PCB® Piezotronics).

Quindi, se la DTC è ragionevolmente elevata (come per il sensore in questione, per il quale è ≥ 2000 s) non si hanno attenuazioni considerevoli della misura anche nel caso di brevi istanti in cui la sollecitazione rimane costante.

Relativamente alla costante di tempo del circuito, è invece necessario introdurre due tipi di accoppiamento, i quali permettono la trasmissione del segnale dal sensore all'elaboratore grazie ad un trasferimento di energia elettrica da un sistema ad un altro.

Le due tipologie possibili sono:

- *AC coupling* (accoppiamento in corrente alternata), condizione di accoppiamento in cui non viene trasmessa la componente continua del segnale elettrico;
- *DC coupling* (accoppiamento in corrente continua), condizione di accoppiamento in cui viene trasferita oltre alla componente variabile del segnale elettrico anche quella statica.

Quando i sensori lavorano in AC, il tempo di scarica può essere limitato dall'impedenza dei diversi componenti rappresentati in Figura 3.8. Lavorando in DC, invece, il tempo di scarica è determinato solo dalle caratteristiche intrinseche del sensore. Dato che il nostro sensore ha un tempo di scarica altissimo (>2000 s), si è deciso di lavorare in DC.

Note quindi le principali caratteristiche dei sensori piezoelettrici, è ora opportuno illustrare la modalità attraverso la quale il segnale viene trasmesso all'elaboratore. Avendo adottato dei sensori ICP®, lo schema di funzionamento del sistema prevede l'interposizione tra i sensori e l'elaboratore di un condizionatore (come illustrato in Figura 3.10), con lo scopo di amplificare il segnale.

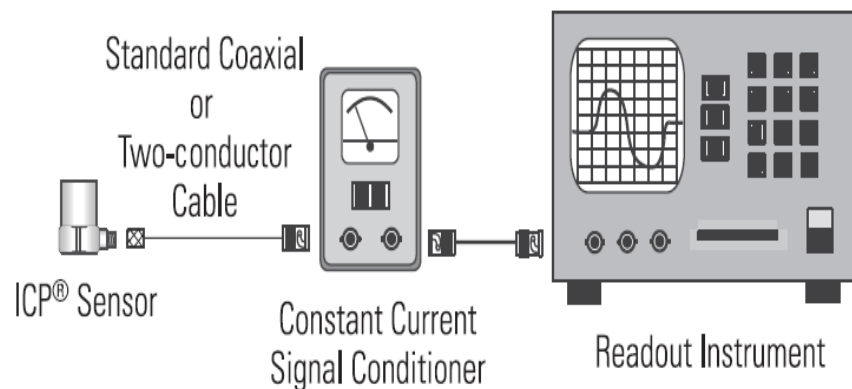


Figura 3.10 Schema di funzionamento di un sistema di condizionamento ICP® (PCB® Piezotronics).

3.2.3 Condizionatori di segnale

Come riportato in figura 3.8, il sensore piezoelettrico è collegato ad un condizionatore di segnale, anch'esso prodotto dalla PCB® Piezotronics (modello 410B01); con la funzione di amplificare il segnale per far sì che il rumore abbia poco peso in fase di lettura della misura. Il condizionatore è alimentato con due batterie al piombo collegate in serie, ciascuna con voltaggio pari a 12 V (come si evince dalla Figura 3.11).

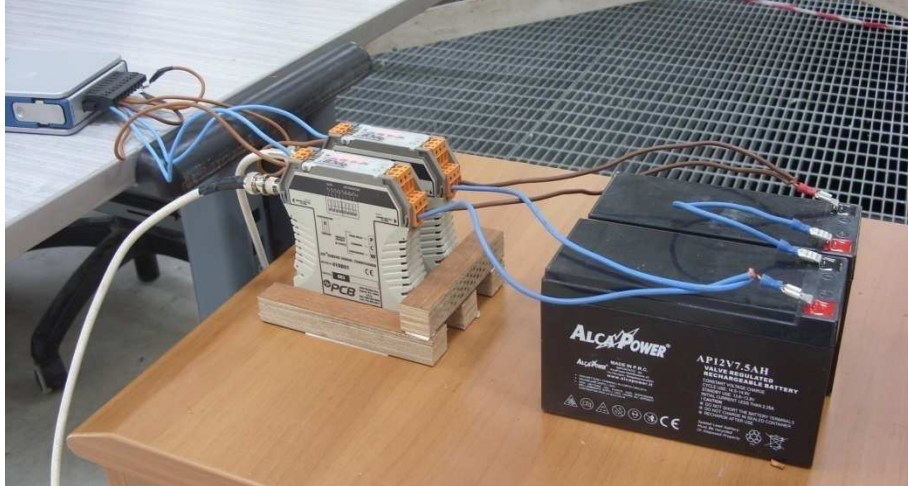


Figura 3.11 Condizionatori di segnale connessi alle batterie e alla scheda di acquisizione.

3.2.4 Scheda di acquisizione

La scheda di acquisizione legge il segnale elettrico, e provvede alla sua registrazione. Nel caso in esame si fa uso di un dispositivo prodotto dalla National Instruments (modello 9215), con 4 ingressi analogici capaci di leggere segnali in tensione tra -10 e 10 V, a campionamento simultaneo da 100 kS/s (Figura 3.123.12).



Figura 3.12 Scheda di acquisizione.

3.2.5 Canale in metacrilato

Il canale dedicato alla propagazione della corrente liquida è realizzato con lastre di metacrilato (commercialmente noto come Plexiglas®). Esso costituisce un elemento centrale dell'intero sistema, in quanto è la sede delle tensioni taglienti che si vogliono misurare. La corrente, infatti, propagandosi sul canale, sviluppa delle tensioni tangenziali di interfaccia che applicate al fluido hanno verso opposto al moto; considerando le stesse tensioni come applicate non al fluido, ma al canale, il verso sarà concorde al moto (Figura 3.13). Dall' idraulica sappiamo che, per moti unidimensionali, il loro valore puntuale è pari a:

$$\tau = -\mu \frac{dv}{dn} = \gamma J R \quad (3.2)$$

dove μ è la viscosità dinamica del fluido, γ il peso specifico, n la direzione normale al fondo, v la velocità del fluido di direzione parallela al fondo, R il raggio idraulico e J la cadente piezometrica.

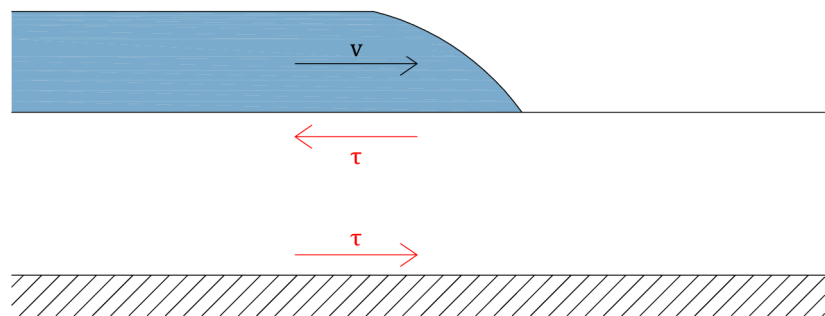


Figura 3.13 Schematizzazione del fluido in movimento e delle tensioni taglienti al fondo.

La scelta del materiale è ricaduta sul metacrilato grazie alla sua caratteristica di essere trasparente. Questo consente l'osservazione della cinematica del moto della corrente durante gli esperimenti.

Il modulo elastico, pari a circa 3000 N/mm^2 e lo spessore pari ad 1 cm , garantiscono l'accettabilità dell'ipotesi di mezzo rigido, considerando che le sollecitazioni massime previste sono nell'ordine dei 500 N/m^2 .

Le dimensioni del canale non sono state scelte a caso ma, in correlazione con altri parametri del sistema generale, come la portata, sono quelle che consentono di realizzare una condizione di moto “quasi permanente”. Su tale aspetto ci si soffermerà nel paragrafo in cui verrà descritto il modello analitico di simulazione degli esperimenti. Inoltre, la pratica di laboratorio e le esigenze costruttive hanno contribuito a determinare le dimensioni definitive che sono riportate nella figura a seguire:

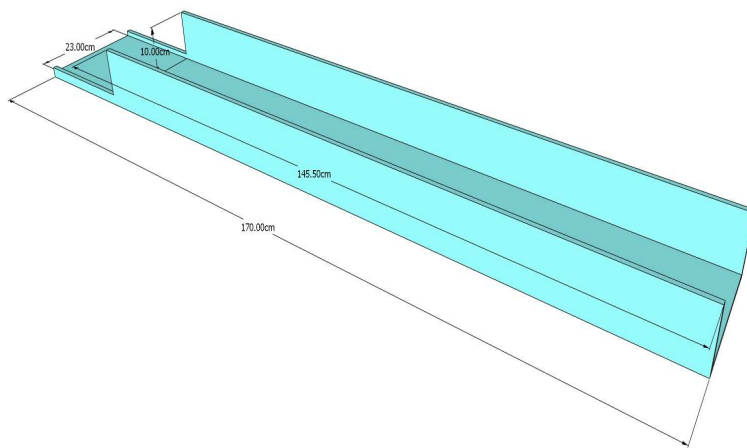


Figura 3.14 Particolare progettuale del canale in metacrilato

Il canale, a seguito delle sollecitazioni ad esso applicate dalla corrente, il subisce uno spostamento rigido infinitesimale. Tale spostamento è trasferito al telaio mobile, su cui poggia, e quindi al trasduttore piezoelettrico che, tramite questo spostamento, registrerà una forza concentrata. Dividendo il valore di tale forza per l'area effettiva del canale sul quale scorre la corrente liquida, si giunge alla misura della tensione media τ_m .

Come già detto nel paragrafo 3.1, i sensori assorbono solo la componente tangenziale T degli sforzi applicati, mentre le ruote si oppongono alla componente normale al piano, che in questo modo non influenza i valori misurati.

3.2.6 Serbatoio esterno

Per garantire l'alimentazione del canale con una portata idrica costante per un fissato limite di tempo, è stato necessario fornire il sistema di un serbatoio in quota.

Esso è realizzato con materiale plastico ed ha una forma troncoconica (Figura 3.15) con un volume W pari a 0.120 m^3 . Con semplici considerazioni geometriche si è determinata la relazione che sussiste tra il tirante idrico e il volume di acqua contenuta nel serbatoio. Questa relazione, come vedremo, è stata implementata nel modello analitico di simulazione degli esperimenti.



Figura 3.15 Serbatoio esterno collegato ad una tubazione in pressione.

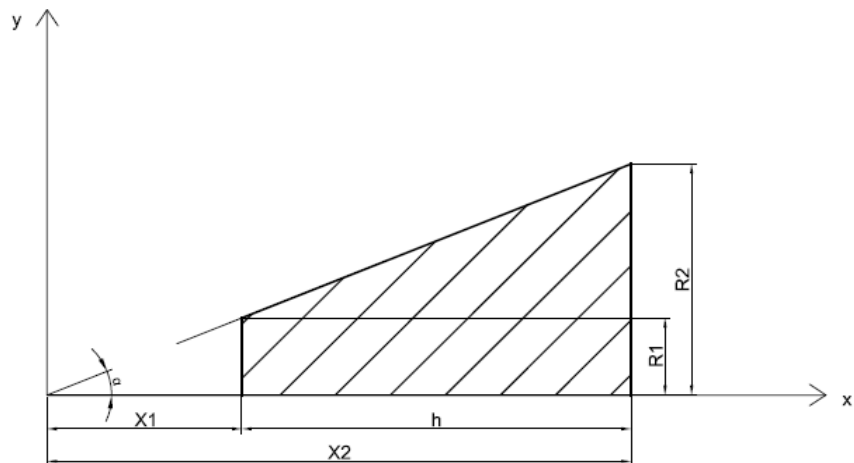


Figura 3.16 Parametri geometrici del serbatoio esterno; metà sezione longitudinale.

Data la forma troncoconica, considerando metà della sezione longitudinale si ha:

$$R_2 : (h + x_1) = R_1 : x_1 \quad (3.3)$$

dove R_1 e R_2 sono rispettivamente i raggi della base inferiore e della base superiore del serbatoio. Dalla (3.3) si ricava:

$$x_1 = \frac{-hR_1}{R_1 - R_2} \quad (3.4)$$

$$x_2 = x_1 + h \quad (3.5)$$

$$\tan \alpha = \frac{R_2}{(x_1 + h)} \quad (3.6)$$

A questo punto, per valutare il W di acqua contenuto nel serbatoio in corrispondenza del generico tirante idrico h_* , si deve valutare il volume del solido di rotazione in funzione di x . Ricordando che l'area della sezione trasversale è:

$$S(x) = \pi R^2(x) \quad (3.7)$$

e che

$$R(x) = x \tan \alpha \quad (3.8)$$

e definendo

$$h_* = x_* - x_1 \quad (3.9)$$

si ottiene:

$$W(x_*) = \int_{x=x_1}^{x=x_*} S(x) dx = \tan^2 \alpha \cdot \frac{\pi}{3} \cdot (x_*^3 - x_1^3) \quad (3.10)$$

Come detto, il serbatoio è la fonte iniziale di alimentazione dell'intero sistema. Dal suo fondo, infatti, si diparte un breve tratto di condotta, in materia plastica, lungo 0.5 m, che arriva nella vasca di carico descritta al paragrafo successivo. Tale condotta presenta un raccordo curvo alla giunzione con il serbatoio e una valvola a totale apertura all'altra estremità.

Dunque, per calcolare la portata Q_v fuoriuscente dal serbatoio bisognerà tener conto sia delle perdite di carico distribuite che di quelle concentrate. L'equazione del moto sarà:

$$\Delta H = JL + \zeta_1 \frac{V^2}{2g} + \zeta_2 \frac{V^2}{2g} \quad (3.11)$$

dove ζ_1 è il coefficiente per le perdite di carico concentrate nella valvola e ζ_2 per le perdite di carico concentrate nel raccordo.

Considerando poi, come formula di resistenza, l'equazione di Darcy

$$J = \frac{\beta K Q^2}{D^5} \quad (3.12)$$

si ottiene

$$\Delta H = \frac{\beta K Q^2}{D^5} L + \zeta_1 \frac{Q^2}{2A_1^2 g} + \zeta_2 \frac{Q^2}{2A_2^2 g} \quad (3.13)$$

e quindi

$$Q_r = \sqrt{\frac{\Delta H}{\frac{\beta K L}{D^5} + \frac{8\zeta_1}{D_1^4 \pi^2 g} + \frac{8\zeta_2}{D_2^4 \pi^2 g}}} \quad (3.14)$$

dove K rappresenta il coefficiente di invecchiamento delle tubazioni (posto in questo caso pari ad 1 poiché nuove), mentre L e D rispettivamente la lunghezza e il diametro della condotta, D_1 il diametro interno della valvola, D_2 quello del raccordo. Il pedice r sta per "reservoir".

Nello specifico, D_1 e D_2 sono stati scelti pari a D , ovvero 5 cm, per cui la (3.13) diventa:

$$\Delta H = \frac{\beta K Q^2}{D^5} L + \zeta \frac{Q^2}{2A^2 g} \quad (3.15)$$

E la (3.14) si semplifica in:

$$Q_r = \sqrt{\frac{\Delta H}{\frac{\beta K L}{D^5} + \frac{8\zeta}{D^4 \pi^2 g}}} \quad (3.16)$$

dove $\zeta = \zeta_1 + \zeta_2$

3.2.7 Vasca di carico e paratoia di alimentazione del canale

A monte del canale di misura è posta una vasca di carico, con una capacità massima di invaso pari a circa 0.06 m^3 . Al fondo di tale vasca è stato realizzato un foro di forma rettangolare, con sistema di apertura a paratoia. Sul lato opposto alla paratoia è stato realizzato uno stramazzo Cipolletti. Questo sistema riceve in ingresso l'acqua proveniente dal serbatoio esterno; in uscita rilascia l'acqua verso il canale di misura attraverso la paratoia e, quando il tirante idrico supera l'altezza dello stramazzo, l'acqua in surplus verso l'esterno del sistema.

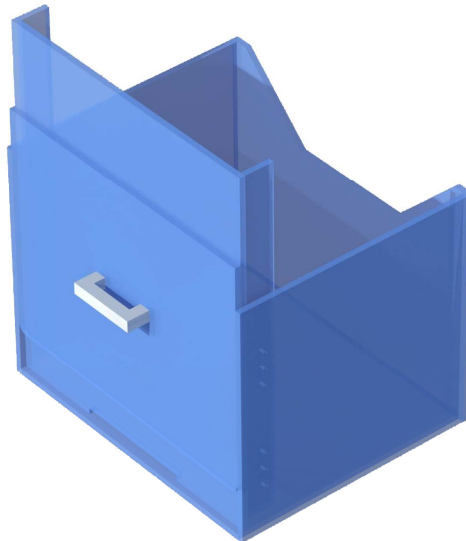


Figura 3.17 Particolare progettuale della vasca di carico con stramazzo Cipolletti



Figura 3.18 Foto della vasca con dettaglio dello stramazzo Cipolletti.

La necessità di introdurre uno stramazzo all'interno della vasca è giustificata dall'esigenza di mantenere il carico sulla paratoia pressoché costante per un certo numero di secondi. In tal modo rimane costante anche la portata nel canale misuratore, posto a valle della paratoia.

La scelta della tipologia di stramazzo non è stata casuale, ma volta a minimizzare le oscillazioni del tirante all'interno della vasca. Per fare questa scelta si sono confrontate le tre tipologie di stramazzo più comuni: un semplice stramazzo Bazin (stramazzo rettangolare) con base pari a 0.21 m, un Tomson (stramazzo triangolare) con inclinazione dei lati pari a 45° e un Cipolletti (stramazzo a sezione trapezia), sempre con base 0.21 m e un angolo di inclinazione di 45°:

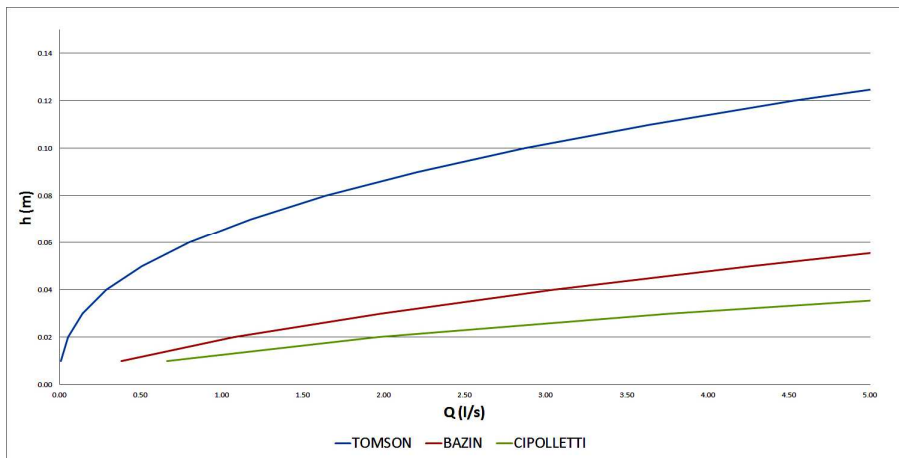


Figura 3.19 Confronto delle leggi di efflusso degli stramazzi Bazin, Tomson e Cipolletti

Come mostrato in figura 3.19, lo stramazzo che presenta le minori oscillazioni di tirante al variare della portata effluente è il Cipolletti. Esso è uno stramazzo a sezione trapezia con lati di pendenza $\frac{1}{4}$ rispetto alla verticale, per il quale il coefficiente di efflusso $c_{s1} = 0.415$. La portata stramazziante è definita attraverso la seguente formula:

$$Q_{plus} = c_{s1} \frac{b_{min} + b_{max}}{2} h_{plus}^{3/2} \sqrt{2g} \quad (3.17)$$

e dunque è proporzionale al tirante elevato a $3/2$.

Tornando alla portata della paratoia, che andrà a confluire nel canale di misura, essa sarà:

$$Q_c = c_{s2} \cdot b \cdot a \cdot \sqrt{2gh} \quad (3.18)$$

Dove h è il carico totale sulla paratoia, il pedice c indica “channel” e il coefficiente di efflusso c_{s_2} è pari a 0.611.

L’insieme della paratoia, dello stramazzo e della portata proveniente dal serbatoio esterno, opportunamente dimensionato consente il mantenimento di una portata pressoché costante nel canale di misura.

3.2.8 Videocamera full HD

Tutti gli esperimenti effettuati sono stati registrati con una videocamera full HD, con una risoluzione di 1920x1080 pixels e una frequenza di 25 frame al secondo a scansione progressiva. In tal modo sono stati registrati tutti i tempi caratteristici degli esperimenti, come la durata totale, il tempo di svuotamento del serbatoio esterno, il tempo in cui c’è una portata stramazante, il tempo trascorso tra l’apertura della valvola e l’apertura della paratoia. La loro conoscenza è stata fondamentale perché sono parametri chiave del modello di simulazione analitica degli esperimenti. Inoltre i video hanno registrato l’evoluzione temporale del profilo di corrente nel canale di misura e del tirante idrico sulla paratoia; questo ha permesso una verifica della bontà della simulazione matematica, operando il confronto tra i profili e i tiranti attesi e quelli registrati.

3.3 IL MODELLO ANALITICO

L'insieme degli strumenti descritti al paragrafo precedente è stato assemblato in modo seriale costituendo l'impianto elettromeccanico di misura, che schematicamente può riassumersi nella seguente figura:

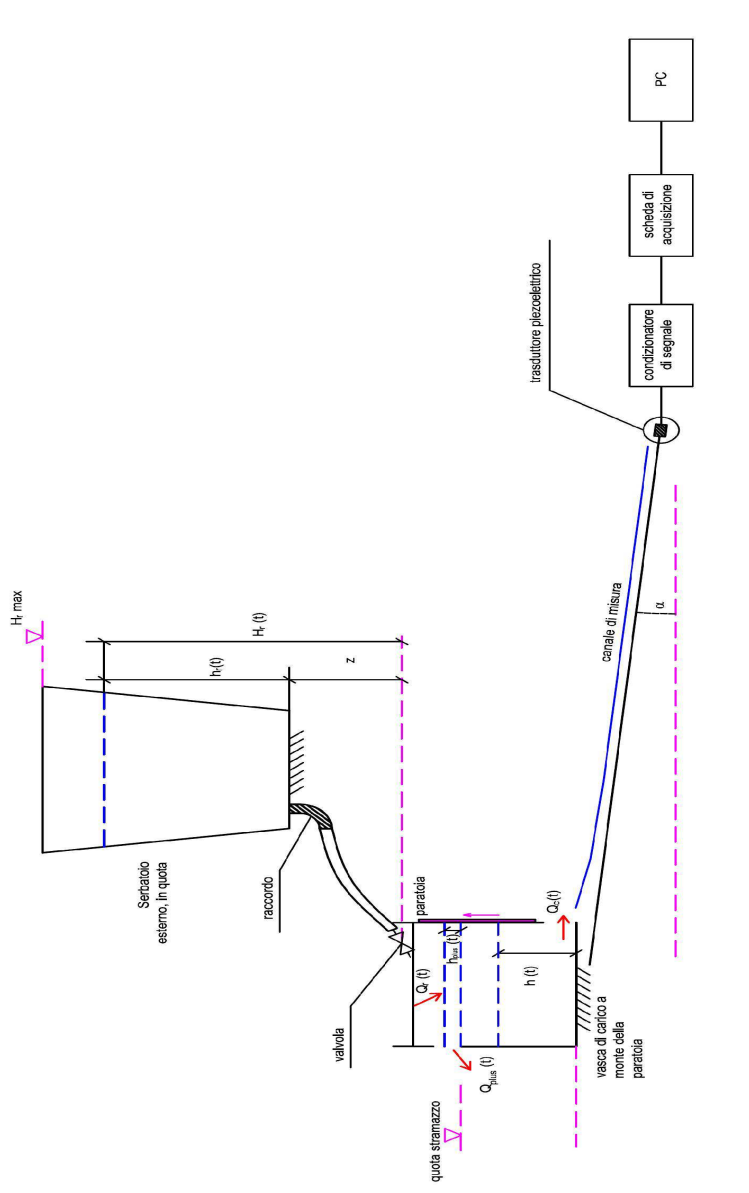


Figura 3.20 Impianto elettromeccanico: schema di insieme degli elementi costitutivi

Al fine di verificare l'accuratezza di questo strumento è stato necessario confrontare le misure da esso fornite con i valori attesi dalla teoria idraulica. È stato costruito, dunque, un modello capace di simulare analiticamente gli esperimenti eseguiti.

Per procedere all'illustrazione di questo modello è utile dapprima riassumere i vari passaggi standard che si sono eseguiti nella realizzazione di ogni esperimento:

- Inclinazione del canale alla pendenza prescelta;
- Misura della quota del serbatoio rispetto alla vasca di carico;
- Eventuale apposizione di carta vetro al fondo del canale;
- Riempimento completo del serbatoio esterno;
- Riempimento della vasca di carico, fino alla quota di stramazzo;
- Azzeramento del segnale tramite il condizionatore;
- Avvio della registrazione analogica;
- Avvio della registrazione video;
- Apertura della valvola della condotta in pressione;
- Apertura della paratoia;
- Attesa della fine dell'esperimento;
- Fine registrazione analogica;
- Fine registrazione video.

3.3.1 Evoluzione temporale delle portate

Con il supporto della Figura 3.20 e dell'elenco appena esposto, possiamo ora valutare quali sono le grandezze variabili in funzione del tempo e le equazioni che sorreggono il problema.

Prima dell'apertura della valvola sono noti il carico esterno fornito dal serbatoio, H_r e il tirante idrico nella vasca di carico, h . Nel momento in cui si apre la valvola si instaura una portata in ingresso nella vasca di carico, dettata dall'equazione 3.19:

$$Q_r(t) = \sqrt{\frac{H_r(t)}{\frac{\beta K L}{D^5} + \frac{8\zeta}{D^4 \pi^2 g}}} \quad (3.19)$$

Dato che la paratoia è ancora chiusa e che il tirante idrico iniziale nella vasca coincide con la quota di stramazzo, contemporaneamente all'apertura della valvola nella vasca si determinerà un aumento di tirante e quindi lo stramazzo del volume eccedente, regolato dall'equazione 3.20:

$$Q_{plus}(t) = c_s \frac{b_{min} + b_{max}}{2} h_{plus}(t)^{3/2} \sqrt{2g} \quad (3.20)$$

Dunque, fino a quando non sarà aperta la paratoia, nella vasca di carico si verificherà un'evoluzione temporale del tirante idrico, che dipenderà dalla differenza tra la portata in ingresso Q_v e la portata stramazzante Q_{plus} .

In termini quantitativi, discretizzando il dominio temporale, nel generico istante $(t+\Delta t)$, nella vasca di carico si registrerà una variazione del tirante idrico pari a:

$$h_{plus}(t + \Delta t) = h_{plus}(t) + \frac{[Q_r(t + \Delta t) - Q_{plus}(t)]\Delta t}{A} \quad (3.21)$$

in cui A è l'area di base della vasca di carico.

Contemporaneamente, nel serbatoio diminuirà progressivamente il volume disponibile, secondo la relazione:

$$W(t + \Delta t) = W(t) - Q_r(t)\Delta t \quad (3.22)$$

e attraverso la relazione 3.10, si potrà risalire al valore $h_r(t+\Delta t)$.

Il passo Δt di discretizzazione del tempo è stato assunto pari a 0.001 s.

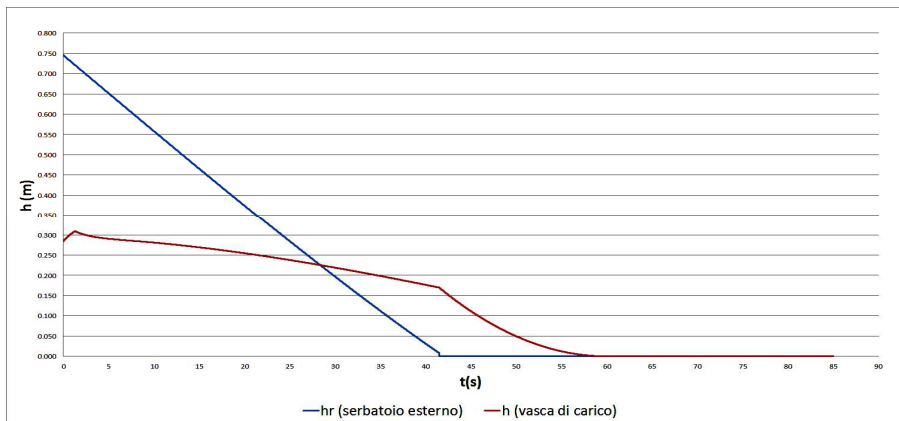


Figura 3.21 Variazione temporale del tirante idrico nel serbatoio esterno e nella vasca di carico.

I nuovi valori dei tiranti idrici andranno a modificare, a loro volta, il valore delle portate Q_r e Q_{plus} all'istante successivo; il processo continuerà così in modo iterativo.

Nel momento in cui si apre la paratoia, comincia la fase più importante dell'esperimento, in quanto il fluido si propaga nel canale e il trasduttore inizia a misurare il valore dello sforzo tagliante di fondo.

Ora il bilancio di massa, relativo al volume di controllo delimitato dalla vasca di carico, presenterà in ingresso la portata Q_r mentre in uscita, oltre alla portata Q_{plus} , anche la portata espulsa dalla paratoia Q_c .

Come detto in precedenza, il valore del tirante idrico nella vasca di carico evolve nel tempo e, da un certo istante in poi, esso sarà minore della quota di stramazzo. Da quel momento in poi la Q_{plus} sarà uguale a zero. In generale, la formula del tirante nella vasca di carico sarà:

$$h(t + \Delta t) = h(t) + \frac{[Q_r(t + \Delta t) - Q_{plus}(t) - Q_c(t)]\Delta t}{A} \quad (3.23)$$

La variazione di tirante nella vasca di carico determina, di riflesso, una variazione della portata nel canale di misura, come descritto dalla 3.24:

$$Q_c(t) = c_{s2} \cdot b \cdot a \cdot \sqrt{2gh(t)} \quad (3.24)$$

Nella 3.24 è stata trascurata la dipendenza del coefficiente di efflusso dal carico h e quindi dal tempo t , in quanto si è verificato che non influenzava sensibilmente la simulazione analitica.

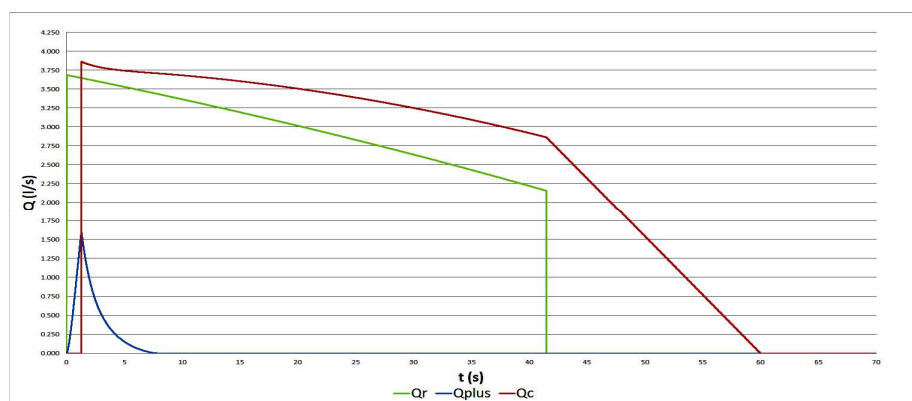


Figura 3.22 Idrogrammi delle portate dell'impianto

Proprio grazie all'uso del modello matematico si sono definiti i valori dimensionali della condotta, dello stramazzo, della paratoia e della quota del serbatoio esterno per diminuire al minimo la variazione di portata Q_c , almeno per un periodo di tempo sufficientemente lungo. In tal modo si sono individuati dei periodi di tempo in cui la portata del canale si è potuta definire "quasi permanente". Infatti, calcolando la derivata temporale della portata, ci sono degli intervalli dove questa assume valori prossimi allo zero, per cui la variazione di portata nel canale è pressoché nulla come mostrato nella figura seguente:

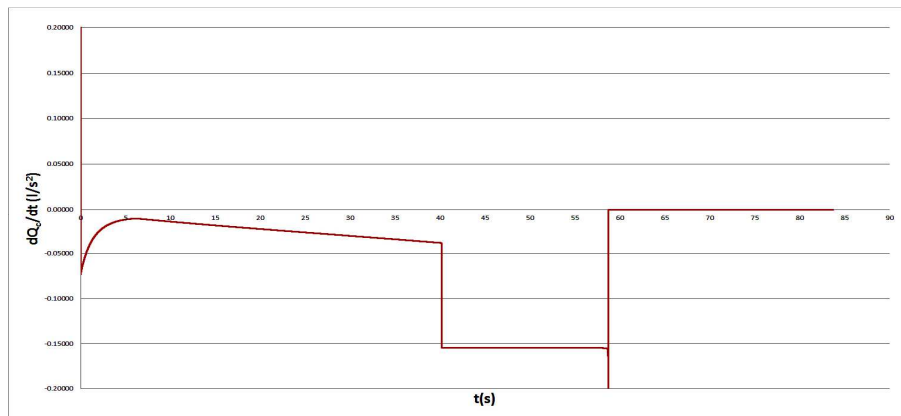


Figura 3.23 derivata temporale della portata nel canale Q_c

Il punto di minimo non è univoco per tutte le condizioni sperimentali, ma generalmente, esso si realizza tra i 5 e i 10 secondi dopo l'apertura della paratoia.

Il metodo di calcolo dell'evoluzione delle portate finora esposto è stato sottoposto a verifica mediante una serie di prove sperimentali. In particolare, grazie all'uso delle riprese della videocamera descritta al paragrafo 3.2.8, si sono confrontati i valori del tirante idrico previsti nella vasca di carico (Figura 3.21) con quelli effettivamente registrati (Figura 3.24) riscontrando discrepanze minime, nell'ordine di 1-2 cm su un massimo di 28,5 cm; un ulteriore elemento di verifica si è basato sul tempo di svuotamento del serbatoio esterno (anch'esso riportato in Figura 3.21) riscontrando, in questo caso, discrepanze contenute all'interno del secondo su un massimo di 60 secondi.



Figura 3.24 Fotogramma video con verifica dell'evoluzione temporale del tirante idrico nella vasca di carico

3.3.2 Profili di moto permanente

Una volta determinate le portate, il modello analitico prevede la costruzione dei profili di corrente nel canale di misura. In corrispondenza di ogni punto del tempo discretizzato, con un ΔT pari a 0.001 s, possiamo leggere i risultati della simulazione matematica. In particolare, come rappresentato in Figura 3.22 e in Figura 3.23, possiamo conoscere la portata nel canale Q_c e la derivata di tale portata nel tempo. Laddove essa assume il valore minimo, si può ritenere che il moto nel canale sia quasi permanente, e di conseguenza sia trascurabile il contributo delle accelerazioni locali nell'equazione del moto. Dunque avremo:

$$\frac{\partial h}{\partial s} + \frac{V}{g} \frac{\partial V}{\partial s} + \frac{1}{g} \frac{\partial V}{\partial t} = i - J \quad (3.25)$$

$$\text{con } \frac{1}{g} \frac{\partial V}{\partial t} \approx 0 \quad (3.26)$$

Come già asserito, nei diversi esperimenti il minimo della derivata della portata non si è realizzato sempre nello stesso istante, ma variava tra i 5 e i 10 secondi dopo l'apertura della paratoia. In tutto questo intervallo, però, rimaneva comunque su valori molto bassi, prossimi allo zero.

Così, per rendere più snella la procedura, si è scelto di fissare un tempo univoco per tutti gli esperimenti in cui leggere il valore della portata di moto “quasi permanente”. La “lettura” (ovvero il calcolo) è ricaduta sull'istante che si realizza 8 secondi dopo l'apertura della paratoia; la portata ad esso corrispondente la chiameremo d'ora in avanti Q_{c8} .

Una volta determinata la Q_{c8} si è passati al calcolo del profilo di corrente nel canale. Anche stavolta è bene dapprima sintetizzare i vari passaggi che hanno portato al risultato:

- Verifica della tipologia d'alveo: a debole o a forte pendenza;
- Calcolo delle condizioni di sbocco alla paratoia;
- Costruzione del profilo di corrente.

La verifica della tipologia d'alveo avviene, come è noto, confrontando l'altezza di moto uniforme nel canale h_u , con l'altezza di stato critico K ovvero confrontando la pendenza del canale i , con la pendenza critica i_c che si ottiene uguagliando la portata di stato critico con la portata di moto uniforme. Nel caso di sezione rettangolare e adoperando la formula di Chezy per la portata di moto uniforme, si ha:

$$Q_u = Q_k \Rightarrow \chi A \sqrt{R \cdot i_c} = A \sqrt{\frac{gA}{b}} \quad (3.27)$$

da cui:

$$i_c = \frac{gA}{\chi^2 b R} = \frac{g \cdot K}{\chi^2 \cdot R} \quad (3.28)$$

dove χ è il coefficiente di Chezy, R il raggio idraulico e b la larghezza del canale.

Date le dimensioni del canale, le scabrezze e le pendenze adoperate per il fondo e le portate tipiche degli esperimenti, l'alveo è risultato sempre del tipo a forte pendenza.

Per il calcolo del profilo di corrente, si è definito un sistema di coordinate cartesiane (x,y) con l'asse delle ascisse coincidente con all'asse longitudinale del canale e l'asse delle ordinate perpendicolare al fondo. L'origine degli assi è stata posta allo sbocco della paratoia.

Le condizioni al contorno che si hanno nel punto di ascissa 0, sono determinate dalla spinta del flusso d'acqua proveniente dalla luce di fondo della paratoia, S_m . L'efflusso, generalmente, può essere libero o rigurgitato in funzione di diversi parametri in gioco. In particolare è possibile dimostrare che in caso di alveo a forte pendenza l'efflusso è sempre libero e, per quanto detto poc'anzi, questa è stata la tipologia di efflusso calcolata (e poi verificata) per ogni esperimento eseguito.

Considerando nel canale condizioni di moto uniforme indefinito a valle, è quindi possibile identificare i possibili profili di corrente. Infatti, avvalendosi del diagramma delle spinte a portata costante e dei profili di corrente per $i > i_c$, nel caso in cui $S_m < S_u$ si ha:

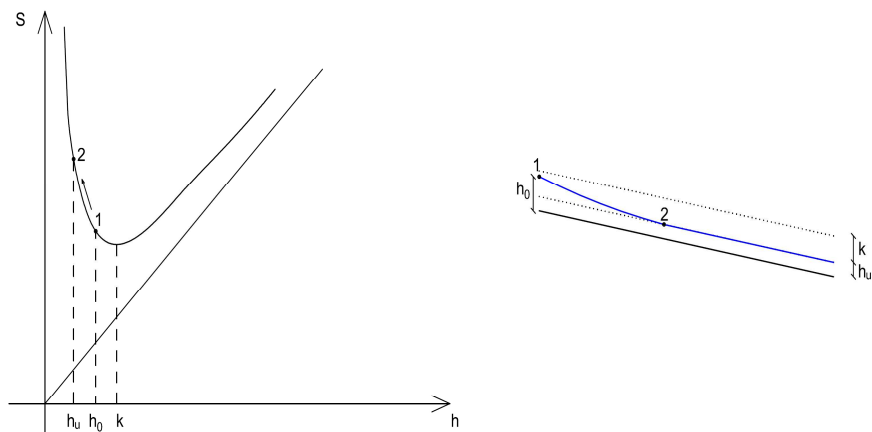


Figura 3.25 Diagramma Spinta-tirante idrico; Profilo di corrente veloce accelerata derivata temporale della portata nel canale Q_c

Mentre nel caso in cui $S_m > S_u$, si ha:

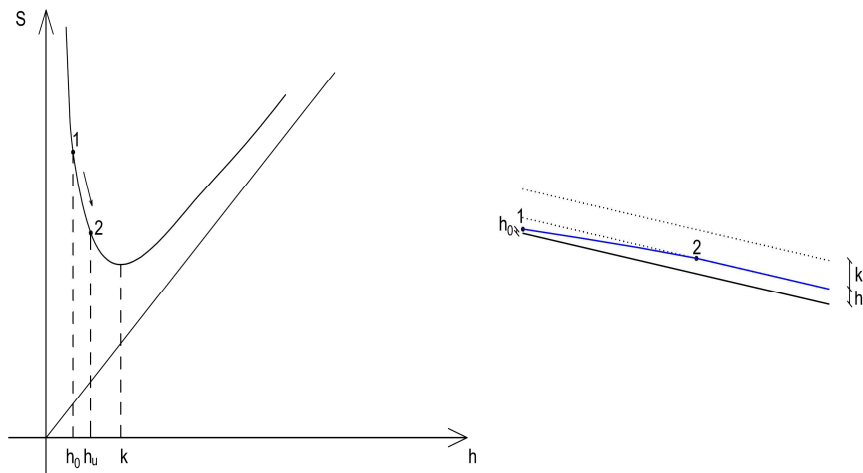


Figura 3.26 Diagramma Spinta-tirante idrico; Profilo di corrente veloce ritardata

Una volta identificato il profilo, si passa alla sua ricostruzione analitica; a partire da h_0 e imponendo un passo di discretizzazione Δh , si calcolano in ordine: l'area della sezione, il contorno bagnato, il raggio idraulico, la velocità come rapporto tra portata ed area della sezione, il carico totale, la cadente piezometrica ricavata dalla formula di Chezy:

$$J = \frac{V^2}{\chi^2 R} \quad (3.28)$$

e infine il passo Δx :

$$\Delta x = \frac{\Delta H}{i - J} \quad (3.29)$$

Il procedimento è iterativo fino a quando h eguaglia h_u .

3.3.3 Calcolo dello sforzo di taglio al fondo

A questo punto del procedimento è possibile passare finalmente all'obiettivo principale del modello analitico ovvero il calcolo dello sforzo tagliante che si sviluppa sul fondo del canale. Il calcolo è immediato infatti, ricordando che:

$$\tau = \gamma R J \quad (3.30)$$

si può facilmente riscrivere l'equazione del moto 3.25 nella forma seguente:

$$\tau = \left(i - \frac{\partial h}{\partial s} - \frac{V}{g} \frac{\partial V}{\partial s} \right) \gamma R \quad (3.31)$$

Questa equazione si può applicare al profilo di corrente precedentemente calcolato, ottenendo così la τ_{mi} del singolo intervallo di discretizzazione, di larghezza unitaria e lunghezza Δx .

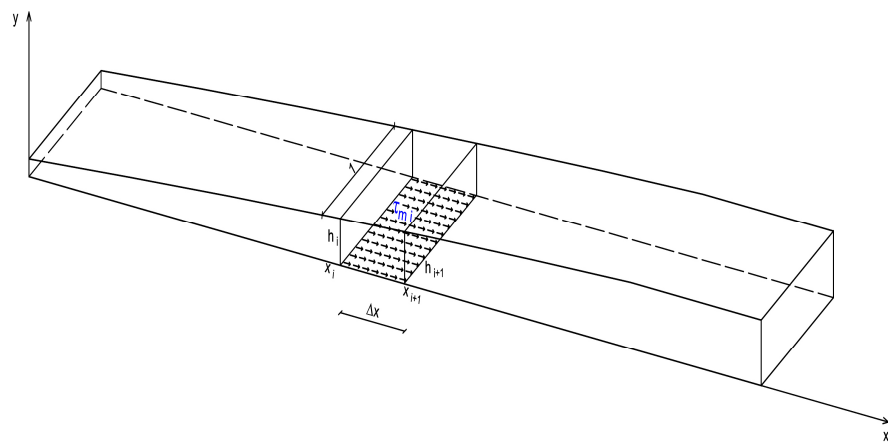


Figura 3.27 Schematizzazione del profilo di corrente con evidenziazione del generico tratto di discretizzazione e della relativa τ_{mi}

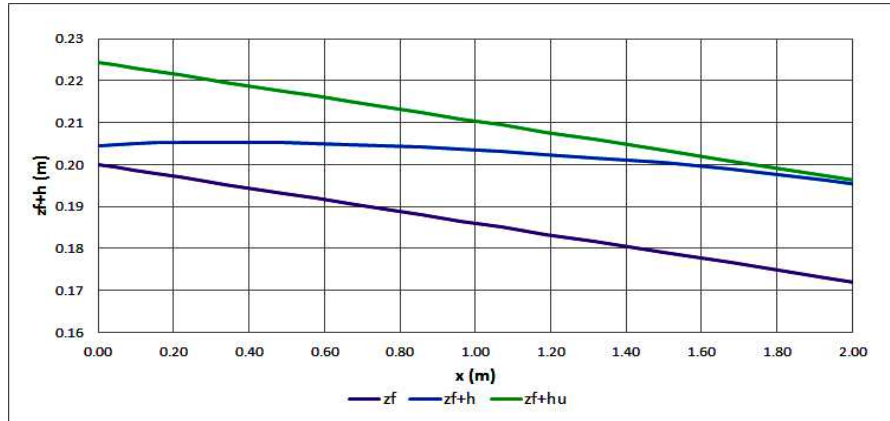


Figura 3.28 Esempio di profilo di corrente calcolato con il modello analitico

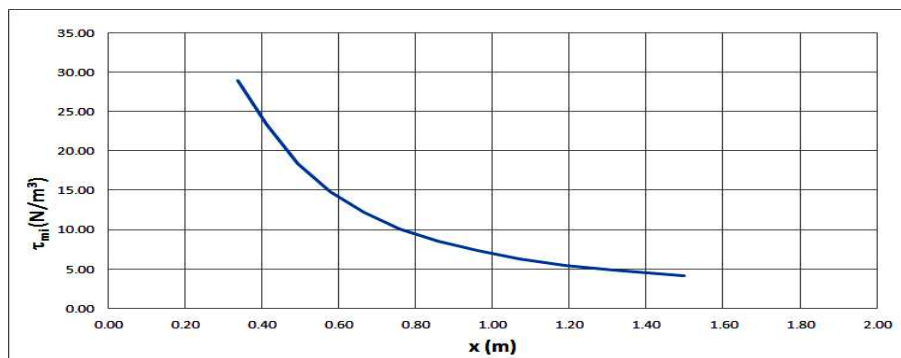


Figura 3.29 Esempio di τ_{mi} lungo l'asse del canale calcolato con il modello analitico

Lo sforzo tagliante di fondo totale, riferito all'intero profilo di corrente e a tutta la larghezza del canale, sarà:

$$\tau = \frac{b \sum_{i=1}^n (\tau_{mi} \cdot \Delta x_i)}{L} \quad (3.32)$$

Dove n è il numero di intervalli di discretizzazione in cui è stata suddivisa la lunghezza totale L del canale.

Questo valore è quello che sarà poi confrontato con la misura effettivamente misurata dal trasduttore piezoelettrico in ogni esperimento.

4 RISULTATI SPERIMENTALI

In questo capitolo si espongono l'elaborazione e l'analisi dei risultati ottenuti dalle prove sperimentali eseguite sull'impianto elettromeccanico descritto nel capitolo 3.

L'analisi ha consentito di valutare il grado di precisione della misura dello shear stress bed e di individuare gli interventi necessari all'ottimizzazione dell'impianto per possibili applicazioni future.

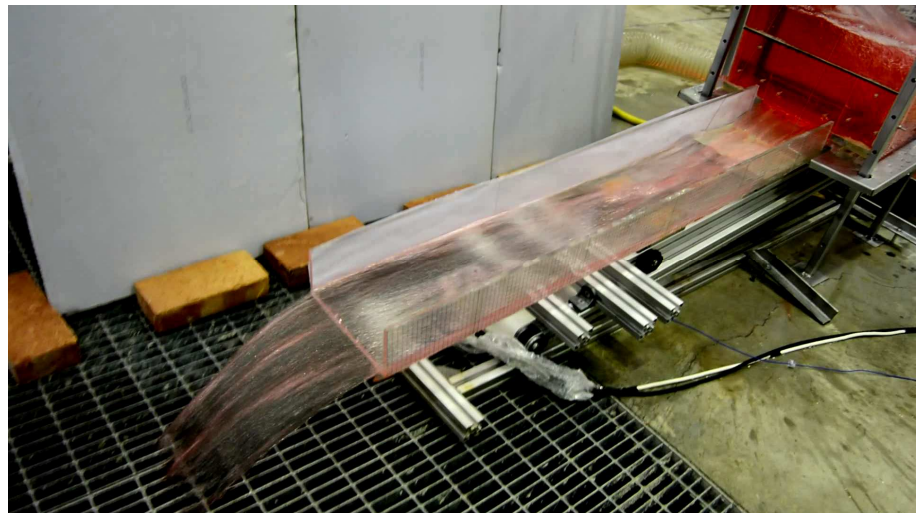


Figura 4.1 Particolare dell'impianto elettromeccanico durante l'esecuzione di un esperimento

4.1 DESCRIZIONE DELLE SERIE SPERIMENTALI

Nel capitolo precedente si è descritta la procedura standard per l'esecuzione degli esperimenti. Ogni serie di prove è stata caratterizzata attraverso diverse condizioni al contorno, consistenti nella definizione di diverse pendenze e di diverse scabrezze del fondo del canale di misura.

Le pendenze adoperate sono state: 0.8° , 5.0° e 10.0° . Per ognuna di queste pendenze sono state eseguite due serie di prove differenti: una a fondo liscio e l'altra a fondo ruvido. Il canale di misura, essendo

realizzato in metacrilato, determinava da sé le condizioni di fondo liscio; per la realizzazione di condizioni di fondo ruvido, invece, si è adoperato uno strato di carta vetro, di scabrezza pari ad 1 mm, saldamente incollato al fondo del canale misuratore.

Le 6 serie così ottenute sono riportate nella seguente tabella:

Tabella 4.1 Condizioni al contorno delle serie sperimentali

Indice Serie	Pendenza (°)	Scabrezza (mm)
A	0.8	0.0025
B	0.8	1.0000
C	5.0	0.0025
D	5.0	1.0000
E	10.0	0.0025
F	10.0	1.0000

Per ognuna di queste condizioni si è cercato di realizzare una serie di circa 10 esperimenti. Nella fase applicativa è accaduto che in alcuni casi si siano realizzati più di 10 esperimenti per serie, per rimuovere incertezze dell'operatore. Nella fase di elaborazione dei dati, di contro, si è deciso di scartare gli esperimenti palesemente corrotti (per mancata osservanza della procedura standard, disturbi ambientali, cattiva calibrazione, etc.).

Dopo questa prima e grossolana fase di elaborazione, si sono conservati i segnali provenienti da 6 esperimenti nella condizione A, 7 per la B, 16 per la C, 6 per la D, 10 per la E e 9 per la condizione F, per un totale di 54 segnali suddivisi in 6 serie differenti. Per esplicitare visivamente tali serie, se ne riportano, ora, i grafici che rappresentano il valore dello sforzo tagliante misurato, riservandoci di descrivere la fase di elaborazione del segnale, ad essi propedeutica, nel prossimo paragrafo:

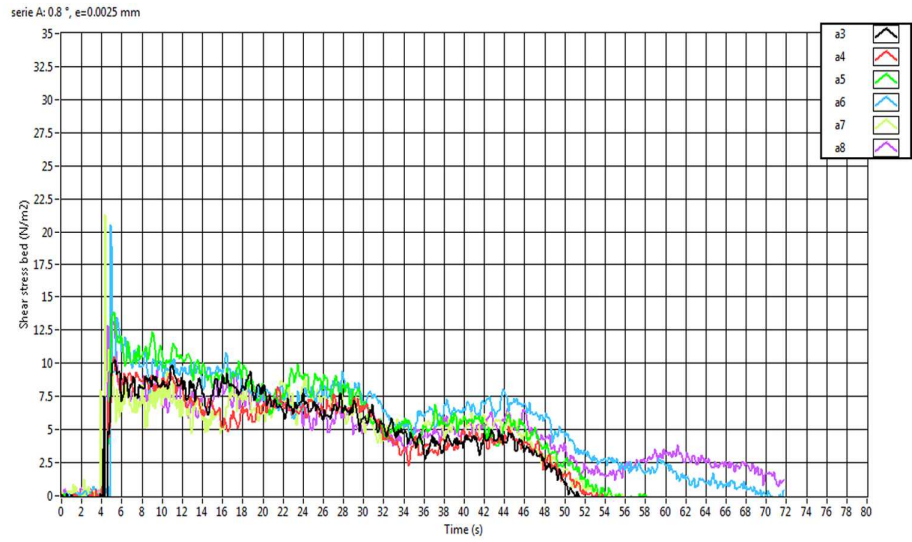


Figura 4.2 Serie A ($i=0.8^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\tau(t)$

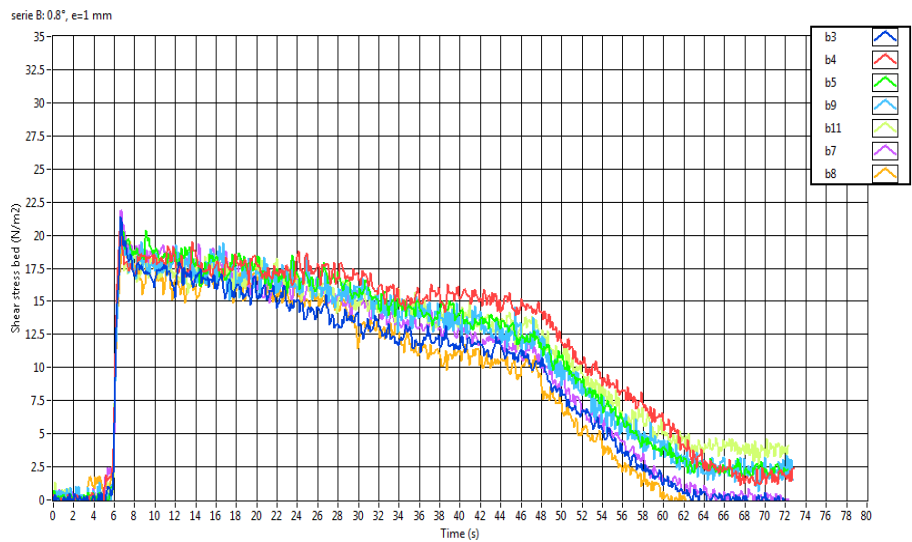


Figura 4.3 Serie B ($i=0.8^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\tau(t)$

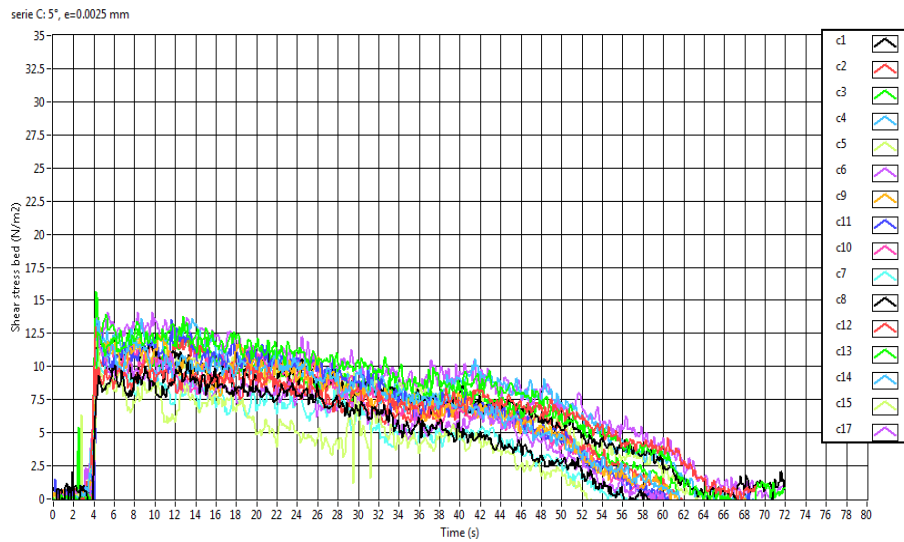


Figura 4.4 Serie C ($i=5^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\tau(t)$

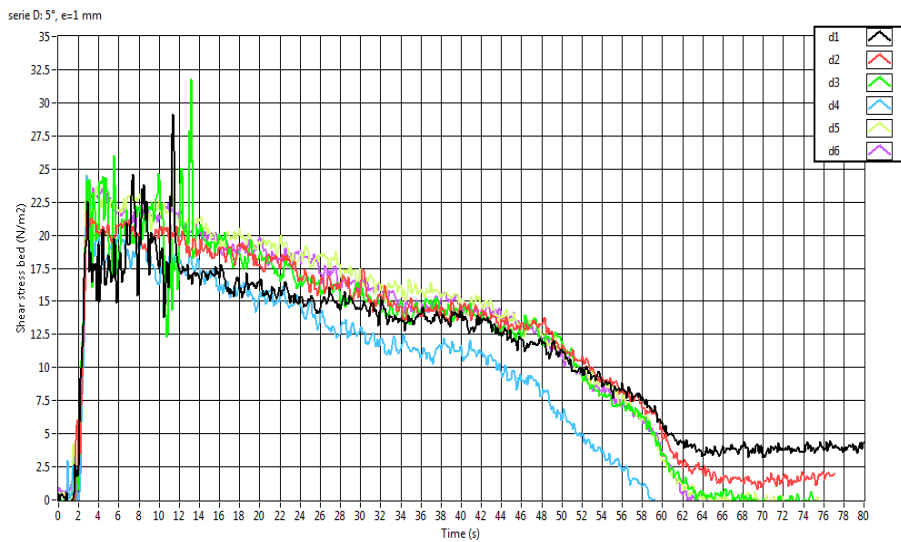


Figura 4.5 Serie D ($i=5^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\tau(t)$

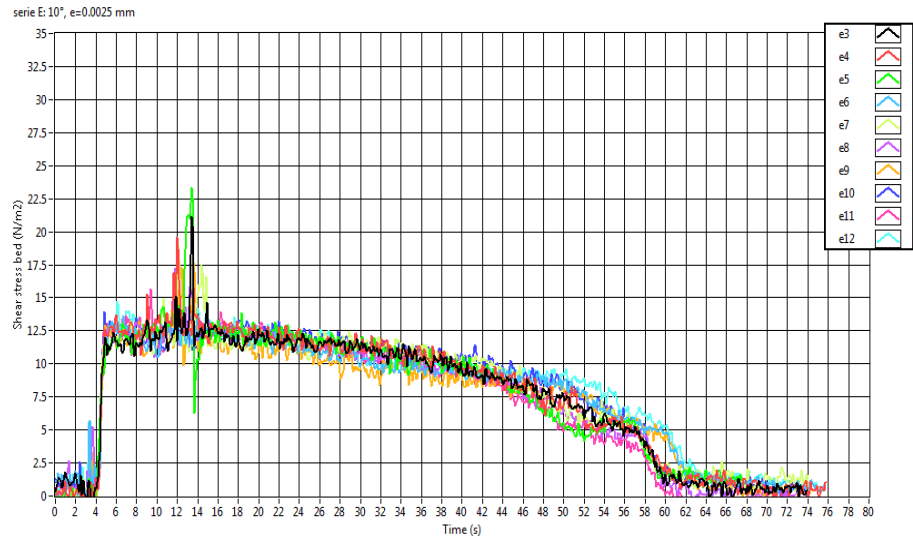


Figura 4.6 Serie E ($i=10^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\tau(t)$

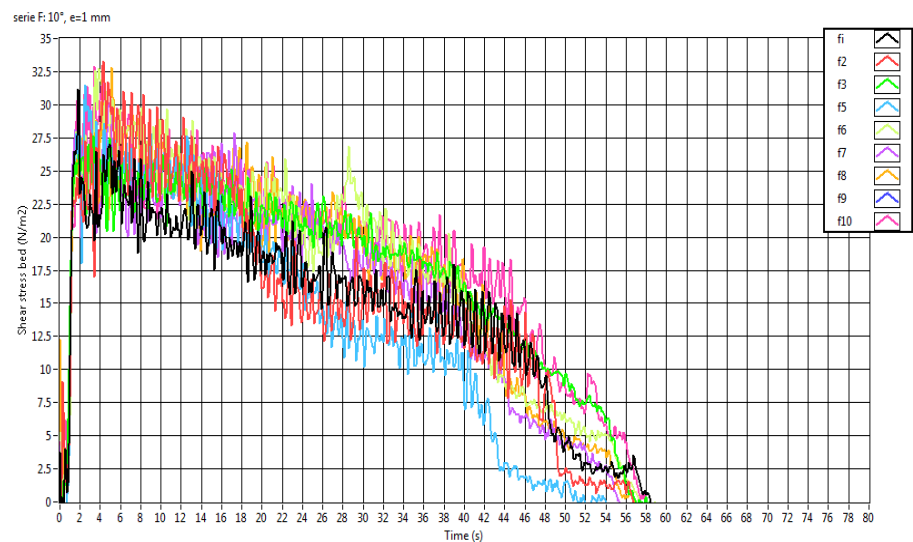


Figura 4.7 Serie F ($i=10^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\tau(t)$

Le figure riportate forniscono immediatamente alcuni spunti di analisi. Si nota innanzitutto che l'andamento della tensione τ rispetto al tempo è qualitativamente simile a quello della portata effluente nel canale

misuratore, raffigurata in Figura 3.20. Rispetto al valore che esso assume, si può osservare che aumenta all'aumentare della pendenza e, soprattutto, all'aumentare della scabrezza del fondo.

Un'altra osservazione immediata consiste nell'evidenza che i diversi campioni di ogni serie si sovrappongono benissimo durante le prime fasi temporali degli esperimenti mentre nelle fasi finali questo carattere di ripetibilità tende ad affievolirsi.

Per indagare più approfonditamente queste peculiarità delle serie campionarie, però, è necessario procedere ad un'analisi statistica e quantitativa. Solo a seguito di tale analisi si potranno confrontare le misure effettuate dall'impianto elettromeccanico e confrontarle con quelle fornite dal modello teorico descritto nel capitolo 3.

4.2 ELABORAZIONE DEI SEGNALI E ANALISI STATISTICA

La disponibilità di più esperimenti per ogni condizione esposta nella tabella 1.1 consente di valutare la ripetibilità della misura effettuata con l'impianto elettromeccanico ovvero verificare se i diversi esperimenti possono a buon ragione ritenersi il risultato di un medesimo evento. A tale scopo è utile il calcolo del coefficiente di variazione per ogni serie di esperimenti. In generale, date diverse misure dell'osservazione di un fenomeno, il coefficiente di variazione è un indice statistico adatto a misurare la dispersione dei valori di tali misure rispetto al loro valore medio.

E' noto che, perché si possa ritenere che diverse misure stiano descrivendo il medesimo fenomeno, il loro coefficiente di variazione deve mantenersi su valori molto bassi. Valori minori di 0.05 fanno ritenere che le misure siano riferite allo stesso fenomeno o, viceversa, che la ripetibilità della misura del fenomeno sia ottima. Per valori maggiori di 0.05, ma minori di 0.20, si ritiene che la misura sia accettabile.

Analiticamente il coefficiente di variazione σ^* è il rapporto tra la deviazione standard σ e la media \bar{x} della misura, dunque:

$$\sigma^* = \sigma/\bar{x} \quad (4.1)$$

dove:

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (x_i - \bar{x})^2}{N}} \quad (4.2)$$

e:

$$\bar{x} = \frac{\sum_{i=1}^N x_i}{N} \quad (4.3)$$

Per arrivare a dei dati trattabili in forma statistica, però, è stata necessaria una fase preventiva di elaborazione. Nei prossimi paragrafi esporremo in ordine logico le procedure adottate, riassumibili sinteticamente nei seguenti passaggi:

- Campionamento e filtraggio del segnale analogico;
- Sincronizzazione temporale dei segnali;
- Calcolo del coefficiente di variazione tra i segnali allineati, per ogni ascissa temporale.

4.2.1 Campionamento e filtraggio del segnale analogico

Come già accennato in precedenza, per ogni esperimento il sensore piezoelettrico ha prodotto un segnale analogico in tensione, poi trasferito alla scheda di acquisizione. Questa era impostata in modo da acquisire questo segnale con un campionamento digitale avente una frequenza pari a 10000 campioni al secondo, in modo da non avere grande perdita di informazioni. Dopo il campionamento, però, affinché il segnale potesse essere interpretato, è stata necessaria una preventiva elaborazione al computer. In particolare, tramite l'applicazione di filtri digitali, si è depurato il segnale grezzo delle frequenze in cui si è individuato il "rumore bianco" della misura ovvero i fenomeni di disturbo ambientale ed elettromagnetico non relativi al flusso. Nel caso specifico al segnale

grezzo è stato applicato un filtro passa basso di Butterworth, del 1° ordine, a 3 Hz. Si riportano ora i grafici tipici di un segnale grezzo, di un segnale filtrato e del rumore, appartenente alle frequenze eliminate tramite il filtro:

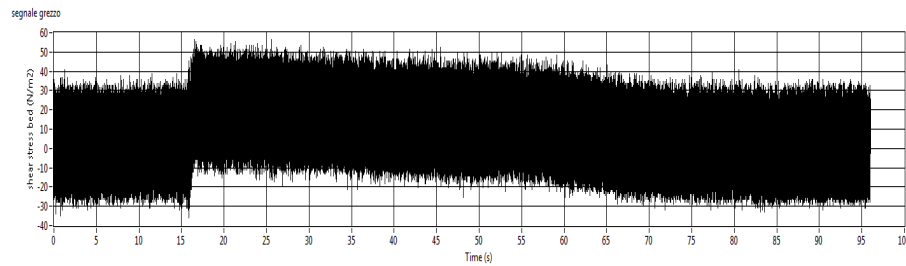


Figura 4.8 Esempio di un segnale grezzo

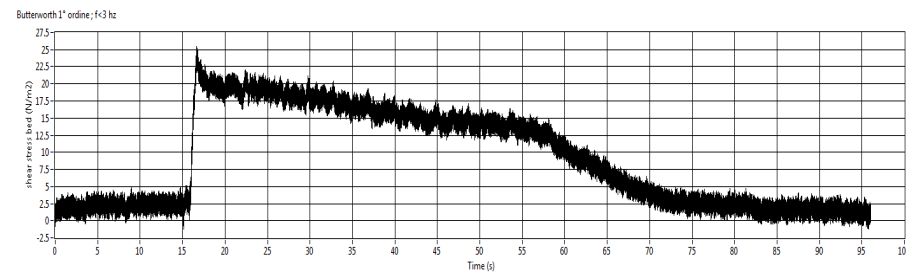


Figura 4.9 Esempio di un segnale filtrato

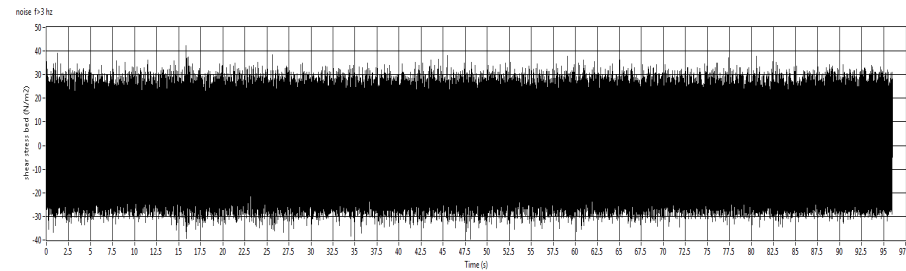


Figura 4.10 Esempio di rumore bianco

La procedura di filtraggio, come quella di allineamento temporale che vedremo in seguito, è stata implementata in LabVIEW®, noto software per applicazioni principalmente orientate all'acquisizione di dati e alla gestione di strumentazione elettronica o all'analisi ed elaborazione dei segnali.

4.2.2 Sincronizzazione temporale dei segnali

Per poter confrontare tra di loro tutti i segnali appartenenti alla stessa serie, è necessario sincronizzare i punti campionari sull'ascissa temporale. Prendendo, ad esempio, due ipotetici segnali identici, ma sfalsati nel tempo, si ha:

$$y = f_1(t) = f_2(t + \delta) \quad (4.4)$$

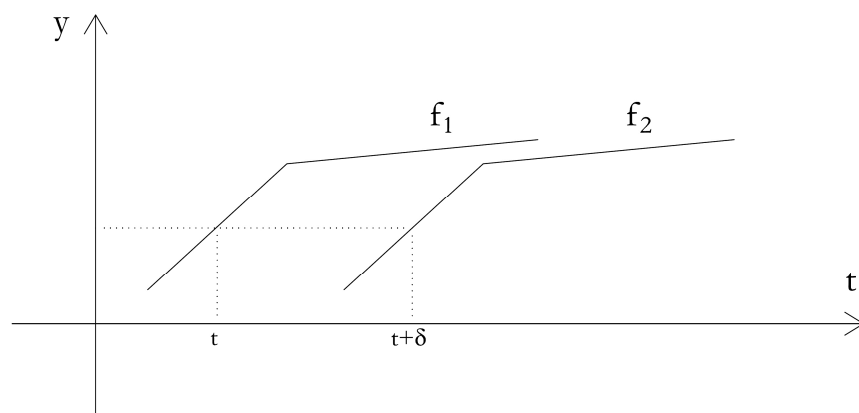


Figura 4.11 Esempio di segnali sfalsati nel tempo

La sincronizzazione dei segnali, dunque, consiste nel traslare la funzione f_2 del valore δ lungo l'ascissa temporale. I due segnali così allineati rispetteranno la relazione:

$$f_1(t) = f_2(t) \cdot m + c \quad \text{con } m=1 \text{ e } c=0; \quad (4.5)$$

Ovviamente i segnali sperimentali non sono perfettamente identici tra di loro, come nel caso teorico su esposto, per cui, mettendoli a confronto l'uno con l'altro, la sincronizzazione si traduce nella ricerca di quel δ che massimizza il coefficiente di correlazione lineare di Pearson:

$$r = \frac{N \sum f_1 f_2 - \sum f_1 \sum f_2}{\sqrt{[N \sum f_1^2 - (\sum f_1)^2] [N \sum f_2^2 - (\sum f_2)^2]}} \quad (4.6)$$

Seguendo questo procedimento sono stati sincronizzati tutti i segnali sperimentali, per ogni serie considerata. A titolo di esempio si riporta la relazione tra tutti i punti dei segnali 1 e 2 della serie M, dopo la sincronizzazione:

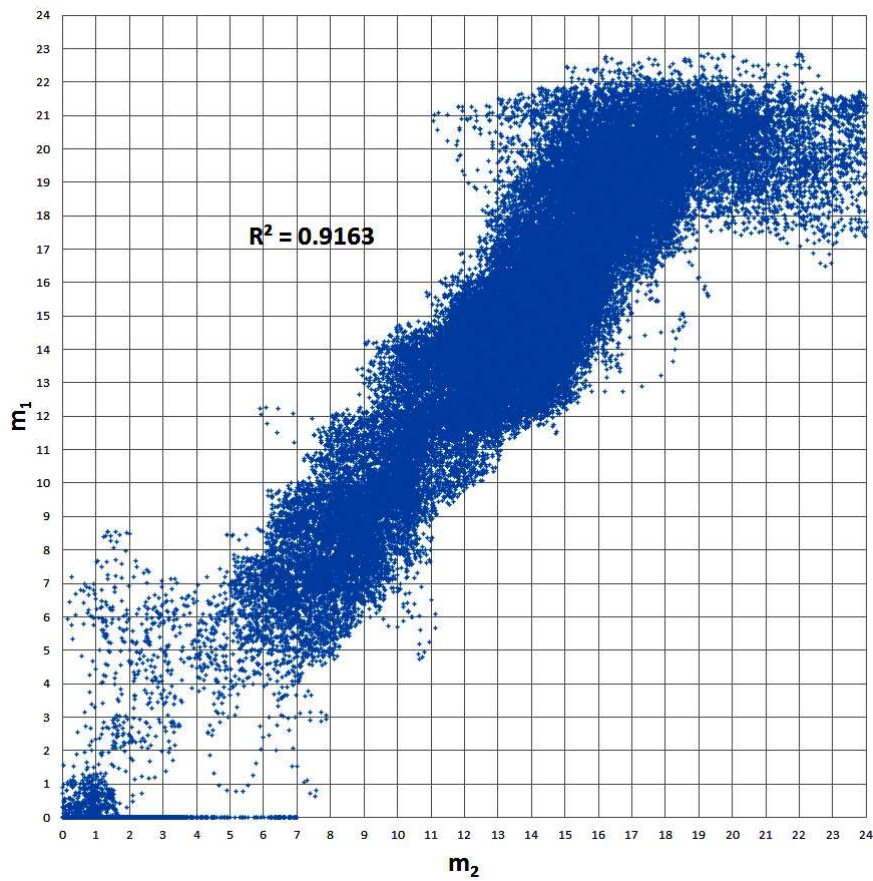


Figura 4.12 Relazione dei punti dei segnali m_1 e m_2 dopo la sincronizzazione

4.2.3 Calcolo del coefficiente di variazione

Dopo la fase di sincronizzazione è possibile calcolare il coefficiente di variazione, per ogni istante temporale della serie di esperimenti. Nel generico istante t^* gli N segnali della serie forniranno, generalmente, N valori differenti τ_i . Applicando la relazione (4.3), sarà possibile calcolarne il valor medio e , tramite la (4.2) e la (4.1), la deviazione standard e il coefficiente di variazione.

A seguire si riportano il valore medio $\tau_m(t)$ e il coefficiente di variazione $\sigma^*(t)$ ottenuti per le 6 serie sperimentali. Nei grafici di $\sigma^*(t)$ si è evidenziato il valore limite di 0.2; per i punti con valore più alto non è soddisfatta la condizione di ripetibilità dell'esperimento.

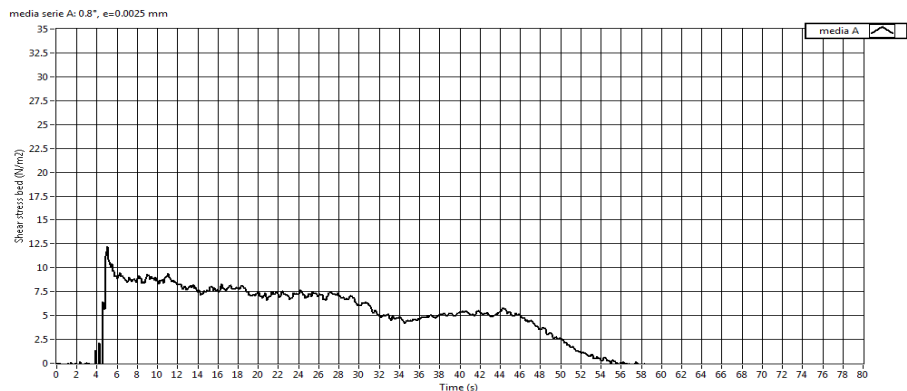


Figura 4.13 Serie A ($i=0.8^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\tau_m(t)$

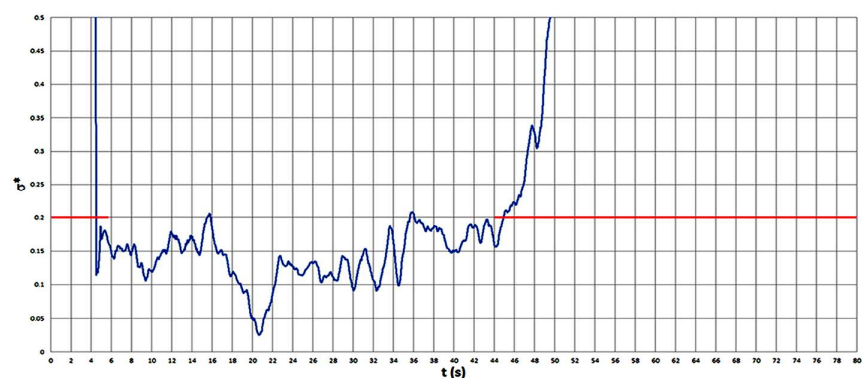


Figura 4.14 Serie A ($i=0.8^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\sigma^*(t)$

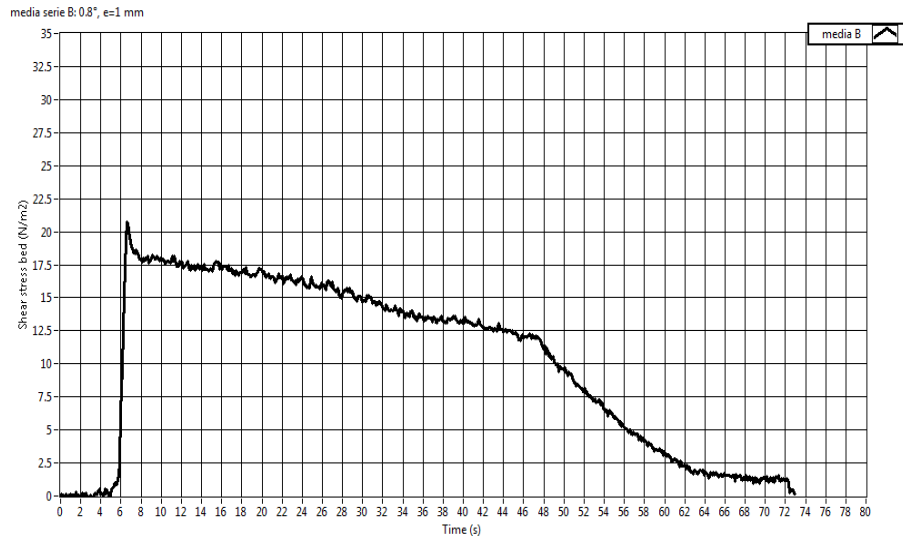


Figura 4.15 Serie B ($i=0.8^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\tau_m(t)$

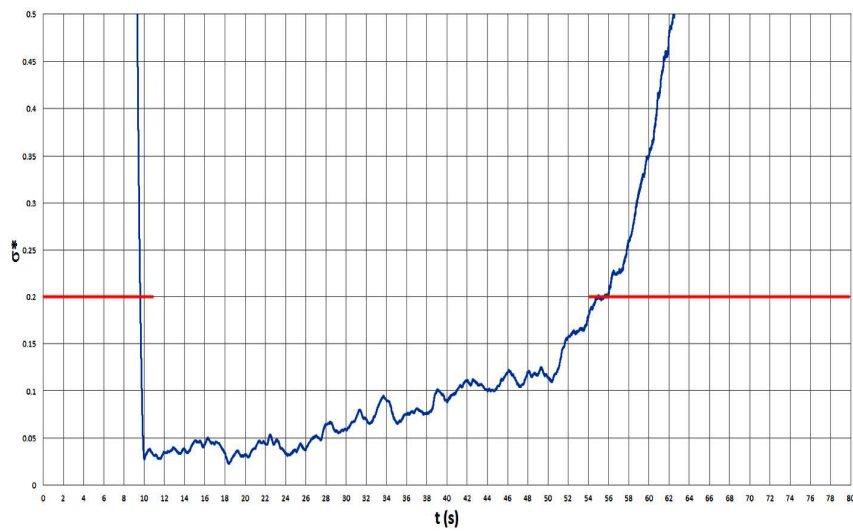


Figura 4.16 Serie B ($i=0.8^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\sigma^*(t)$

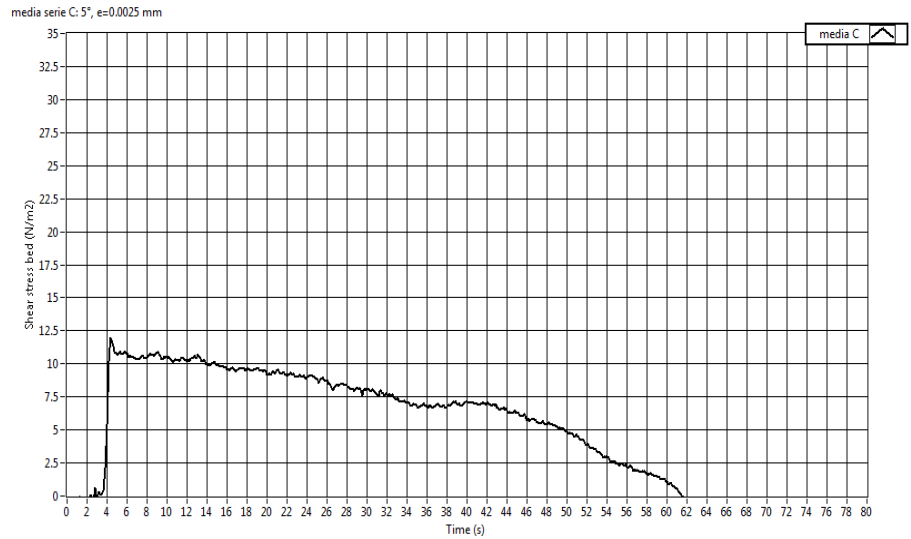


Figura 4.17 Serie C ($i=5^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\tau_m(t)$

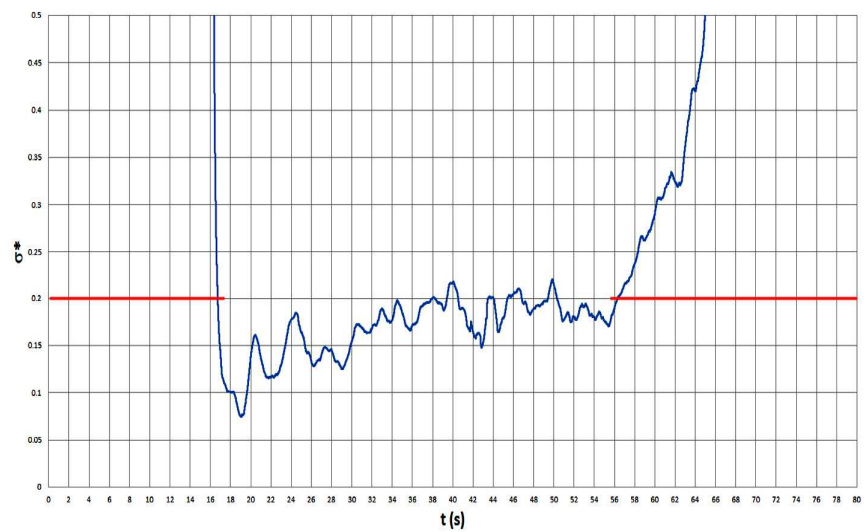


Figura 4.18 Serie C ($i=5^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\sigma^*(t)$

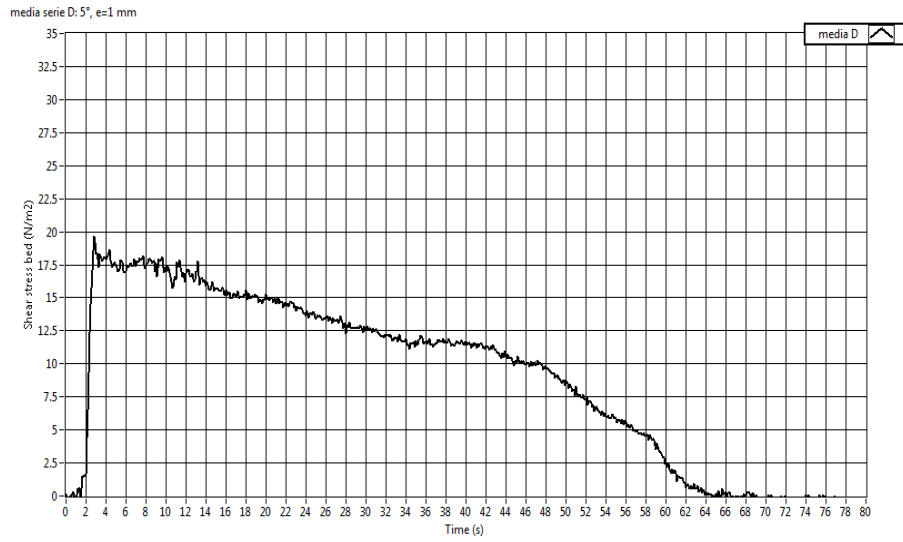


Figura 4.19 Serie D ($i=5^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\tau_m(t)$

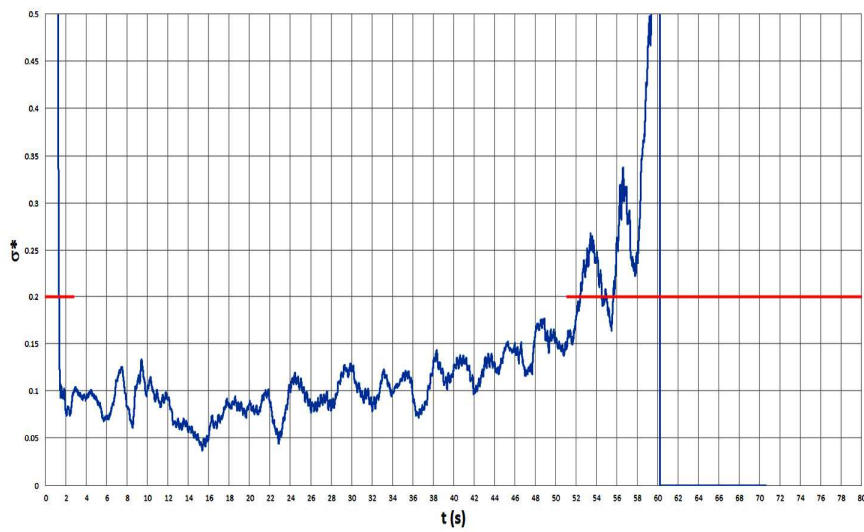


Figura 4.20 Serie D ($i=5^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\sigma^*(t)$

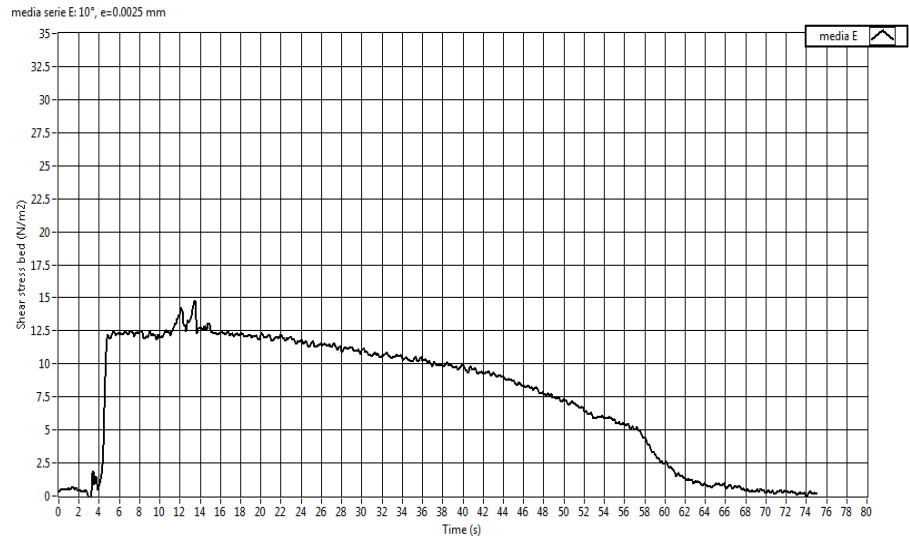


Figura 4.21 Serie E ($i=10^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\tau_m(t)$

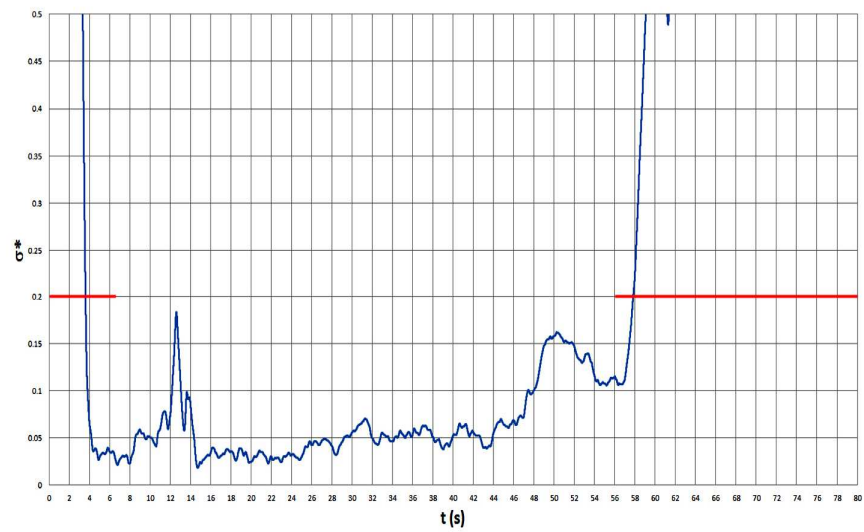


Figura 4.22 Serie E ($i=10^\circ$, $e=0.0025$ mm): diagramma $\sigma^*(t)$

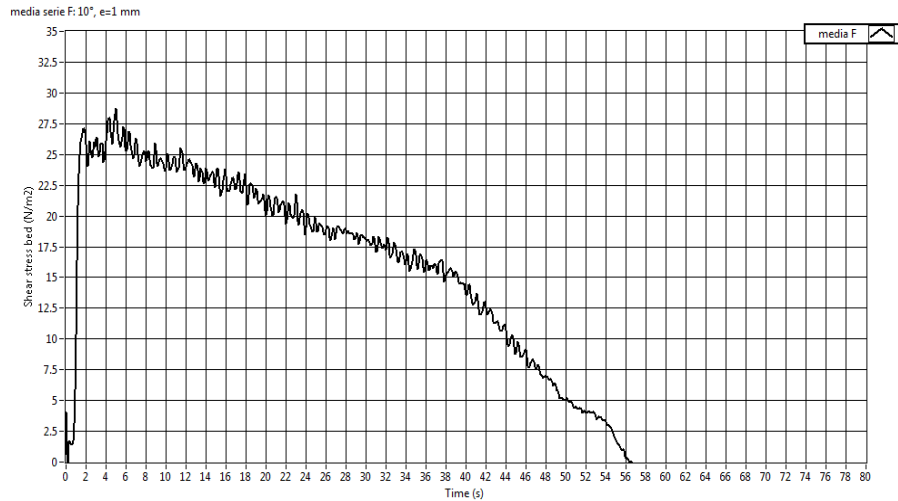


Figura 4.23 Serie F ($i=10^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\tau_m(t)$

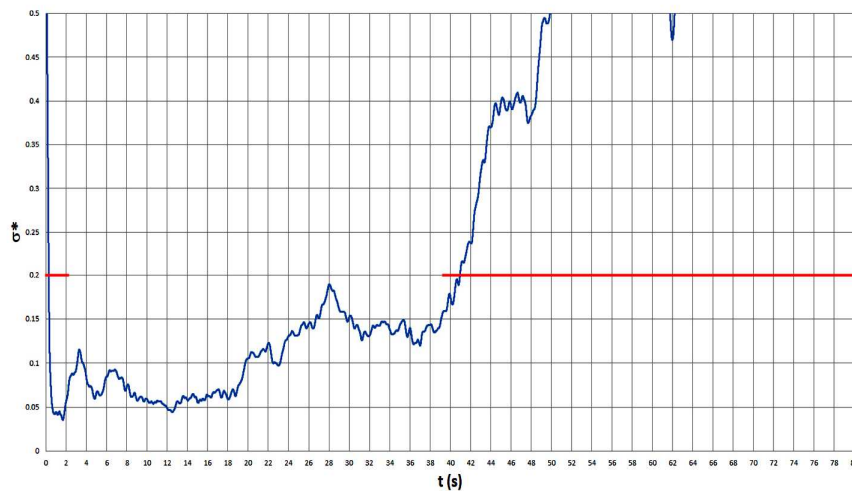


Figura 4.24 Serie F ($i=10^\circ$, $e=1$ mm): diagramma $\sigma^*(t)$

Dalle figure si nota subito l'evoluzione del coefficiente di variazione lungo l'ascissa temporale. In particolare, prima dell'apertura della paratoia in testa al canale di misura, il trasduttore piezoelettrico che genera il segnale analogico non è sottoposto a nessuna sollecitazione, per cui registra solo rumore ambientale. In questa fase la deviazione standard tra i segnali dei diversi esperimenti è molto alta e di conseguenza anche il coefficiente di variazione. Dopo l'apertura della paratoia il trasduttore è

sottoposto alla massima sollecitazione che si registra durante l'esperimento e il coefficiente di variazione si riduce istantaneamente a valori molto bassi. Nello specifico, limitando la nostra attenzione ai primi 10 secondi dopo l'apertura della paratoia, si può notare che il σ^* è minore del 5% nelle serie B ed E, del 10% nelle serie D ed F e del 15% nelle serie A e C.

Dunque, per quanto detto in precedenza, nei primi 10 secondi la ripetibilità dell'esperimento può essere ritenuta certamente soddisfatta. Inoltre questo lasso di tempo è quello per cui è maggiormente accettabile l'ipotesi di moto "quasi permanente" nel canale di misura, come rappresentato nella Figura 3.21 del paragrafo 3.3.1. Queste due considerazioni fanno sì che questo range temporale sia il più significativo dell'esperimento. L'insieme dei suoi punti campionari è certamente idoneo a prestarsi ad un confronto tra misura rilevata e valore atteso dello shear stress bed, come descritto nel paragrafo successivo.

4.3 CONFRONTO TRA MISURA E TEORIA

Il confronto tra le misure effettuate e quelle calcolate attraverso il modello analitico è fondamentale per valutare la precisione dello strumento di misura, per individuare i punti critici del sistema e per valutare le possibili modifiche e ottimizzazioni.

Come visto nel paragrafo precedente, esiste un range temporale significativo per ogni serie di esperimenti, in cui è massima la caratteristica della ripetibilità. Esso costituisce un insieme di punti campionari di misura dello shear stress bed. Per convenzione si è scelto di estrarre da tale insieme il campione registrato 8 secondi dopo l'apertura della paratoia e di confrontarlo con il valore previsto tramite il modello analitico descritto nel capitolo precedente. Questo procedimento è stato eseguito su ognuno dei 54 segnali analogici sperimentali, nonché sui segnali medi delle 6 serie raffigurati nelle figure 4.13, 4.15, 4.17, 4.19, 4.21, 4.23.

La tabella che segue (Tabella 4.2) riassume i parametri principali dei segnali sperimentali e riporta il confronto tra il valore atteso, indicato semplicemente con τ e il valore misurato, indicato con τ^* . Maggiori informazioni saranno poi riportate nelle tabelle riportate nel paragrafo successivo 4.4.

Tabella 4.2 Confronto misura-valore atteso per tutti gli esperimenti

nome	Q (m ³ /s)	numero esperimenti	i (°)	ε (mm)	Re	regime	τ (N/m ²)	τ' (N/m ²)
A	0.00369	6	0.8	0.0025	127232	transizione	12.21	7.77
a3	0.00368	1	0.8	0.0025	126990.895	transizione	12.21	7.50
a4	0.00369	1	0.8	0.0025	127370.384	transizione	12.21	6.80
a5	0.00369	1	0.8	0.0025	127301.386	transizione	12.21	10.68
a6	0.00369	1	0.8	0.0025	127335.885	transizione	12.21	9.12
a7	0.00369	1	0.8	0.0025	127301.386	transizione	12.21	6.65
a8	0.00368	1	0.8	0.0025	127094.392	transizione	12.21	5.90
B	0.00369	7	0.8	1	127345.742	turbolento	13.55	17.25
b3	0.00369	1	0.8	1	127335.885	turbolento	13.55	16.35
b4	0.00369	1	0.8	1	127370.384	turbolento	13.55	18.81
b5	0.00369	1	0.8	1	127301.386	turbolento	13.55	17.75
b7	0.00369	1	0.8	1	127128.891	turbolento	13.55	16.90
b8	0.00370	1	0.8	1	127646.376	turbolento	13.55	15.98
b9	0.00369	1	0.8	1	127370.384	turbolento	13.55	17.42
b11	0.00369	1	0.8	1	127266.887	turbolento	13.55	17.55
C	0.00367	16	5	0.0025	126729.277	transizione	13.82	10.26
c1	0.00368	1	5	0.0025	126818.4	transizione	13.82	8.80
c2	0.00366	1	5	0.0025	126369.913	transizione	13.81	8.90
c3	0.00367	1	5	0.0025	126680.404	transizione	13.82	13.10
c4	0.00368	1	5	0.0025	126921.897	transizione	13.82	9.27
c5	0.00367	1	5	0.0025	126611.406	transizione	13.82	6.00
c6	0.00368	1	5	0.0025	126783.901	transizione	13.82	9.75
c7	0.00367	1	5	0.0025	126645.905	transizione	13.82	7.18
c8	0.00367	1	5	0.0025	126714.903	transizione	13.82	11.10
c9	0.00367	1	5	0.0025	126749.402	transizione	13.82	10.20
c10	0.00368	1	5	0.0025	126818.4	transizione	13.82	9.85
c11	0.00368	1	5	0.0025	126852.899	transizione	13.82	11.75
c12	0.00368	1	5	0.0025	126783.901	transizione	13.82	10.14
c13	0.00367	1	5	0.0025	126714.903	transizione	13.82	12.14
c14	0.00368	1	5	0.0025	126818.4	transizione	13.82	12.22
c15	0.00367	1	5	0.0025	126714.903	transizione	13.82	10.34
c17	0.00368	1	5	0.0025	126818.4	transizione	13.82	13.35
D	0.00367	6	5	1	126680.404	turbolento	17.89	20.41
d1	0.00367	1	5	1	126611.406	turbolento	17.88	17.55
d2	0.00367	1	5	1	126680.404	turbolento	17.88	20.55
d3	0.00368	1	5	1	126887.398	turbolento	17.88	24.15
d4	0.00367	1	5	1	126542.408	turbolento	17.88	16.32
d5	0.00368	1	5	1	126887.398	turbolento	17.88	22.60
d6	0.00367	1	5	1	126611.406	turbolento	17.88	21.26
E	0.00373	10	10	0.0025	128777.944	transizione	15.65	11.99
e3	0.00374	1	10	0.0025	129095.335	transizione	15.65	11.90
e4	0.00374	1	10	0.0025	128991.838	transizione	15.65	13.06
e5	0.00374	1	10	0.0025	129060.836	transizione	15.65	12.82
e6	0.00370	1	10	0.0025	127577.378	transizione	15.65	10.46
e7	0.00374	1	10	0.0025	129164.333	transizione	15.65	11.65
e8	0.00374	1	10	0.0025	128991.838	transizione	15.65	11.70
e9	0.00370	1	10	0.0025	127577.378	transizione	15.65	12.05
e10	0.00374	1	10	0.0025	128991.838	transizione	15.65	11.44
e11	0.00370	1	10	0.0025	127577.378	transizione	15.65	12.52
e12	0.00374	1	10	0.0025	128991.838	transizione	15.65	12.28
F	0.00373	9	10	1	128612	turbolento	24.98	25.24
f1	0.00373	1	10	1	128612	turbolento	24.98	22.80
f2	0.00373	1	10	1	128612	turbolento	24.98	28.67
f3	0.00373	1	10	1	128612	turbolento	24.98	22.20
f5	0.00373	1	10	1	128612	turbolento	24.98	24.50
f6	0.00373	1	10	1	128612	turbolento	24.98	27.80
f7	0.00373	1	10	1	128612	turbolento	24.98	23.70
f8	0.00373	1	10	1	128612	turbolento	24.98	26.60
f9	0.00373	1	10	1	128612	turbolento	24.98	26.00
f10	0.00373	1	10	1	128612	turbolento	24.98	24.86

Una lettura critica dei dati, però, può essere effettuata solo con l'ausilio di grafici opportuni. In particolare, prima di passare alla valutazione della precisione dell'apparato di misura, è interessante evidenziare la relazione tra la τ , la pendenza i e la scabrezza ϵ ; sia per i valori teorici che per i valori misurati. Per facilitare la lettura i grafici fanno riferimento esclusivamente al segnale medio di ogni serie.

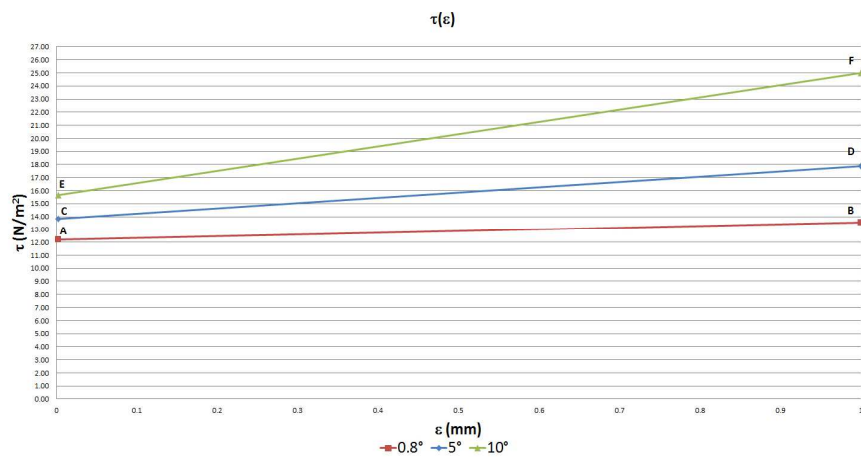


Figura 4.25 relazione taglio - scabrezza per diversi valori della pendenza

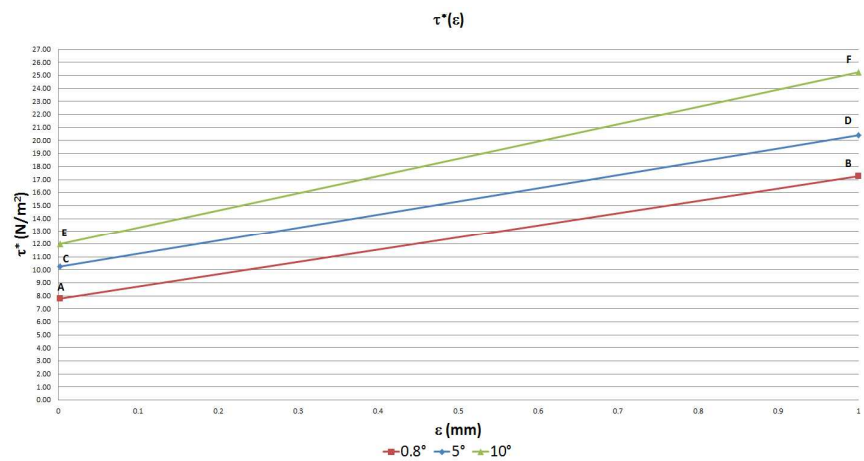


Figura 4.26 relazione taglio (misurato) - scabrezza per diversi valori della pendenza

Come mostrato nelle figure sopra, la relazione $\tau(\epsilon)$ è monotona crescente per ogni pendenza considerata. Mettendo in ascissa la variabile i , piuttosto che ϵ , si può osservare la relazione $\tau(i)$:

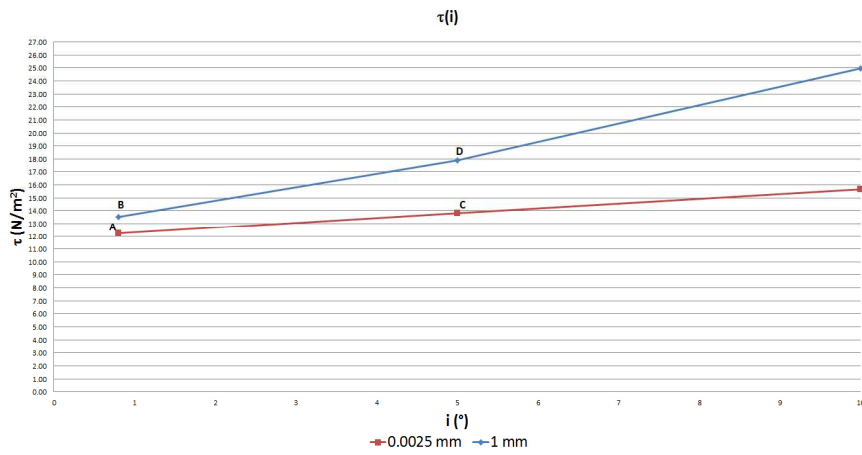


Figura 4.27 relazione taglio - pendenza per diversi valori della scabrezza

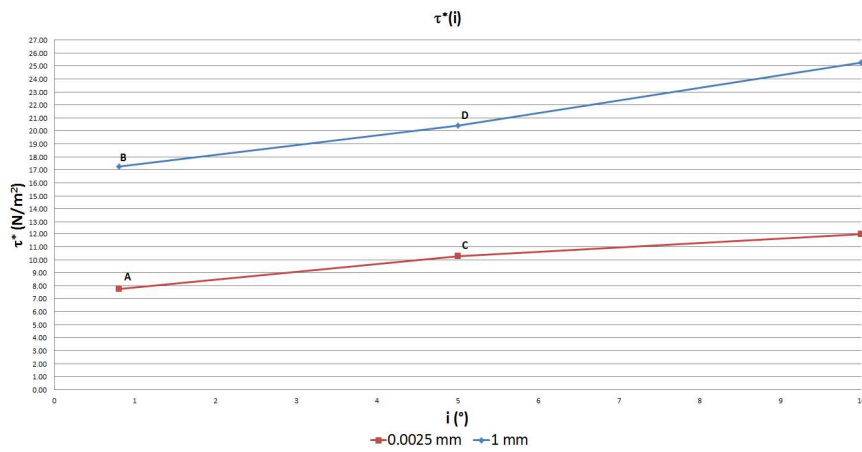


Figura 4.28 relazione taglio (misurato) - pendenza per diversi valori della scabrezza

La funzione a due variabili $\tau(\epsilon, i)$ si può ottenere determinando la superficie di regressione che meglio approssima i valori attesi. Essa risulta essere:

$$\tau(\varepsilon, i) = 12.24 + 0.3097 \cdot \varepsilon + 0.1532 \cdot i + 0.8764 \cdot \varepsilon \cdot i + 0.01996 \cdot i^2 \quad (4.7)$$

Questa funzione di regressione fornisce un errore quadratico medio pari a 0.5291 e una somma dei quadrati residui pari a 0.28.

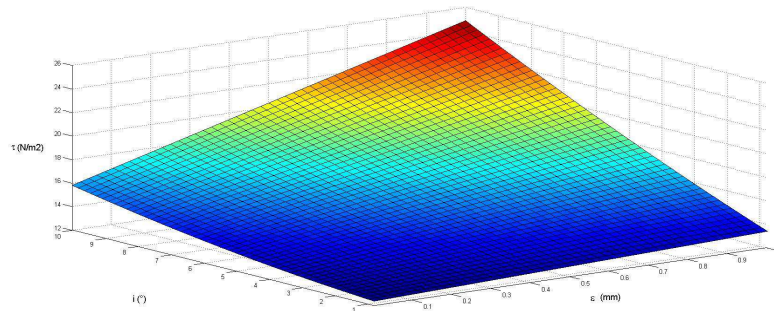


Figura 4.29 Superficie di regressione $\tau(\varepsilon, i)$

Allo stesso modo può determinarsi la funzione $\tau^*(\varepsilon, i)$ a partire dai dati campionari di misura:

$$\tau^*(\varepsilon, i) = 7.559 + 8.789 \cdot \varepsilon + 0.4739 \cdot i + 0.4174 \cdot \varepsilon \cdot i - 0.001806 \cdot i^2 \quad (4.8)$$

In questo caso la funzione di regressione presenta un errore quadratico medio pari a 0.6061 e una somma dei quadrati residui pari a 0.3673.

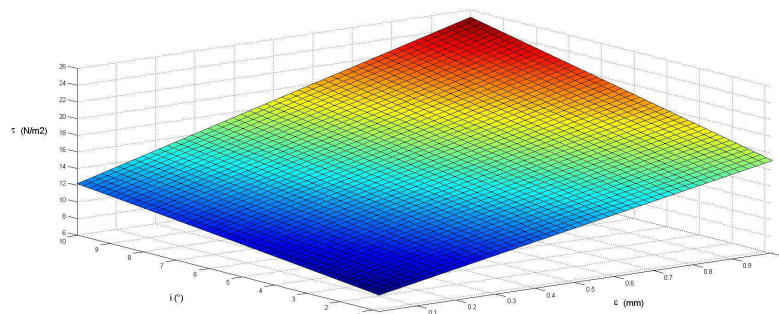


Figura 4.30 Superficie di regressione $\tau^*(\varepsilon, i)$

Riportando sullo stesso grafico le due superfici, si ha:

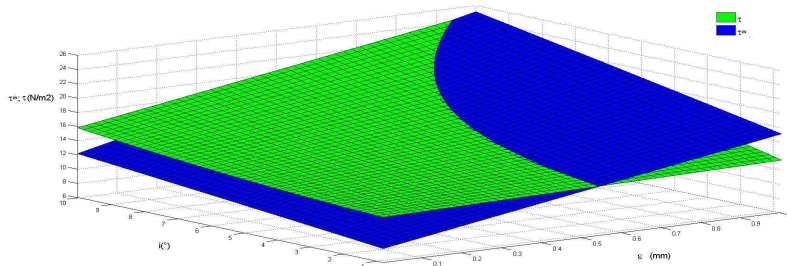


Figura 4.31 Confronto tra le superfici di regressione $\tau(\epsilon, i)$ e $\tau^*(\epsilon, i)$.

Le funzioni 4.7 e 4.8, come la figura 4.31, indicano che le due superfici di regressione sono analoghe, ma non perfettamente sovrapponibili.

Raffigurando in un piano cartesiano i punti (τ, τ^*) di ogni esperimento, nonché quelli riferiti al segnale medio di ogni serie, si può valutare di quanto questi punti si discostino dalla bisettrice del quadrante; minore è la distanza da tale bisettrice, ovvero minore è la differenza in valore assoluto tra τ e τ^* , maggiore è la precisione della misura:

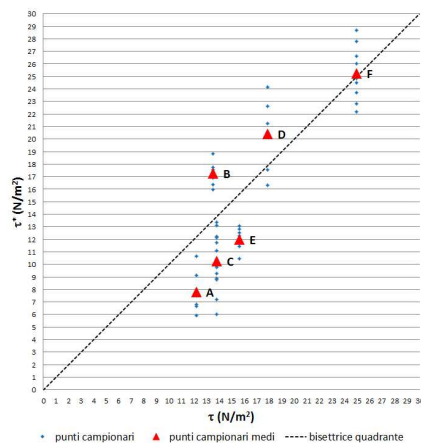


Figura 4.32 Confronto tra $\tau(\epsilon, i)$ e $\tau^*(\epsilon, i)$.

In ogni procedimento sperimentale non sorprende che vi sia una discrepanza tra misura e valori attesi; bisogna, però, adottare un criterio quantitativo per valutare il peso che essa assume.

Ora, calando questa osservazione nel caso specifico di questo studio, è bene ricordare che la misura diretta dello shear stress bed, in ultima istanza, viene fatta dal trasduttore piezoelettrico. Questi tipi di trasduttori, benché presentino una curva caratteristica lineare, generalmente diminuiscono la loro precisione quando si trovano a misurare sforzi con valori prossimi al loro fondo scala. Per verificare questa ipotesi e valutarne l'incidenza si è diagrammato lo scarto di misura

$$s = |\tau^* - \tau| \quad (4.9)$$

in funzione di τ :

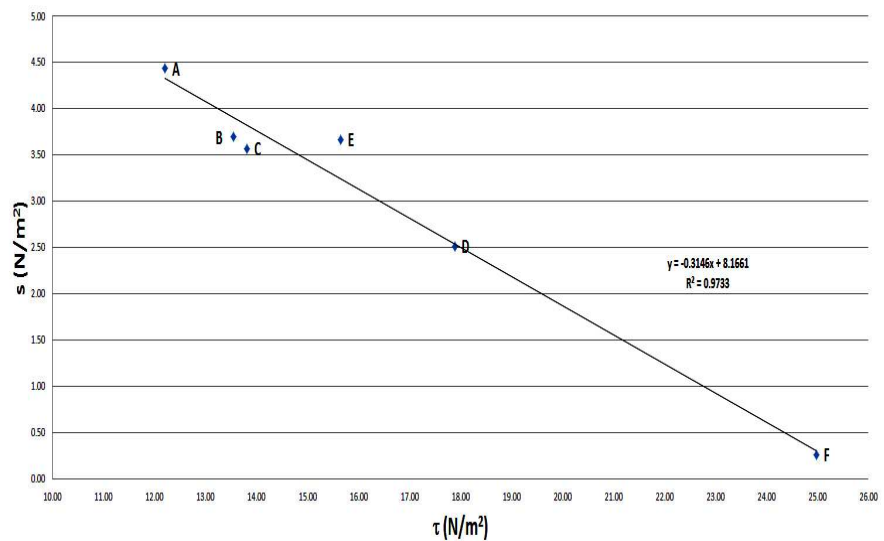


Figura 4.33 Diagramma s - τ

È chiaro che s diminuisce all'aumentare di τ , secondo la legge di regressione lineare:

$$s = -0.3146 \cdot \tau + 8.1661 \quad (4.10)$$

Inoltre, nella determinazione della precisione di un apparato di misura, più dello scarto assoluto è necessario quantificare lo scarto relativo, ovvero lo scarto assoluto rapportato alla misura attesa. Nel nostro caso esso può essere definito come:

$$s_r = \frac{|\tau^* - \tau|}{\tau} * 100 = \frac{s}{\tau} \quad (4.11)$$

Il relativo diagramma è il seguente:

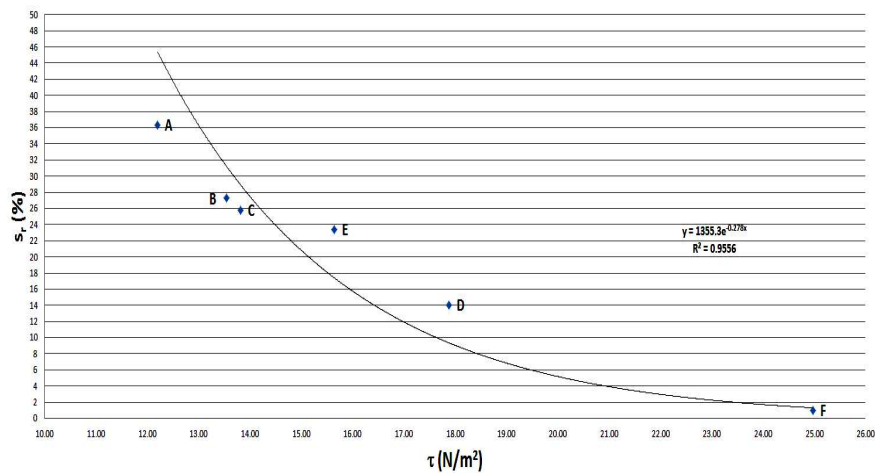


Figura 4.34 Diagramma s_r - τ

Il diagramma in figura 4.34 ci fornisce la precisione delle misure effettuate, considerando i valori medi di ogni serie di esperimenti. Inoltre indica che l'efficienza e la precisione dell'apparato elettromeccanico aumentano all'aumentare della τ , secondo la legge di regressione esponenziale seguente:

$$s_r = 1355.3 \cdot e^{-0.278 \cdot \tau} \quad (4.12)$$

4.4 TABELLE SPERIMENTALI

Si riportano ora le tabelle comprensive di tutti i dati sperimentali:

Tabella 4.3 Dati sperimentali della serie A ($i=0.8^\circ$, $e=0.0025$ mm):

A						
α ($^\circ$)	0.8					
μ (Pa*s)	0.001					
ϵ (mm)	0.0025					
γ ($\text{mm}^{-1/2}$) di Bazin	0.01					
numero esperimento	3	4	5	6	7	8
apertura della valvola						
frame	415	279	337	472	1010	387
tempo (s)	16.60	11.16	13.48	18.88	40.40	15.48
apertura della paratoia						
frame	453	303	369	506	1045	416
tempo (s)	18.12	12.12	14.76	20.24	41.80	16.64
8 secondi dopo l'apertura della paratoia						
frame	653	503	569	706	1245	616
tempo (s)	26.12	20.12	22.76	28.24	49.80	24.64
svuotamento del serbatoio esterno						
frame	1469	1313	1376	1510	2049	1435
tempo (s)	58.76	52.52	55.04	60.40	81.96	57.40
tempo di svuotamento del serbatoio esterno						
tempo (s)	42.16	41.36	41.56	41.52	41.56	41.92
Δt tra l'apertura della valvola e l'apertura della paratoia						
tempo (s)	1.52	0.96	1.28	1.36	1.40	1.16
ζ	3.0693	2.9482	2.9783	2.9723	2.9783	3.0328
Q_{c8} (m^3/s)	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037
Re	126991	127370	127301	127336	127301	127094
ϵ/d	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05
λ	0.0168	0.0168	0.0168	0.0168	0.0168	0.0168
hu (m)	0.0148	0.0148	0.0148	0.0148	0.0148	0.0148
τ (N/m^2)	12.2	12.2	12.2	12.2	12.2	12.2
τ^* (N/m^2)	7.5	6.8	10.7	9.1	6.7	5.9

Tabella 4.4 Dati sperimentali della serie B ($i=0.8^\circ$, $e=1$ mm)

B							
α ($^\circ$)	0.8						
μ (Pa*s)	0.001						
ε (mm)	1.0000						
γ (mm ^{1/2})	0.20						
numero esperimento	3	4	5	7	8	9	11
apertura della valvola							
frame	471	317	377	372	656	464	454
tempo (s)	18.84	12.68	15.08	14.88	26.24	18.56	18.16
apertura della paratoia							
frame	503	342	403	405	683	488	480
tempo (s)	20.12	13.68	16.12	16.20	27.32	19.52	19.20
8 secondi dopo l'apertura della paratoia							
frame	703	542	603	605	883	688	680
tempo (s)	28.12	21.68	24.12	24.20	35.32	27.52	27.20
svuotamento del serbatoio esterno							
frame	1508	1352	1416	1420	1698	1499	1494
tempo (s)	60.32	54.08	56.64	56.80	67.92	59.96	59.76
tempo di svuotamento del serbatoio esterno							
tempo (s)	41.48	41.40	41.56	41.92	41.68	41.40	41.60
Δt tra l'apertura della valvola e l'apertura della paratoia							
tempo (s)	1.28	1.00	1.04	1.32	1.08	0.96	1.04
ζ	2.9662	2.9542	2.9783	3.0326	2.9964	2.9543	2.9842
Q_{ss} (m ³ /s)	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037
Re	127336	127370	127301	127129	127646	127370	127267
ε/d	1.85E-02	1.85E-02	1.85E-02	1.85E-02	1.85E-02	1.85E-02	1.85E-02
λ	0.0474	0.0474	0.0474	0.0474	0.0474	0.0474	0.0474
hu (m)	0.0257	0.0257	0.0257	0.0256	0.0257	0.0257	0.0257
τ (N/m ²)	13.6	13.6	13.6	13.6	13.6	13.6	13.6
τ^* (N/m ²)	16.4	18.8	17.8	16.9	16.0	17.4	17.6

Tabella 4.5 Dati sperimentali della serie C ($i=5^\circ$, $e=0.0025$ mm)(prima parte)

C								
α ($^\circ$)	5.0							
μ (Pa*s)	0.001							
ε (mm)	0.0025							
γ (mm ^{1/2})	0.01							
numero esperimento	1	2	3	4	5	6	7	8
apertura della valvola								
frame	411	255	269	285	252	298	482	527
tempo (s)	16.44	10.20	10.76	11.40	10.08	11.92	19.28	21.08
apertura della paratoia								
frame	436	282	290	305	274	322	507	560
tempo (s)	17.44	11.28	11.60	12.20	10.96	12.88	20.28	22.40
8 secondi dopo l'apertura della paratoia								
frame	636	482	490	505	474	522	707	760
tempo (s)	25.44	19.28	19.60	20.20	18.96	20.88	28.28	30.40
svuotamento del serbatoio esterno								
frame	1547	1413	1410	1414	1396	1435	1626	1670
tempo (s)	61.88	56.52	56.40	56.56	55.84	57.40	65.04	66.80
tempo di svuotamento del serbatoio esterno								
tempo (s)	45.44	46.32	45.64	45.16	45.76	45.48	45.76	45.72
Δt tra l'apertura della valvola e l'apertura della paratoia								
tempo (s)	1.00	1.08	0.84	0.80	0.88	0.96	1.00	1.32
ζ	2.4736	2.5760	2.4966	2.4412	2.5106	2.4780	2.5106	2.5059
Q_{gs} (m ³ /s)	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037
Re	126818	126370	126680	126922	126611	126784	126646	126715
ε/d	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05
λ	0.0170	0.0170	0.0170	0.0170	0.0170	0.0170	0.0170	0.0170
hu (m)	0.0080	0.0080	0.0080	0.0080	0.0080	0.0080	0.0080	0.0080
τ (N/m ²)	13.8	13.8	13.8	13.8	13.8	13.8	13.8	13.8
τ^* (N/m ²)	8.8	8.9	13.1	9.3	6.0	9.8	7.2	11.1

Tabella 4.6 Dati sperimentali della serie C ($i=5^\circ$, $e=0.0025$ mm)(seconda parte)

C								
α ($^\circ$)	5.0							
μ (Pa*s)	0.001							
ε (mm)	0.0025							
γ (mm ^{1/2})	0.01							
numero esperimento	9	10	11	12	13	14	15	17
apertura della valvola								
frame	417	276	418	426	255	482	252	276
tempo (s)	16.68	11.04	16.72	17.04	10.20	19.28	10.08	11.04
apertura della paratoia								
frame	441	299	449	447	282	507	274	299
tempo (s)	17.64	11.96	17.96	17.88	11.28	20.28	10.96	11.96
8 secondi dopo l'apertura della paratoia								
frame	641	499	649	647	482	707	474	499
tempo (s)	25.64	19.96	25.96	25.88	19.28	28.28	18.96	19.96
svuotamento del serbatoio esterno								
frame	1556	1411	1553	1562	1413	1626	1396	1411
tempo (s)	62.24	56.44	62.12	62.48	56.52	65.04	55.84	56.44
tempo di svuotamento del serbatoio esterno								
tempo (s)	45.56	45.40	45.40	45.44	46.32	45.76	45.76	45.4
Δt tra l'apertura della valvola e l'apertura della paratoia								
tempo (s)	0.96	0.92	1.24	0.84	1.08	1.00	0.88	0.92
ζ	2.4874	2.4688	2.4688	2.4735	2.5760	2.5106	2.5106	2.4688
Q_{0s} (m ³ /s)	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037
Re	126749	126818	126853	126784	126370	126646	126611	126818
ε/d	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05
λ	0.0170	0.0170	0.0170	0.0170	0.0170	0.0170	0.0170	0.0170
hu (m)	0.0080	0.0080	0.0080	0.0080	0.0080	0.0080	0.0080	0.0080
τ (N/m ⁴)	13.8	13.8	13.8	13.8	13.8	13.8	13.8	13.8
τ^* (N/m ²)	10.2	9.9	11.8	10.1	12.1	12.2	10.3	13.4

Tabella 4.7 Dati sperimentali della serie D ($i=5^\circ$, $e=1$ mm)

D						
α ($^\circ$)	5					
μ (Pa*s)	0.001					
ε (mm)	1					
γ (mm ^{1/2})	0.2					
numero esperimento	1	2	3	4	5	6
apertura della valvola						
frame	412	372	531	579	435	300
tempo (s)	16.52	14.88	21.24	23.16	17.40	12.00
apertura della paratoia						
frame	436	395	552	611	459	321
tempo (s)	17.48	15.80	22.08	24.44	18.36	12.84
8 secondi dopo l'apertura della paratoia						
frame	636	595	752	811	659	521
tempo (s)	25.48	23.80	30.08	32.44	26.36	20.84
svuotamento del serbatoio esterno						
frame	1544	1514	1675	1729	1567	1444
tempo (s)	61.80	60.56	67.00	69.16	62.68	57.76
tempo di svuotamento del serbatoio esterno						
tempo (s)	45.28	45.68	45.76	46.00	45.28	45.76
Δt tra l'apertura della valvola e l'apertura della paratoia						
tempo (s)	0.96	0.92	0.84	1.28	0.96	0.84
ζ	2.4550	2.5012	2.5106	2.5385	2.4550	2.5106
Q_{8s} (m ³ /s)	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037
Re	126887	126680	126611	126542	126887	126611
ε/d	1.85E-02	1.85E-02	1.85E-02	1.85E-02	1.85E-02	1.85E-02
λ	0.0474	0.0474	0.0474	0.0474	0.0474	0.0474
hu (m)	0.0149	0.0148	0.0148	0.0148	0.0149	0.0148
τ (N/m ²)	17.9	17.9	17.9	17.9	17.9	17.9
τ^* (N/m ²)	17.6	20.6	24.2	16.3	22.6	21.3

Tabella 4.8 Dati sperimentali della serie E ($i=10^\circ$, $e=0.0025$ mm)

E										
α (°)	10.0									
μ (Pa*s)	0.001									
e (mm)	0.0025									
γ (mm ^{1/2})	0.01									
numero esperimento	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
apertura della valvola										
frame	339	484	466	362	391					
tempo (s)	13.56	19.36	18.64	14.48	15.64					
apertura della paratoia										
frame	364	511	505	388	422					
tempo (s)	14.56	20.44	20.20	15.52	16.88					
8 secondi dopo l'apertura della paratoia										
frame	564	711	705	588	622					
tempo (s)	22.56	28.44	28.20	23.52	24.88	8.00	8.00	8.00	8.00	8.00
svuotamento del serbatoio esterno										
frame	1323	1477	1457	1458	1373					
tempo (s)	52.92	59.08	58.28	58.32	54.92					
tempo di svuotamento del serbatoio esterno										
tempo (s)	39.36	39.72	39.64	43.84	39.28	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
Δt tra l'apertura della valvola e l'apertura della paratoia										
tempo (s)	1.00	1.08	1.56	1.04	1.24	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
ζ	2.3411	2.3869	2.3768	2.9406	2.3310					
Q_{05} (m ³ /s)	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037					
Re	129095	128992	129061	127577	129164					
ϵ/d	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05	4.62E-05					
λ	0.0169	0.0169	0.0169	0.0169	0.0169					
hu (m)	0.0064	0.0064	0.0064	0.0064	0.0064					
τ (N/m ²)	15.7	15.7	15.7	15.7	15.7	15.7	15.7	15.7	15.7	15.7
τ^* (N/m ²)	11.9	13.1	12.8	10.5	11.7	11.7	12.1	11.4	12.5	12.3

Tabella 4.9 Dati sperimentali della serie F ($i=10^\circ$, $e=1$ mm)

F									
α ($^\circ$)	10								
μ (Pa*s)	0.001								
ε (mm)	1.0000								
γ (mm ^{1/2})	0.20								
numero esperimento	1	2	3	5	6	7	8	9	10
apertura della valvola									
frame	381	488	476	362	408	391	391	384	466
tempo (s)	15.24	19.52	19.04	14.48	16.32	15.64	15.64	15.36	18.64
apertura della paratoia									
frame	408	511	501	388	439	415	422	403	505
tempo (s)	16.32	20.44	20.04	15.52	17.56	16.60	16.88	16.12	20.20
8 secondi dopo l'apertura della paratoia									
frame	608	711	701	588	639	615	622	603	705
tempo (s)	24.32	28.44	28.04	23.52	25.56	24.60	24.88	24.12	28.20
svuotamento del serbatoio esterno									
frame	1374	1476	1460	1458	1461	1450	1373	1397	1457
tempo (s)	54.96	59.04	58.4	58.32	58.44	58.00	54.92	55.88	58.28
tempo di svuotamento del serbatoio esterno									
tempo (s)	39.72	39.52	39.36	43.84	42.12	42.36	39.28	40.52	39.64
Δt tra l'apertura della valvola e l'apertura della paratoia									
tempo (s)	1.08	0.92	1.00	1.04	1.24	0.96	1.24	0.76	1.56
ζ	2.3869	2.3655	2.3411	2.9406	2.6622	2.331	2.3621	2.3668	2.3768
Q_{ss} (m ³ /s)	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037	0.0037
Re	128992	129056	129095	127577	127685	128612	128865	129032	129061
ε/d	1.82E-02	1.82E-02	1.82E-02	1.82E-02	1.82E-02	1.82E-02	1.82E-02	1.82E-02	1.82E-02
λ	0.0470	0.0470	0.0470	0.0470	0.0470	0.0470	0.0470	0.0470	0.0470
hu (m)	0.0122	0.0122	0.0122	0.0122	0.0122	0.0122	0.0122	0.0122	0.0122
τ (N/m ²)	25.0	25.0	25.0	25.0	25.0	25.0	25.0	25.0	25.0
τ^* (N/m ²)	22.8	28.7	22.2	24.5	27.8	23.7	26.6	26.0	24.9

4.5 CONSIDERAZIONI E SVILUPPI FUTURI

Il grafico riportato nella Figura 4.34 dimostra che l'impianto elettromeccanico dà risultati sempre più accurati all'aumentare del valore degli sforzi registrati e che la causa che più influisce sulla precisione della misura è dovuta alla sensibilità del sensore piezoelettrico. D'altronde, come accennato nel capitolo 3, nella fase di progettazione si è tenuto conto anche dei possibili sviluppi futuri della ricerca, quindi la scelta del sensore è stata fatta considerando un range di sollecitazioni più alto di quelle registrate in questi test sperimentali. Basti pensare che, passando da una semplice corrente di acqua chiara a una miscela bifasica, la densità media del mezzo si troverebbe ad aumentare considerevolmente, passando da un valore di 1000 Kg/m^3 a valori che si potrebbero attestare intorno ai 2000 kg/m^3 . Dunque, riuscendo a garantire valori di portata simili a quelli registrati in questi test sperimentali, è intuibile che all'aumentare della densità media aumenterebbero anche gli sforzi taglienti trasferiti al canale, almeno per ciò che riguarda la componente dovuta al peso. In tale quadro la precisione della misura fornita dall'impianto si attesterebbe su valori prossimi al 1%.

Inoltre, un ulteriore sviluppo futuro del sistema potrebbe prevedere la sua implementazione su canali a maggiore dimensione, ponendo anche meno incertezze dal punto di vista degli effetti di scala (Armanini 1991) ed evitando così di ricorrere ad artifici sperimentali per ridurre l'influenza (Genovese et al. 2014). Anche in quel caso il range delle sollecitazioni sarebbe idoneo al sensore scelto.

In ogni caso, l'aver individuato e dimostrato che il motivo dell'incertezza della misura è riconducibile semplicemente ad un componente dell'apparato, evidenzia la validità del metodo elettromeccanico di misura adottato.

Una possibile evoluzione della presente ricerca si realizzerebbe anche considerando il sistema in modo seriale; l'uso di più piastre di misura disposte lungo un canale potrebbe fornire informazioni quantitative sull'evoluzione temporale e spaziale dello sforzo tagliente di fondo, riuscendo a captare, magari indirettamente, il ruolo della selezione

granulometrica che avviene durante la propagazione e che implica notevoli conseguenze sulla dinamica della stessa.

È da osservare che, sebbene l'idea progettuale sia nata nell'ambito dello studio dei debris flow, la disponibilità di un impianto elettromeccanico per la misura dello sforzo tagliante di fondo, di tipo non invasivo, può risultare utile in numerose applicazioni dell'idrodinamica, sia dei fluidi newtoniani che di quelli non newtoniani. In tale ambito, ad esempio, garantendo la formazione di un profilo di moto uniforme, si potrebbero correlare le misure dello sforzo con tutti gli altri parametri caratteristici delle correnti. Per garantire il moto uniforme sarebbe necessario aumentare la lunghezza del canale e usare un sistema di ricircolo a portata costante, attraverso l'uso di una pompa. Infine l'uso di misuratori della velocità non invasivi farebbe raggiungere all'impianto di misura un'efficienza ottimale.

5 CONCLUSIONI

Nell'ambito della ricerca scientifica sui debris flow, questo lavoro ha voluto dare un contributo sperimentale consistente nella progettazione e realizzazione di un impianto elettromeccanico per la misura diretta dello sforzo tagliente al fondo di correnti a pelo libero. Questo tipo di misura, che per lo schema di impianto adoperato è estensibile alle correnti bifasiche, è un primo passo fondamentale per fornire nuovi strumenti di indagine sul fenomeno dell'entrainment di massa in fase di propagazione dei debris flow.

L'uso di un modello analitico, appositamente realizzato, ha permesso il confronto tra i valori teorici e le misure sperimentali effettuate con una miscela monofasica di acqua pura. In tal modo si è arrivati alla valutazione del grado di precisione dell'impianto, che è risultato influenzato dalla sensibilità del sensore piezoelettrico; per valori dello sforzo lontani dal fondo scala del sensore, si è dimostrato che il metodo di misura adottato tende ad una precisione vicina all'1%.

I risultati ottenuti, considerando la novità dello strumento, sono soddisfacenti e confermano la validità dell'idea progettuale; l'analisi quantitativa e statistica dei risultati ha permesso l'individuazione delle possibili ottimizzazioni da realizzare in vista di nuove applicazioni su correnti bifasiche.

I possibili sviluppi futuri della ricerca qui iniziata sono molteplici, sia nell'ambito originario dei debris flow che nell'ambito dello studio di fenomeni idrodinamici di fluidi newtoniani e non newtoniani.

BIBLIOGRAFIA

- Ancey C. (2001). Role of lubricated contacts in concentrated polydisperse suspensions, *J. Rheol.*, 45, 1421-1439.
- Armanini A. (1991). Physical Modelling of Debris-Flow, *Atti di: International Symposium on Debris Flow and Flood Disaster*, Ermeishan City, China.
- Armanini A., Fraccarollo L., Rosatti G. (2009). Two-dimensional simulation of debris flows in erodible channels. *Computer & Geosciences* 35 (2009): 993-1006.
- Bagnold R.A. (1954). Experiments on a gravity-free dispersion of large solid spheres in a Newtonian Fluid under shear, *Proc. Roy. Soc. London, Ser. A* 225, 49-63.
- Berger C., McArdell B. W., and Schlunegger F. (2011). Direct measurement of channel erosion by debris flows, Illgraben, Switzerland. *Journal of Geophysical Research*, Vol. 116, F01002.
- Capart H., Young D. L. (1998). Formation of a jump by the dam-break wave over a granular bed. *Journal of Fluid Mechanics / Volume 372 / October 1998*, pp 165- 187.
- Coussot P. e Piau J.M. (1995). A large-scale field coaxial cylinder rheometer for the study of the rheology of natural coarse suspensions. *Journal of Rheology* 39: 105-124.
- Denlinger R. P., Iverson R. M. (2001). Flow of variably fluidized granular masses across three-dimensional terrain. 2 Numerical predictions and experimental tests. *Journal of Geophysical Research*, Vol. 106, NO. B1, PAGES 553-566, January 10, 2001.
- Egashira S., Honda N. and Itoh T. (2001). Experimental Study on the Entrainment of Bed Material into Debris Flow. *Phys. Chem. earth (C)*, Vol. 26, No. 9, pp. 645-650,2001
- Fraccarollo L., Capart H. (2002). Riemann wave description of erosional dam-break flows. *Journal of Fluid Mechanics / Volume 461 / June 2002*, pp 183-228.
- Genovese M., Viccione G., Rossi F., Guida D., Lenza T. L. L. (2014). Impiego della carbossimetilcellulosa sodica (CMC) per la modellazione fisica del fluido interstiziale nelle correnti detritiche. *XXXIV Convegno di Idraulica e Costruzioni Idrauliche, Bari, 7 – 10 Settembre 2014, D.649.*
- Iverson R. M., (1997). The Physics of debris flows. *Reviews of Geophysics*, 35, 3 / August 1997 pages 245-296, paper number 97RG00426.

- Iverson R. M., (2003), The debris-flow rheology myth, in *Debris-flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction, and Assessment*, v. 1, D. Rickenmann and C.L. Chen, eds., Millpress, Rotterdam, 303-314.
- Iverson R. M., Logan M., LaHusen R. G., and Berti M. (2010). The perfect debris flow? Aggregated results from 28 large-scale experiments. *Journal of Geophysical Research*, Vol. 115, F03005.
- Iverson R. M., Reid M. E., Logan M., LaHusen R. G., Godt J. W. and Griswold J. P. (2011). Positive feedback and momentum growth during debris-flow entrainment of wet bed sediment. *Nature Geoscience*, Vol. 4, February 2011.
- Iverson, R.M., (2012), Elementary theory of bed-sediment entrainment by debris flows and avalanches, *Journal of Geophysical Research*, v. 117, F03006, doi:10.1029/2011JF002189, 17 p.
- Jaeggi M. N. R., Pellandini S. (1997). Torrent check dam sas a control measure for debris flows. Lecture Notes in *Earth Sciences* Volume 64, 1997, pp 186-207.
- Johnson A.M. (1970), Physical processes in geology: *Freeman*, Cooper, San Francisco: 1-577.
- Kean J. W., Staley D. M., and Cannon S. H. (2011). In situ measurements of post-fire debris flows in southern California: Comparison of the timing and magnitude of 24 debris-flow events with rainfall and soil moisture conditions. *Journal of Geophysical Research*, Vol. 116, F04019
- Lambe T. W., Whitman R. V.(1979). Soil Mechanics, SI Version, *Wiley*, New York.
- Lanzoni S. (1992). Osservazioni sperimentali sul moto di miscugli granulari in canali a forte pendenza, *XXIII Convegno di Idraulica e Costruzioni Idrauliche, Firenze, 31 Agosto – 4 Settembre, D.269*.
- McArdell B. W., Bartelt P., and Kowalski J. (2007). Field observations of basal forces and fluid pore pressure in a debris flow. *Geophysical Research Letters*, Vol. 34, L07406.
- Musso A., Olivares L. (2003). Flowslides in pyroclastic soils: Transition from “Static Liquefaction” to “fluidization”. *IW-Flows2003 on: Occurrence and Mechanisms of Flow-like Landslides in Natural Slopes and Earthfills*, Sorrento, Maggio, 15-16, 2003; Patron Editore – Stampato a Bologna; ISBN: 88-555-2747-9-V.1:117-127.
- Pirulli M., Sorbino G. (2006). Effetto della reologia sull’analisi della propagazione di flussi di detrito. *Incontro Annuale dei Ricercatori di Geotecnica 2006*.
- Rickenmann D., Weber D., Stepanov B. (2003). Erosion by debris flows in field and laboratory experiments. *Debris-Flow Hazards Mitigation: Mechanics, Prediction, and Assessment*, Rickenmann & Chen (eds). Millpress, Rotterdam, ISBN 90 77017 78 X

- Rossi F., Papa M., Rega G. (2008). Volumi di innesco, di amplificazione e di alluvionamento delle correnti detritiche dell'evento del maggio '98.
- Seminara G., Tubino M. (1993). Debris flows: Meccanica, Controllo e Previsione. *GNDCI*.
- Takahashi T. (1978). Mechanical characteristics of debris flow: *J. Hydraul. Eng., ASCE*, 104: 1153-1169.
- Takahashi T. (1987). High velocity flow in steep erodible channels: *Proc. IAHR Congress, Lausanne*: 42-53.
- Takahashi T., Nakagawa H. and Satofuka Y. (2000). Newtonian fluid model for viscous debris-flow: *Proc. 2nd Intern. Conf. on Debris-Flow Hazards Mitigation*: 255-267.
- Takahashi T. (2007). Debris Flow – Mechanism, Prediction and Countermeasures, Year published: ISBN: 978-0-415-43552-9.