



Università della
Calabria



Politecnico di Bari



Università degli Studi
della Basilicata



UNIVERSITÀ DEL SALENTO

Università del
Salento

*Dottorato di Ricerca in Ingegneria Idraulica per l'Ambiente e il
Territorio – Ciclo XXI*

Settore scientifico-disciplinare ICAR/02

Dissertazione per il conseguimento del titolo di Dottore di Ricerca

*PROCESSI RIOSSIGENATIVI IN PRESENZA DI
SALTI DI FONDO*

Biancamaria Verbeni

Coordinatore

Prof. Ing. Francesco Macchione

Tutor

Prof. Ing. Paolo Veltri

Cosenza, Novembre 2009

INDICE

INTRODUZIONE	1
Premessa.....	1
Inquadramento	3
Obiettivi.....	5
1. CAPITOLO I.....	8
Riossigenazione nelle correnti a pelo libero	8
Introduzione.....	8
1.1. L'ossigeno in acqua.....	9
1.2. Concentrazione a saturazione.....	10
1.3. caratteristiche del trasporto di massa.....	12
1.4. Trasferimento dell'ossigeno dall'aria all'acqua	16
1.4.1. Teoria del doppio film.....	19
1.4.2. Teoria della superficie rinnovata	20
1.4.3. Scale del moto turbolento nei processi di trasporto	22
1.5. Il coefficiente di riossigenazione: metodi di stima	25
1.6. Tecniche di misura della riossigenazione	29
1.7. Le grandezze fisiche del fenomeno	31
1.8. Modello per la stima del coefficiente di riossigenazione proposto da Veltri et al.	32
2. CAPITOLO II	34
Caratteristiche delle correnti areate	34
Introduzione.....	34
2.1. Definizione di correnti areate	35
2.2. Area di Interfaccia.....	39
2.3. Canali a gradini.....	41
2.3.1. Regime di moto "Nappe flow"	41

2.3.2.	Regime di moto “Skimming flow”	46
2.3.3.	Regime di transizione	49
2.3.4.	Classificazione dei regimi di flusso.....	50
2.4.	Caratteristiche della sezione di incipiente aerazione.....	53
2.5.	Caratteristiche della regione di corrente areata uniforme	55
3.	CAPITOLO III.....	57
	Efficienza d’aerazione.....	57
	Introduzione.....	57
3.1.	Incremento della riossigenazione	58
3.2.	Efficienza di aerazione	59
3.3.	Parametri che influenzano l’efficienza	61
3.3.1.	Temperatura.....	62
3.3.2.	Portata.....	63
3.3.3.	Qualità delle acque	63
3.3.4.	Altezza del salto.....	64
3.3.5.	Deficit di ossigeno disciolto.....	66
3.4.	Classificazione delle strutture idrauliche a basso carico	67
3.5.	Relazioni di letteratura per il calcolo dell’efficienza	71
3.5.1.	Relazione di Avery and Novak.....	71
3.5.2.	Relazione di Thene	73
3.5.3.	Relazione di Nakasone.....	74
3.5.4.	Relazione di Foree	76
3.5.5.	Relazione di Butts and Evans.....	77
3.5.6.	Relazione di Toombes.....	78
4.	CAPITOLO IV.....	80
	L’INDAGINE SPERIMENTALE.....	80
	Introduzione.....	80

4.1.	Descrizione dell' apparato sperimentale.....	82
4.2.	Strumenti di misura	92
4.3.	Descrizione delle prove	99
4.3.1.	Prove bianche.....	103
4.3.2.	Prove di riossigenazione.....	103
4.4.	Determinazione del tempo di ricircolo	108
4.4.1.	Modellazione del sistema a ricircolo	109
4.5.	Campagne sperimentali propedeutiche.....	116
5.	CAPITOLO V.....	120
	ELABORAZIONE DEI DATI SPERIMENTALI	120
	Introduzione.....	120
5.1.	Studio delle grandezze idrauliche	121
5.2.	Elaborazione delle prove bianche	138
5.3.	Prove di riossigenazione	142
5.4.	Interpretazione dei dati sperimentali.....	155
5.4.1.	Effetti scala	155
5.4.2.	Analisi dimensionale	156
5.4.3.	Struttura del legame funzionale	159
	CONCLUSIONI	163
	BIBLIOGRAFIA.....	168
	ALLEGATO A.....	a
	Profili Idraulici.....	a
	ALLEGATO B.....	n
	Fase Riossigenativa	n

INDICE DELLE FIGURE

Figura 1 – <i>Rappresentazione schematica trasferimento di ossigeno (Chapra, 1997)</i>	17
Figura 2: <i>Schema di Gualtieri and Gualtieri (2004)</i>	26
Figura 3- <i>Correnti areate</i>	36
Figura 4 - <i>Rappresentazione delle bolle d'acqua e d'aria (Chanson et al. , 1996)</i>	38
Figura 5 – <i>Rappresentazione grafica del regime di vena in presenza di salto singolo</i>	42
Figura 6 – <i>Sub – regime NA1</i>	43
Figura 7 – <i>Sub – regime NA2</i>	43
Figura 8 – <i>Sub – regime NA3</i>	44
Figura 9 – <i>Risalto che si sviluppa nel sub – regime NA1</i>	46
Figura 10 – <i>Rappresentazione del regime di corrente aerata su uno scivolo a gradini</i>	47
Figura 11 – <i>Sub – regime SF1</i>	48
Figura 12 – <i>Sub – regime SF2</i>	48
Figura 13 – <i>Sub – regime SF3</i>	49
Figura 14 – <i>Schematizzazione dell'aerazione lungo uno scivolo</i>	54
Figura 15 – <i>Variazione dell'efficienza in funzione dell'altezza del salto – sezione rettangolare [Tratto da Baylar and Bagatur, 2000]</i>	65
Figura 16 - <i>Variazione dell'efficienza in funzione dell'altezza del salto – sezione trapezoidale[Tratto da Baylar and Bagatur, 2000]</i>	65
Figura 17 – <i>Correnti a superficie libera</i>	67
Figura 18 - <i>Passaggio di una corrente attraverso una paratoia a settore</i>	68
Figura 19 – <i>Passaggio di una corrente attraverso una soglia sormontata da una saracinesca</i>	69
Figura 20 – <i>Getto libero in presenza di uno sfioratore</i>	70
Figura 21 – <i>Corrente a pelo libero che passa al di sotto di uno sbarramento tramite una condotta</i>	70
Figura 22– <i>Effetti della geometria della vasca di valle sull'aerazione per portata fissa e altezza della vasca variabile [Tratto da Avery and Novak,1978]</i>	73

Figura 23 – Volume di controllo per l'analisi dell'efficienza aerativa (Toombes, 2002)	78
Figura 24 – Andamento dell'efficienza in funzione del rapporto x/L (Toombes, 2002)	79
Figura 25 – Modello 3D dell'installazione sperimentale.....	82
Figura 26 – Modello 3D dell'apparato sperimentale (a).....	83
Figura 27 – Modello 3D dell'apparato sperimentale (b).....	83
Figura 28 – Sostegno delle sponde	84
Figura 29 – Apparato sperimentale.....	85
Figura 30 – Cerniera.....	86
Figura 31 – Martinetto idraulico	86
Figura 32 – Cassone di monte con il collegamento del pozzetto alla condotta di mandata.....	87
Figura 33 – Collegamento fondo in PVC – pozzetto cassone	87
Figura 34– Cassone di valle.....	88
Figura 35 – Particolare del giunto in gomma	89
Figura 36 – Tubazione di uscita dal cassone di valle	89
Figura 37 – Corpo pompa - saracinesca.....	90
Figura 38 – Selle in acciaio	90
Figura 39 – Cassone in acciaio da 3000 l utilizzato per il caricamento dell'acqua nell'apparato sperimentale	90
Figura 16 . Prospetto dell'apparato sperimentale.....	91
Figura 41 – Misuratore elettromagnetico di portata.....	92
Figura 42 – Piezometri installati lungo la canaletta.....	93
Figura 43 – Piezometri installati a valle del salto.....	94
Figura 44 – Piezometro n°11.....	94
Figura 45 – Punta idrometrica con misuratore digitale.....	95
Figura 46 – Ossimetro di monte	97
Figura 47 – Posizionamento degli ossimetri.....	98

Figura 48 – Schematizzazione del sensore LDO	99
Figura 49 – Andamento temporale della radiazione emessa dall'ossimetro	99
Figura 50 – Schematizzazione di un corrente con tirante idrico inferiore all'altezza del gradino	100
Figura 51 – Schematizzazione di un corrente con tirante idrico dello stesso ordine di grandezza dell'altezza del gradino	100
Figura 52 – Particolare dell'ingresso delle bolle d'aria.....	101
Figura 53 – Particolare della formazione del vortice	101
Figura 54 – Rappresentazione dell'andamento dell'OD nel tempo in una prova di riossigenazione in laboratorio	105
Figura 55 – Regressione lineare dei dati relativi alla fase riossigenativa.....	106
Figura 56 – Schema di un sistema a completa miscelazione (Chapra, 1997).....	111
Figura 57 – Concentrazione del reagente in un reattore CSTR in funzione del tempo nel caso di reazione irreversibile del primo ordine.....	112
Figura 58 – Reattore di tipo Plug Flow Reactor (PFR) (Chapra, 1997)	114
Figura 59 – Fenomeni di trasporto in un MFR (Chapra, 1997)	115
Figura 60 – Confronto tra Y_c di ciascuna singola prova e Y_c	123
Figura 61 – Confronto tra y'_m di ciascuna singola prova e y_m	123
Figura 62 – Confronto tra y'_v di ciascuna singola prova e y_v ($d=50\text{cm}$).....	124
Figura 63 – Confronto tra y'_v di ciascuna singola prova e y_v ($d=100\text{cm}$)	124
Figura 64 – Confronto tra y'_v di ciascuna singola prova e y_v ($d=150\text{cm}$)	125
Figura 65 – Andamento di Y_c in funzione di Q	126
Figura 66 – Andamento di Y_c in funzione di i	126
Figura 67 – Confronto fra le due velocità U_c e U_p	127
Figura 68 : Curva di interpolazione del fattore di forma, f , ottenuta a partire dai dati di Marchi (Ghetti, 1995).....	129
Figura 69 – Disposizione delle prove con $h=3$ sull'abaco di Yen	131
Figura 70 – Disposizione delle prove con $h=4$ sull'abaco di Yen	131
Figura 71 – Disposizione delle prove con $h=5$ sull'abaco di Yen	132

Figura 72 – <i>Disposizione delle prove con $h=7$ sull'abaco di Yen</i>	132
Figura 73 – <i>Andamento di T e OD in funzione del tempo</i>	139
Figura 74 – <i>Andamento dell'OD in funzione della temperatura</i>	139
Figura 75 – <i>Suddivisione della prova bianca in due fasi</i>	140
Figura 76– <i>Andamento OD in funzione di T relativo all'ossimetro di monte</i>	141
Figura 77– <i>Andamento OD in funzione di T relativo all'ossimetro di valle</i>	141
Figura 78 – <i>Confronto tra le relazioni di valle e di monte</i>	142
Figura 79– <i>Confronto tra K_{rM} di ciascuna singola prova e K_{rM}</i>	143
Figura 80 - <i>Valori di E in funzione di Q e i ($h=3\text{cm}$; $d=50\text{cm}$)</i>	145
Figura 81 - <i>Valori di E in funzione di Q e i ($h=4\text{cm}$; $d=50\text{cm}$)</i>	145
Figura 82 - <i>Valorie di E in funzione di Q e i ($h=5\text{cm}$; $d=50\text{cm}$)</i>	146
Figura 83 - <i>Valorie di E in funzione di Q e i ($h=7\text{cm}$; $d=50\text{cm}$)</i>	146
Figura 84 - <i>Valori di E in funzione di Q e i ($h=3\text{cm}$; $d=100\text{cm}$)</i>	147
Figura 85 - <i>Valori di E in funzione di Q e i ($h=4\text{cm}$; $d=100\text{cm}$)</i>	147
Figura 86 - <i>Valori di E in funzione di Q e i ($h=5\text{cm}$; $d=100\text{cm}$)</i>	148
Figura 87 - <i>Valori di E in funzione di Q e i ($h=7\text{cm}$; $d=100\text{cm}$)</i>	148
Figura 88 - <i>Valorie di E in funzione di Q e i ($h=3\text{cm}$; $d=150\text{cm}$)</i>	149
Figura 89 – <i>Valori di E in funzione di Q e i ($h=4\text{cm}$; $d=150\text{cm}$)</i>	149
Figura 90 - <i>Valori di E in funzione di Q e i ($h=5\text{cm}$; $d=150\text{cm}$)</i>	150
Figura 91 - <i>Valori di E in funzione di Q e i ($h=7\text{cm}$; $d=150\text{cm}$)</i>	150
Figura 92 - <i>Variazione di E in funzione di Q e d</i>	151
Figura 93 - <i>Variazione di E in funzione di i e d</i>	151
Figura 94 - <i>Variazione di E in funzione di i e h ($d=50\text{cm}$)</i>	152
Figura 95 - <i>Variazione di E in funzione di Q e h ($d=50\text{ cm}$)</i>	152
Figura 96 - <i>Variazione di E in funzione di i e h ($d=100\text{ cm}$)</i>	153
Figura 97 - <i>Variazione di E in funzione di Q e h ($d=100\text{ cm}$)</i>	153

Figura 98 - <i>Variazione di E in funzione di i e h (d=150 cm)</i>	154
Figura 99 - <i>Variazione di E in funzione di Q e h (d=150 cm)</i>	154
Figura 100: <i>Confronto tra E misurato ed E calcolato</i>	161

INDICE DELLE TABELLE

Tabella 1 - <i>Produzione e rimozione di ossigeno</i>	10
Tabella 2: <i>Range dei parametri adimensionali</i>	33
Tabella 3. <i>Valori del fattore di qualità</i>	64
Tabella 4 - <i>Distribuzione spaziale dei punti di misura</i>	96
Tabella 5- <i>Valori esaminati nella sperimentazione</i>	121
Tabella 6- <i>Valori di f forniti da Marchi (Ghetti,1995)</i>	129
Tabella 7 - <i>Grandezze idrauliche ($h=3$ cm)</i>	131
Tabella 8 - <i>Grandezze idrauliche ($h=4$ cm)</i>	131
Tabella 9 - <i>Grandezze idrauliche ($h=5$ cm)</i>	132
Tabella 10 - <i>Grandezze idrauliche ($h=7$ cm)</i>	132
Tabella 11: <i>Coefficienti della formula di Yen (Yen, 2002)</i>	133
Tabella 12 - <i>Caratterizzazione del moto</i>	134
Tabella 13 - <i>Tempi di ricircolo ($h=3$ cm)</i>	136
Tabella 14 - <i>Tempi di ricircolo ($h=4$ cm)</i>	137
Tabella 15 - <i>Tempi di ricircolo ($h=5$ cm)</i>	137
Tabella 16 - <i>Tempi di ricircolo ($h=7$cm)</i>	138
Tabella 17 - <i>Tabella riassuntiva dei valori dei coefficienti di riossigenazione</i>	143
Tabella 18: <i>Range dei parametri adimensionali</i>	160

INTRODUZIONE

PREMESSA

La presente tesi di dottorato costituisce una tappa della ricerca iniziata in seno al Dipartimento di Difesa del Suolo “V.Marone” dell’Università della Calabria nell’anno 2000 (De Filpo et al., 2000), all’indomani dell’entrata in vigore del D.L.vo 152/99.

L’attività di ricerca ha mosso i primi passi sulla scia delle nuove procedure di monitoraggio dei corsi d’acqua e, soprattutto, in previsione della redazione dei Piani di Tutela dei corpi idrici, anche in funzione delle capacità auto depurative degli stessi.

Un’analisi delle relazioni presenti in letteratura, seguita ad applicazioni su alcuni corsi d’acqua della Calabria, aveva evidenziato un difetto di interpretazione dei fenomeni che si verificano nei fiumi caratterizzati da pendenze elevate e tiranti idrici relativamente bassi.

Riscontrate le difficoltà nell’applicare le formulazioni proposte in letteratura per la stima della riossigenazione in questi fiumi, si è sviluppata un’intensa attività sperimentale svolta presso il nuovo laboratorio “Grandi Modelli

Idraulici” del Dipartimento di Difesa del Suolo “V. Marone” dell’Università della Calabria.

I risultati conseguiti negli anni (Veltri et al., 2004) sono stati soddisfacenti e hanno permesso di individuare una relazione adimensionale in grado di legare il coefficiente di riossigenazione alle caratteristiche idrauliche della corrente (Veltri et al., 2008 e 2009a).

Un’altra difficoltà riscontrata nella modellazione dei fiumi e, quindi, nel trasferimento su campo delle conoscenze acquisite in laboratorio è dovuta alla presenza di numerose discontinuità di fondo che alterano i normali processi di riossigenazione. Le osservazioni hanno indicato che tali discontinuità forniscono al corso d’acqua un apporto significativo in termini di aerazione e, quindi, occorre tenere conto dei loro effetti quando si studia l’andamento dell’ossigeno disciolto nel corso d’acqua.

E’ stata così sviluppata, in seno al filone di ricerca dei processi riossigenativi in presenza di salti di fondo, una campagna sperimentale di laboratorio, di cui questa tesi rappresenta i risultati.

Prima di intraprendere la campagna sperimentale, è stata effettuata un’analisi critica degli studi di letteratura relativi ai processi di trasferimento dell’ossigeno in presenza di salti. Da questa indagine preliminare è emerso come sia possibile distinguere due linee di ricerca: la prima, che analizza il fenomeno da un punto di vista cosiddetto “microscopico”, si basa sulle proprietà della miscela bifasica che si crea dall’ingresso dell’aria in acqua; l’altra, invece, analizza nel complesso il fenomeno in termini di “efficienza di aerazione” delle strutture (salti, briglie).

Allo studio teorico è, quindi, seguita l’attività sperimentale, utilizzando l’apparato realizzato nell’ambito del progetto di ricerca PRIN-COFIN 2005 “Caratterizzazione teorica e sperimentale dell’impatto sui corsi d’acqua ricettori degli inquinanti conservativi e non conservativi veicolati dalle acque

meteoriche urbane”. Naturalmente, l'apparecchiatura è stata modificata per renderla idonea alla nuova campagna di misure.

INQUADRAMENTO

Lo studio dei fenomeni ambientali connessi alla qualità dei sistemi idrici naturali è diventato un argomento di prioritaria importanza negli ultimi anni, in ragione dell'incremento delle fonti di inquinamento, della degradazione delle risorse naturali e dell'accresciuta sensibilità dell'opinione pubblica, tradotta in disposizioni normative, nazionali e internazionali.

I corsi d'acqua hanno rappresentato, sin dall'antichità, il naturale ricettore dei reflui urbani. Da quando la loro naturale capacità di autodepurazione non è stata più sufficiente a smaltire la grande quantità di reflui, con la conseguente rapida degradazione della qualità degli ambienti marini, fluviali e lacustri, si è iniziato ad affrontare, sia politicamente sia scientificamente, il problema della salvaguardia ambientale e della qualità delle acque.

Dal punto di vista politico, un primo freno all'inquinamento delle risorse idriche è venuto dalla legge 319/79, detta "legge Merli", che ha portato a una regolamentazione degli scarichi industriali, demandando alle Regioni quella degli scarichi civili. Hanno fatto seguito poi la legge 183/89, che ha affrontato il tema della difesa del suolo e dei bacini idrografici e, quindi, la legge 36/94, che si è occupata della gestione integrata delle risorse idriche.

La vera svolta è rappresentata dal D.Lgs. 152/99, con il quale viene affermato il concetto che le acque reflue, prima di essere sversate nel corpo idrico ricettore, devono essere sottoposte a un trattamento depurativo che ne garantisca il mantenimento nei limiti stabiliti a livello europeo. Un altro aspetto innovativo riportato dal D.Lgs. 152/99 è lo spostamento dell'attenzione dal singolo scarico all'insieme degli eventi che determinano l'inquinamento dell'intero corpo idrico ricettore. Bisogna, infatti, garantire che l'insieme degli scarichi all'interno del corpo idrico ricettore non ne

pregiudichi la qualità. Lo scopo del decreto è stato innanzitutto di rispondere all'urgenza di recepire le direttive comunitarie quali la 91/271/UE e la 91/676/UE, ma soprattutto di costituire una sorta di testo unico in materia ambientale e di tutela delle acque dall'inquinamento.

Infine, è stato approvato il D.L.vo n 152/2006, altrimenti detto "Codice dell'Ambiente", che ricalca gran parte del precedente D.L.vo 152/99, soprattutto nelle sezioni riguardanti le definizioni e le metodologie di classificazione delle acque. Il testo è di recepimento della Direttiva Quadro Europea 2000/60/CE. Gli obiettivi principali della direttiva sulle acque 2000/60/CE si inseriscono in quelli più complessivi della politica ambientale della Comunità, che deve contribuire a perseguire salvaguardia, tutela e miglioramento della qualità ambientale, nonché l'utilizzazione razionale delle risorse naturali e che deve essere fondata sui principi della precauzione e dell'azione preventiva, sul principio della riduzione, soprattutto alla fonte, dei danni causati all'ambiente e sul principio "chi inquina paga". La direttiva mira a ottenere la graduale riduzione delle emissioni di sostanze pericolose nelle acque per raggiungere l'obiettivo finale di eliminare le sostanze pericolose prioritarie e contribuire a raggiungere valori vicini a quelli del fondo naturale per le concentrazioni in ambiente marino di sostanze presenti in natura. La direttiva dispone, inoltre, che gli Stati Membri adottino norme per le quali gli agglomerati urbani abbiano reti fognarie, secondo criteri precisati dalla stessa normativa, in funzione della popolazione e dell'appartenenza alla tipologia dell'area in esame.

Dal punto di vista scientifico i primi interessi alle problematiche ambientali fluviali risalgono al 1925, quando i due studiosi americani Henry W. Streeter e Earle B. Phelps analizzarono l'andamento dell'ossigeno disciolto in acqua a seguito dello sversamento di una sostanza inquinante, ricavando una relazione in cui il deficit di ossigeno (dato dalla differenza tra la concentrazione di ossigeno disciolto nella condizione di equilibrio e la concentrazione dell'ossigeno all'istante temporale d'interesse) dipende dal carico organico e da due parametri, detti coefficiente di deossigenizzazione e

di riossigenazione. Il primo fornisce indicazioni sulla velocità con cui si degrada la sostanza organica, mentre il secondo la velocità con la quale la corrente riacquisisce l'ossigeno fino a raggiungere la saturazione. A seguito di un versamento di sostanza organica, infatti, avviene nel corpo idrico, per effetto dei batteri aerobi che provvedono alla degradazione, un consumo di ossigeno disciolto. Di fatto, l'ossigeno viene così sottratto alla disponibilità delle specie superiori. I corsi d'acqua, comunque, hanno la capacità di riacquisire i contenuti di ossigeno grazie, principalmente, al contatto con l'atmosfera: il processo di recupero di ossigeno è noto come processo di riossigenazione e dipende sostanzialmente dalle caratteristiche idrauliche della corrente. L'acquisizione di ossigeno è legata a tre parametri: il deficit di ossigeno, la superficie di scambio aria-acqua e la resistenza che l'acqua offre all'ingresso dell'ossigeno.

Il problema della corretta stima delle capacità riossigenative si complica se vengono considerate correnti areate, ovvero al cui interno è presente aria intrappolata, in particolare a valle di opere trasversali quali soglie e briglie, schematizzabili come salti di fondo.

OBIETTIVI

L'obiettivo della ricerca è di affrontare la conoscenza dei fenomeni di riossigenazione in correnti caratterizzate dalla presenza di salti. I corsi d'acqua di quasi tutto il mondo industrializzato, infatti, risentono della presenza di opere di regimentazione quali briglie, soglie, pennelli, protezioni spondali, etc. che influenzano in modo importante il deflusso delle acque e anche il rapporto di concentrazione fra la portata liquida e quella gassosa all'interno della corrente. Questo fenomeno assume aspetti importanti qualora si considerino tratti di corsi d'acqua cittadini, particolarmente caratterizzati dalla pressione antropica, in termini sia di strutture in alveo, sia di scarichi di fognature bianche, nere e miste.

L'inserimento delle opere trasversali, quali briglie o soglie, nei corsi d'acqua storicamente ha avuto lo scopo di evitare l'erosione del fondo e permettere una centralizzazione del flusso, allontanando la corrente dalle sponde per difendere queste dall'erosione durante gli eventi di piena. Queste strutture, però, oltre a svolgere la funzione per la quale sono costruite, facilitano il corso d'acqua nella riacquisizione dell'ossigeno dall'atmosfera.

Essenzialmente, sono tre i processi che avvengono in corrispondenza di un salto e che permettono un incremento dell'ossigeno trasferito.

Il primo processo è rappresentato dall'incremento della turbolenza sia sulla superficie, sia all'interno della corrente. La turbolenza, come si dirà meglio in seguito, influenza il trasferimento di ossigeno nell'acqua per il concetto di "rinnovo della superficie dell'acqua" (Danckwerts, 1951 in Chapra, 1997).

Il secondo processo tiene in conto dell'incremento dell'area d'interfaccia aria - acqua.

Il terzo processo è rappresentato dalle condizioni di sovra saturazione per la presenza delle bolle d'aria all'interno della corrente.

L'efficienza di riossigenazione di una struttura può essere calcolata come rapporto fra la differenza di ossigeno misurato in sezioni subito a monte e a valle della struttura idraulica e il deficit di ossigeno a monte. Dalla letteratura è noto che il valore dell'efficienza è influenzato dalla temperatura dell'acqua (Gameson et al., 1958 in Butts and Evans., 1983 e Gulliver et al., 1990), dalla portata (Avery and Novak, 1978, Nakasone, 1987 e Rindels and Gulliver, 1991), dalla qualità dell'acqua (presenza di agenti attivi di superficie, sostanze organiche e solidi sospesi), dall'altezza del salto (Baylar and Bagatur, 2000) e dal deficit di ossigeno disciolto (Wilhelms et al., 1993).

Le ricerche, però, si riferiscono essenzialmente a opere le cui altezze sono sensibilmente superiori a quelle della corrente; in questi casi si genera un getto che impatta con l'acqua a valle. Nel caso dei corsi d'acqua a debole tirante e forte pendenza molto diffusi nei contesti antropizzati, si riscontra

invece, la presenza di numerosi salti di fondo con altezza comparabile al tirante medio della corrente. Le condizioni di moto che si generano sono diverse da quelle considerate in letteratura per un singolo salto: infatti, molto spesso, la modesta entità dei salti non genera un distacco della lama liquida della corrente.

Nasce da queste considerazioni l'attività sperimentale, che è consistita nel riprodurre in laboratorio le stesse caratteristiche idrauliche e geometriche riscontrate su campo.

L'interpretazione del fenomeno è stata condotta attraverso l'analisi dimensionale. L'approccio, che ha già condotto a buoni risultati in relazione allo studio dei processi riossigenativi, ha permesso di individuare sulla base delle grandezze caratteristiche una relazione descrittiva del fenomeno, riferite alle condizioni idrodinamiche sviluppatesi durante le prove di laboratorio.

CAPITOLO I

RIOSSIGENAZIONE NELLE CORRENTI A PELO LIBERO

INTRODUZIONE

Il processo di autodepurazione dei corsi d'acqua è un fenomeno naturale attraverso il quale l'ecosistema fluviale trasforma e utilizza le sostanze biodegradabili che vengono immesse in esso. In un corso d'acqua, infatti, uno scarico di natura organica subisce, contemporaneamente all'effetto di diluizione, l'effetto di degradazione a opera dei microrganismi aerobi contenuti all'interno del corpo d'acqua stesso. La decomposizione aerobica della sostanza organica comporta il consumo dell'ossigeno disciolto che provoca, a sua volta, profonde alterazioni negli ecosistemi idrici, con moria delle specie superiori. Infatti, la vita di tutte le specie all'interno dei corsi

d'acqua dipende, in maniera determinante, dal contenuto di ossigeno disciolto.

Il fenomeno della riossigenazione, ossia il trasferimento di ossigeno dall'atmosfera all'acqua, permette al corso d'acqua di riacquistare l'ossigeno sottratto e di ripristinare le sue condizioni "d'equilibrio", ovvero la sua concentrazione di saturazione.

1.1. L'OSSIGENO IN ACQUA

La quantità di ossigeno disciolto, (*OD*), [ML⁻³] è uno dei parametri più importanti per valutare la qualità delle acque e di conseguenza lo stato di degradazione di un ecosistema acquatico.

Gli ecosistemi acquatici con elevati livelli di *OD* sono generalmente incontaminati e ciò permette di mantenere la diversità biologica, caratteristica peculiare di ogni ecosistema. Questa caratteristica si perde nel momento in cui il livello di *OD* di un ecosistema diminuisce. In questo caso, infatti, sono favorite tutte quelle specie che mostrano avere una buona tolleranza a basse concentrazioni di *OD*, mentre aumenta la mortalità nelle popolazioni di tutte quelle specie che necessitano di elevate quantità di *OD* per sopravvivere.

La presenza dell'ossigeno disciolto determina le condizioni per cui i processi di degradazione si sviluppano in condizioni aerobiche (con ossigeno) o anaerobiche (senza ossigeno). Nei processi aerobici viene usato l'ossigeno per ossidare la sostanza organica e produrre altri composti relativamente innocui. Nei processi anaerobici la sostanza viene degradata senza ossigeno attraverso processi più lenti, sviluppando prodotti a volte pericolosi come solfuro di idrogeno e metano. Le condizioni critiche per l'*OD* hanno luogo tipicamente negli ultimi mesi estivi quando la portata nei corsi d'acqua è piccola, la temperatura è molto alta, la concentrazione a saturazione è

minore, i processi biologici si intensificano e il moto del fiume può avvenire in corrente lenta.

I processi che influenzano la quantità di ossigeno, sia in termini di produzione, sia in termini di rimozione dello stesso dall'acqua, sono riportati nella Tabella 1.

Tabella 1 – Produzione e rimozione di ossigeno

<i>Produzione di ossigeno</i>
<i>Riossigenazione attraverso la superficie di interscambio area-acqua</i> <i>Fotosintesi operata dalle piante</i>
<i>Rimozione di ossigeno</i>
<i>BOD (O₂ necessario ai batteri per ossidare biologicamente la sostanza organica)</i> <i>NOD (O₂ necessario ai batteri per ossidare la sostanza azotata in nitriti e nitrati)</i> <i>COD (O₂ necessario per ossidare chimicamente la sostanza organica)</i> <i>Respirazione delle piante e degli animali</i> <i>Consumo di ossigeno nei sedimenti</i>

1.2. CONCENTRAZIONE A SATURAZIONE

L'ossigeno è scarsamente solubile in acqua e la concentrazione a saturazione dipende principalmente da tre parametri: temperatura, pressione atmosferica e salinità. A 1 atm di pressione, la solubilità dell'ossigeno in acqua assume dei valori contenuti in un range che va da 14.6 mg/l a 0°C a 6.4 mg/l a 40°C. Una concentrazione dei solidi disciolti con una salinità del 36% riduce la concentrazione a saturazione a 11.4 mg/l a 0°C e 5.3 mg/l a 40°C. La bassa solubilità dell'ossigeno in acqua è un fattore primario che rende

necessario un trattamento delle acque di scarico prima che esse siano sversate nel fiume.

La relazione che permette di determinare la condizione di equilibrio all'interfaccia liquida tra le molecole di ossigeno che entrano in soluzione e quelle disciolte che, invece, tendono a passare allo stato gassoso è nota come legge di Henry, che si esprime come segue:

$$H_e = \frac{P_g}{C} \quad (1)$$

con C concentrazione di OD nel mezzo liquido [moleL^{-3}], p_g pressione parziale dei gas [$\text{ML}^{-1}\text{T}^{-2}$] e H_e costante di Henry [$\text{MT}^{-2}\text{L}^2\text{mole}^{-1}$].

La legge di Henry stabilisce che, all'equilibrio, la concentrazione del gas nel liquido assume un valore costante, noto come concentrazione a saturazione, che dipende dalla temperatura del mezzo, dalla pressione esterna e dalla salinità.

La concentrazione a saturazione C_{sat} [ML^{-3}] in acqua dolce o salata può essere approssimata attraverso la seguente relazione (APHA, 1992 in Chapra, 1997):

$$\ln C_{sat} = -139.34411 + \frac{1.575701 \cdot 10^5}{T_a} - \frac{6.642308 \cdot 10^7}{T_a^2} + \frac{1.243800 \cdot 10^{10}}{T_a^3} - \frac{8.621949 \cdot 10^{11}}{T_a^4} + Sal \left(-0.017674 + \frac{10.754}{T_a} + \frac{2140.7}{T_a^2} \right) \quad (2)$$

in cui C_{sat} è espressa in mg/l , T_a è la temperatura assoluta espressa in gradi kelvin (K) e Sal è la salinità espressa in parti per mille.

La salinità è direttamente proporzionale ai cloruri o alla concentrazione di cloro:

$$Sal = 1.80655 \cdot Cl \quad (3)$$

in cui Cl è la concentrazione di cloro espressa in parti per milione (ppm). Naturalmente, la salinità è rilevante nel caso in cui il corpo idrico sia un estuario o un mare, mentre può essere generalmente trascurata per i fiumi.

La (2) è valida per la pressione standard di 1 atm. Per considerare l'effetto della pressione su C_{sat} , APHA (1992, in Chapra 1997) suggerisce la seguente espressione:

$$C'_{sat} = C_{sat} \cdot p \left[\frac{\left(1 - \frac{p_{wv}}{p}\right)(1 - \theta \cdot p)}{(1 - p_{wv})(1 - \theta)} \right] \quad (4)$$

in cui C'_{sat} è la concentrazione a saturazione alla pressione indicata, p è la pressione atmosferica espressa in atm, p_{wv} è la pressione di vapore dell'acqua e θ è un coefficiente funzione della temperatura.

p_{wv} e θ possono essere calcolati attraverso le espressioni seguenti:

$$\ln p_{wv} = 11.8571 - \frac{3840.7}{T_a} - \frac{216.961}{T_a} \quad (5)$$

$$\theta = 0.000975 - 1.426 \cdot 10^{-5} \cdot T + 6.436 \cdot 10^{-8} \cdot T^2 \quad (6)$$

in cui T è la temperatura in gradi celsius ($^{\circ}\text{C}$).

1.3. CARATTERISTICHE DEL TRASPORTO DI MASSA

Il trasporto di massa di una qualsiasi sostanza all'interno di un corpo idrico ha tre componenti distinte:

- trasporto per advezione;
- trasporto dovuto alla diffusione molecolare;
- trasporto dovuto alla diffusione turbolenta.

Il trasporto per advezione avviene in maniera solidale al fluido e non comporta nessuna variazione di concentrazione della sostanza. L'ipotesi di totale compenetrazione del soluto nel solvente porta ad attribuire alle particelle di soluto, considerate come elementi puntuali, le stesse velocità che vengono attribuite all'acqua.

Il processo di diffusione molecolare è caratterizzato da un fenomeno in cui si ha una migrazione di molecole da zone a concentrazione più elevata a zone a concentrazione più bassa, in maniera tale da minimizzare il gradiente di concentrazione della sostanza immessa.

La diffusione molecolare è generalmente descritta dalla prima legge di Fick:

$$J = -D_m \frac{dC}{ds} \quad (7)$$

con

$$J = \frac{M}{A \cdot t} \quad (8)$$

La legge di Fick stabilisce che il flusso di diffusione J [$\text{ML}^{-2}\text{T}^{-1}$], di una massa M [M] attraverso un'area A [L^2] nel tempo t [T] (in verso contrario alla concentrazione maggiore, da qui il segno negativo), è proporzionale al gradiente di concentrazione dC/ds attraverso l'interfaccia, dove dC [ML^{-3}] è la variazione della concentrazione attraverso lo spessore dell'interfaccia ds [L]. D_m [L^2T^{-1}] è il coefficiente di diffusione molecolare e misura l'attitudine di un mezzo a diffondere materiale disciolto.

L'equazione di trasporto per diffusione pura, senza cioè moto macroscopico del fluido o reazioni chimiche, è la seguente:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \nabla^2 C \quad (9)$$

La (9) si ottiene eseguendo un bilancio di massa di soluto su un volume di controllo V . Indicando con $C(s,t)$ la concentrazione nel punto s all'istante t , con S la superficie di contorno di V e n il versore di S , si ha:

1. variazione della massa del soluto nel volume di controllo: $\frac{\partial}{\partial t} \int_V C \cdot dV$;
2. flusso di massa di soluto attraverso superficie di controllo: $J \cdot nds = 0$.

Applicando il lemma di Green si ha $\frac{\partial C}{\partial t} = -\nabla J$ e sostituendo a J l'espressione della legge di Fick si ottiene per un soluto omogeneo (D_m costante) $\frac{\partial C}{\partial t} = \nabla(D\nabla C) = D\nabla^2 C$.

L'equazione di diffusione pura, fondata sull'ipotesi che la miscela risulti microscopicamente in quiete, può essere estesa al caso in cui si abbia moto del fluido aggiungendo il termine advettivo con velocità U [LT^{-1}] e deflusso laminare. Il bilancio di massa di soluto eseguito in un volume di controllo V conduce alla seguente relazione:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V C dV + \int_S C U n dS + \int_S J n dS = 0 \quad (10)$$

I vari termini rappresentano rispettivamente:

- il primo, la variazione di massa del soluto;
- il secondo, il flusso di massa per trasporto laminare;
- il terzo il flusso di massa per diffusione molecolare.

Utilizzando la (7) si ottiene (D_m costante):

$$\frac{\partial C}{\partial t} + \nabla(CU) = D\nabla^2 C \quad (11)$$

Il processo di diffusione molecolare è significativo nei moti laminari. La quasi totalità dei processi rilevanti per l'idraulica ambientale avviene però in regime turbolento. Le caratteristiche del fenomeno di diffusione in un campo di moto turbolento risultano significativamente diverse da quelle di diffusione in un campo di moto laminare.

L'influenza della turbolenza consiste in una drastica riduzione dei tempi necessari alla diffusione delle grandezze fisiche, cioè in un drastico aumento della diffusività. Questo aspetto è alla base di molti approcci modellistici, nei quali la turbolenza è tenuta in conto aumentando in modo opportuno i coefficienti di diffusività (termica, della quantità di moto, etc.). In tali approcci il coefficiente di diffusività non è più una caratteristica fisica del fluido, ma dipende dal campo di moto.

Il processo di diffusione turbolenta di una qualsiasi sostanza è usualmente analizzato trascurando gli effetti di diffusione molecolare. In particolare in un fluido in moto turbolento, il termine di diffusione molecolare è trascurabile se il numero di Peclet, P_e , è sufficientemente alto. Il numero di Peclet è un numero adimensionale che caratterizza il trasporto e può essere assunto come un indicatore dell'influenza della velocità sul fenomeno stesso. La sua espressione è la seguente:

$$P_e = \frac{U \cdot l}{D_m} \quad (12)$$

in cui l rappresenta la scala delle lunghezze, U la velocità caratteristica e D_m il coefficiente di diffusione molecolare.

Il numero di Peclet è il prodotto tra il numero di Reynolds, $Re = \frac{vl}{\nu}$, che rappresenta il rapporto tra le forze di inerzia e le forze viscosive, e il numero di Schmidt, $Sc = \frac{\nu}{D_m}$, che rappresenta il rapporto tra viscosità cinematica, ν , e la diffusività molecolare. Allo stesso tempo Pe è dato dal rapporto tra la scala temporale dei processi legati alla viscosità ovvero alle fluttuazioni a piccola scala ($T_m = l^2/D_m$) e la scala temporale delle fluttuazioni a grande scala coincidente con il tempo caratteristico del moto ($T_T = l/U$).

Per ottenere un'equazione di diffusione e advezione per un moto turbolento è necessario seguire l'approccio di Reynolds e operare una decomposizione anche sulle concentrazioni ottenendo:

$$\frac{\partial(\bar{C} + C')}{\partial t} + \frac{\partial(\bar{U}_i + U'_i)(\bar{C} + C')}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(D_m \frac{\partial(\bar{C} + C')}{\partial x_i} \right) \quad (13)$$

in cui \bar{C} e \bar{U} rappresentano i valori medi nel tempo e C' e U' i valori di fluttuazione turbolenta rispettivamente di C e di U .

E' possibile, per tempi più grandi di T_m , utilizzare il modello di analogia con la diffusività molecolare e ottenere:

$$\overline{u'_i C'} = -D_t \frac{\partial \bar{C}}{\partial x_i} \quad (14)$$

in cui D_t rappresenta il coefficiente di diffusione turbolenta. Confrontando la (13) e la (14) si ottiene:

$$\frac{\partial C}{\partial t} + u_i \frac{\partial C}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(D_t \frac{\partial C}{\partial x_i} \right) + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(D_m \frac{\partial C}{\partial x_i} \right) \quad (15)$$

Essendo la diffusività turbolenta D_t normalmente molto più grande della diffusività molecolare, D_m , l'ultimo termine dell'equazione (15) si trascura e l'equazione diventa:

$$\frac{\partial C}{\partial t} + \nabla(u_i) = \nabla(D_t \nabla C) \quad (16)$$

in cui D_t rappresenta il tensore di diffusività turbolenta, ovvero una matrice 3x3 le cui caratteristiche variano in funzione delle ipotesi del problema. La definizione analitica di D_t si può ottenere dalla teoria della turbolenza di Taylor e dai suoi successivi sviluppi.

1.4. TRASFERIMENTO DELL'OSSIGENO DALL'ARIA ALL'ACQUA

Il processo di trasferimento dell'ossigeno dall'aria all'acqua avviene per mezzo della diffusione sia molecolare sia turbolenta. In particolare, il passaggio attraverso l'interfaccia avviene attraverso uno strato laminare per

mezzo di D_m . La turbolenza agisce successivamente, diffondendo l'ossigeno dall'interfaccia liquido all'interno del corpo idrico.

Una rappresentazione schematica della zona attraverso la quale avviene il trasferimento dell'ossigeno dall'aria all'acqua è riportata nella Figura 1, attraverso la quale è possibile distinguere due regioni diverse all'interno di ogni fase:

- regione a moto turbolento, all'interno del gas;
- regione a moto laminare, all'interno del gas;
- regione a moto laminare, all'interno della massa liquida;
- regione a moto turbolento, all'interno della massa liquida.

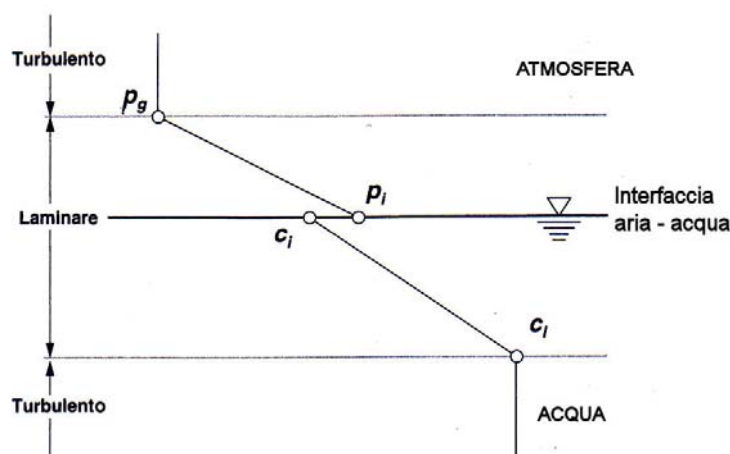


Figura 1 - Rappresentazione schematica trasferimento di ossigeno (Chapra, 1997)

Una sostanza che si muove tra le fasi incontra la massima resistenza nell'intorno della superficie di contatto nelle due fasi laminari, dove il trasferimento di massa avviene per diffusione molecolare.

In linea generale, i processi di trasferimento di massa fra due fasi diverse si svolgono con una velocità che dipende:

- 1) dalla differenza di concentrazione tra le due fasi del composto chimico scambiato, che costituisce quindi la forza motrice del processo di trasferimento di massa;
- 2) dall'ampiezza della superficie di interscambio tra le due fasi;
- 3) dalla resistenza che le due fasi offrono allo scambio.

Pertanto, risulta che il flusso di massa del composto chimico scambiato attraverso le due fasi può essere espresso nel modo seguente:

$$J_{\text{massa}} = \frac{\text{Area} \cdot \text{Forza motrice}}{\text{Resistenza}} \quad (17)$$

Nel caso specifico della reaerazione atmosferica il composto chimico scambiato è l'ossigeno e le fasi tra le quali avviene lo scambio sono l'atmosfera e il corpo idrico.

Il flusso di ossigeno J_{O_2} [MT⁻¹] può quindi essere espresso come prodotto tra tre fattori: il primo è la differenza fra la concentrazione di ossigeno a saturazione C_{sat} e quella al generico istante, C ; il secondo è l'ampiezza A [L²] della superficie di scambio delle due fasi e il terzo è un coefficiente K [LT⁻¹], detto di trasferimento di massa, che rappresenta l'inverso della resistenza che atmosfera e corpo idrico offrono allo scambio:

$$J_{O_2} = AK(C_{sat} - C) \quad (18)$$

Ipotizzando che il flusso di ossigeno attraverso l'interfaccia risulta pari all'incremento di ossigeno disciolto all'interno del volume liquido, si ha:

$$\frac{dC}{dt} = \frac{J_{O_2}}{V} = \frac{AK}{V}(C_{sat} - C) \quad (19)$$

dove V è il volume di corpo idrico interessato allo scambio.

L'ossigeno deve attraversare, superando la resistenza del mezzo, prima lo strato laminare gassoso e, poi, quello liquido. L'effetto sul trasferimento di massa determinato dai due strati è, dal punto di vista analitico, analogo a quello di due resistori in serie, dove la resistenza totale $1/K$ è pari alla somma

delle resistenze dei due strati, rispettivamente, $1/k_L$ per lo strato liquido e $RTa/HeKg$ per lo strato gassoso, essendo R la costante universale dei gas, pari a $8.206 \cdot 10^{-5}$ atm m³/K mole.

Nel caso specifico della reaerazione, l'elevato valore della costante di Henry rende l'ossigeno poco solubile in acqua, per cui lo strato liquido offre alla diffusione dell'ossigeno una resistenza maggiore di quella dello strato gassoso. Di conseguenza, il flusso diffusivo attraverso lo strato liquido rappresenta il fattore limitante del processo di trasporto dell'ossigeno nell'acqua, per cui la reaerazione risulta controllata dalla resistenza $1/k_L$ che offre lo strato laminare liquido; in definitiva, si ha $K \approx k_L$ e la (19) diventa:

$$\frac{dC}{dt} = k_L \frac{A}{V} (C_{sat} - C) \quad (20)$$

Le teorie più accreditate per descrivere il trasferimento dell'ossigeno dall'aria all'acqua sono essenzialmente due: la teoria del doppio film (Lewis e Whitman, 1924, in Chapra, 1997) e la teoria della superficie rinnovata (Higbie, 1935, in Chapra, 1997).

1.4.1. TEORIA DEL DOPPIO FILM

La teoria del doppio film, o teoria di Lewis, considera che lo spessore dello strato limite laminare δ_l [L] attraverso cui avviene il passaggio dell'ossigeno per diffusione molecolare si mantenga costante. Questa ipotesi trascura gli effetti del miscelamento turbolento e quindi ben si adatta alla modellazione di acque stagnanti.

La condizione iniziale del modello è un corpo idrico semi-infinito avente una concentrazione iniziale uniforme di ossigeno pari a C_0 minore della concentrazione a saturazione C_{sat} . La superficie all'interfaccia viene istantaneamente esposta a una fonte infinita di ossigeno che si dissolverà all'interno dell'acqua fino a quando la concentrazione non sarà quella a saturazione. La reazione di dissoluzione è molto veloce; pertanto, la concentrazione sulla superficie rimane C_{sat} per tutto il tempo in cui è esposta

alla fonte.

D'altra parte, l'ossigeno una volta dissolto nel corpo idrico tenderà a distribuirsi uniformemente lungo tutta la profondità. Si creerà, quindi, un gradiente di concentrazione all'interno dello strato laminare pari a $(C_{sat}-C)/\delta_l$.

Nota la diffusività molecolare dell'ossigeno in acqua, D_m , è possibile esprimere il flusso di ossigeno attraverso la legge di Fick come:

$$J_{O_2} = D_m \cdot A \cdot \frac{C_{sat} - C}{\delta_L} \quad (21)$$

Confrontando la (18) e la (21) si ha:

$$\frac{C_{sat} - C}{\delta_L} \cdot D_m \cdot A = k_L \cdot A \cdot (C_{sat} - C) \quad (22)$$

da cui si ottiene:

$$k_L = \frac{D_m}{\delta_L} \quad (23)$$

1.4.2. TEORIA DELLA SUPERFICIE RINNOVATA

Il fenomeno all'interfaccia, quando si consideri acqua in movimento con la turbolenza all'interno del corpo idrico pienamente sviluppata, cambia: non si possono più considerare costanti gli spessori delle varie sottozone. In particolare, l'esistenza della turbolenza comporta una sorta di erosione dello strato a regime laminare, riducendo di fatto lo spessore δ_L e, siccome le concentrazioni di ossigeno, C , nel volume liquido e all'interfaccia, C_{sat} , sono indipendenti da δ_l , si otterrà l'effetto di aumentare il gradiente di concentrazione, incrementando, quindi, il flusso rispetto al caso di acqua stagnante. Il secondo effetto è che la turbolenza nel volume liquido causa movimento all'interno del boundary layer producendo, come risultato, un incremento della diffusività effettiva. La turbolenza, quindi, fa sì che lo spessore dello strato δ_l non possa essere considerato costante e che il tasso di trasferimento risulti limitato sia da condizioni chimiche sia da condizioni

idrodinamiche (Socolofsky and Jirka, 2005). Tuttavia, la diffusività molecolare non può essere trascurata, visto che la turbolenza non può agire direttamente in superficie e, dunque, la diffusività molecolare rimane il primo agente del processo di “cattura” dell’ossigeno.

Il secondo approccio, detto modello di penetrazione, fu proposto da Higbie nel 1935 (Chapra, 1997) e fa riferimento proprio a condizioni dinamiche dell’interfaccia aria-acqua in cui la turbolenza tende a spostare particelle di liquido verso la superficie per un limitato periodo di tempo per poi farle ritornare nella massa fluida. In queste condizioni, la superficie dell’interfaccia è continuamente rigenerata.

Nel modello di penetrazione proposto da Higbie, l’intervallo di tempo durante il quale una particella rimane a contatto con l’atmosfera è uguale per tutti i volumi di liquido e il coefficiente di trasferimento di ossigeno risulta pari a:

$$k_L = 2 \sqrt{\frac{D_m}{\pi \cdot t_c}} \quad (24)$$

dove t_c è il tempo di contatto espresso in secondi.

Con il modello della superficie rinnovata, Danckwerts modifica il modello di penetrazione proposto da Higbie e introduce l’ipotesi che il tempo di contatto t_c non sia eguale per tutti gli volumi di liquido, ma vari secondo una certa legge di distribuzione di probabilità, caratterizzata da un valore medio t_{c-mean} (Thibodeaux, 1996).

La funzione di distribuzione proposta, ϕ , chiamata funzione di distribuzione *surface-age*, che rappresenta la probabilità che una particella rimanga in superficie in contatto con l’atmosfera per un tempo t prima che inizi il nuovo ricircolo a opera di nuovi elementi di volume fluido, è la seguente (Gualtieri and Gualtieri, 2004):

$$\phi = r \cdot \exp(-r \cdot t) \quad (25)$$

in cui $r=1/t_{c-mean}$ [T⁻¹] è la frequenza di rinnovo. Sotto questa ipotesi, l'espressione di k_L è la seguente:

$$k_L = \sqrt{r \cdot D_m} \quad (26)$$

La frequenza di rinnovo r risulta essere una funzione della turbolenza (Weber and DiGiano, in Gualtieri et al. 2006) e, ricordando che la turbolenza è caratterizzata da fluttuazioni di scala diverse, si possono avere due approcci limite per la stima di r : uno nel caso in cui la concentrazione del boundary layer sia rinnovata dalle fluttuazioni di piccola scala o fluttuazioni della scala di Kolmogorov, e un altro nel caso in cui la concentrazione del boundary layer sia rinnovata dalle fluttuazioni di grande scala o fluttuazioni della scala integrale (Moog and Jirka, 1999). In entrambi i casi, si perviene alla conclusione che il coefficiente di trasferimento di ossigeno k_L risulta proporzionale a una potenza della velocità media della corrente. Più precisamente, questa potenza risulta essere $3/4$ partendo dai modelli di fluttuazione a piccola scala, $1/2$ se si considerano i modelli a grande scala. I dati sperimentali sono piuttosto sparsi, ma tendono ad aggregarsi meglio considerando la relazione $k_L \propto U^{3/4}$. Ciò porta alla conclusione che siano le fluttuazioni di piccola scala a influenzare maggiormente il fenomeno (Socolofsky and Jirka, 2005).

1.4.3. SCALE DEL MOTO TURBOLENTO NEI PROCESSI DI TRASPORTO

I moti turbolenti presentano una caratteristica fondamentale: la coesistenza di due diverse scale spaziali statisticamente indipendenti ma energeticamente correlate. Si possono, infatti, individuare moti a piccola scala, in cui domina la viscosità e moti a grande scala dove, per turbolenza pienamente sviluppata, dominano le forze gravitazionali.

I moti fluttuanti a piccola scala sono rappresentati nelle equazioni del moto dai termini non lineari (convettivi) che interagiscono proprio con i termini viscosi dominati dal numero di Reynolds, Re . Quando cresce Re inizia a essere

trascurabile il contributo dei termini viscosi, ovvero le dissipazioni di energia ad opera della viscosità sono trascurabili e la dimensione caratteristica del moto è grande (si è in presenza di moti a grande scala). Il flusso di moto, d'altra parte, genera, a sua volta, moti a scala sempre più ridotta, i quali risentono degli effetti dissipativi dovuti alla viscosità che, in questo modo, non può essere più trascurata. Quest'analisi, comunque, è significativa nei fenomeni di trasporto e non già nella definizione del moto di un fluido, per quanto dimostrato dalle esperienze di Nikuradse. Il tempo caratteristico con il quale i moti a grande scala trasferiscono energia ai moti a piccola scala è dato dal rapporto fra la dimensione spaziale caratteristica L e la velocità caratteristica U . L'energia cinetica dei moti a grande scala vale $E_C = \frac{U^2}{2}$ e,

quindi, la potenza fornita ai moti a piccola scala vale $\frac{E_C}{T_t} = \frac{U^3}{2L}$. Questa

potenza dovrà eguagliare l'energia dissipata per effetto della viscosità per unità di volume e tempo e_{ps} . Vale, allora, la relazione di proporzionalità

$$e_{ps} \approx \frac{U^3}{2L}.$$

Questa relazione esprime il fatto che la dissipazione viscosa può essere stimata dalla dinamica a grande scala e la perdita di energia all'interno del tempo caratteristico $T_t = \frac{L}{U}$ non è dovuta direttamente alla viscosità, bensì è una frazione significativa di energia trasferita ai moti a piccola scala che a loro volta la perdono per viscosità.

Il tempo affinché il moto a grande scala dissipi energia direttamente per effetto della viscosità è molto grande e si può ricavare dal rapporto fra il

quadrato della lunghezza caratteristica e la diffusività molecolare: $T_m = \frac{L^2}{D_m}$.

La quantità di energia dissipata vale $\frac{\nu U^2}{L^2} \frac{U^2}{2} = \frac{\nu U^3}{UL} \frac{U^2}{2L} = \frac{e_{ps}}{Re}$ e questo indica che per $Re \gg 1$ la quantità di energia dissipata nei moti a grande scala per unità di tempo e di massa è molto minore di quella dissipata nei moti a piccola scala.

Una stima dell'ordine di grandezza delle scale spaziali e temporali dei moti a piccola scala, responsabili principali delle perdite di energia per viscosità, è dato dalle microscale di Kolmogorov:

$$\begin{cases} \eta = \left(\frac{\nu}{e_{ps}} \right)^{1/4} \\ \tau = \left(\frac{\nu}{e_{ps}} \right)^{1/2} \end{cases} \quad (27)$$

Facendo il rapporto fra η e τ , è possibile avere una stima delle velocità dei moti a piccola scala $u = (\nu e_{ps})^{1/4}$

Mettendo in relazione le quantità caratteristiche dei moti a piccola e grande scala, si rileva come il numero di Reynolds sia il parametro fondamentale di riferimento e che, all'aumentare dello stesso, aumenta l'indipendenza statistica fra le due scale del moto:

$$\begin{cases} \frac{\eta}{L} = \left(\frac{\nu}{UL} \right)^{3/4} = Re^{-3/4} \\ \frac{\tau}{T_m} = \left(\frac{\nu}{UL} \right)^{1/2} = Re^{-1/2} \\ \frac{u}{U} = \left(\frac{\nu}{UL} \right)^{1/4} = Re^{-1/4} \end{cases} \quad (28)$$

La differenza fra due moti turbolenti, caratterizzati dalla medesima scala spaziale, L , ma da differenti numeri di Reynolds, consiste nel fatto che a Re più basso corrisponde un moto a piccola scala con scala spaziale maggiore di quella relativa al moto caratterizzato da un più elevato numero di Reynolds. Infine, poiché la vorticità ha le dimensioni dell'inverso di un tempo, è

possibile caratterizzare l'intensità di un vortice con una ben specifica frequenza caratteristica: i vortici associati alle piccole scale spaziali e temporali sono caratterizzati da elevate frequenze caratteristiche, viceversa i vortici associati alle grandi scale spazio-temporali sono caratterizzati da basse frequenze caratteristiche.

L'energia cinetica del moto a grande scala è molto maggiore di quella del moto a piccola scala: elevando, infatti, al quadrato la terza delle precedenti relazioni si ottiene:

$$\frac{u^2}{U^2} = \left(\frac{\nu}{UL} \right)^{1/2} = \text{Re}^{-1/2}. \quad (29)$$

Ciò equivale a dire che nei moti turbolenti la maggior parte dell'energia cinetica è associata ai moti a grande scala, mentre la maggior parte della vorticità ai moti a piccola scala.

1.5. IL COEFFICIENTE DI RIOSSIGENAZIONE: METODI DI STIMA

In letteratura scientifica il fenomeno della riossigenazione viene spesso legato a un parametro noto come coefficiente di riossigenazione, K_r [T^{-1}]:

$$\frac{dC}{dt} = K_r (C_{sat} - C) \quad (30)$$

Confrontando la (20) con la (30) è facile verificare il legame tra K_r e k_L ovvero:

$$K_r = k_L \frac{A}{V} \quad (31)$$

Diversi sono stati gli Autori che si sono occupati di riossigenazione ricercando formulazioni predittive per la stima di K_r o k_L , così come diversi sono stati gli approcci e i gradi di approfondimento degli studi.

Le equazioni che stimano il coefficiente di riossigenazione si basano essenzialmente su tre tipi di modelli: modelli concettuali del processo di trasferimento di massa dell'ossigeno tra l'interfaccia aria-acqua; modelli

semiempirici del processo di trasferimento di massa nei quali è usata l'analisi della regressione per tarare i coefficienti dell'equazioni sviluppate teoricamente attraverso i set di risultati sperimentali più adatti; modelli empirici che utilizzano l'analisi dimensionale e l'analisi di regressione per individuare equazioni che interpretano al meglio i dati sperimentali dalle quali sono state ricavate.

A livello teorico, il problema non è stato ancora risolto, perché la frequenza di rinnovo, r , attraverso cui si esprime K_r rimane di difficile determinazione. Molte teorie concettuali sono state sviluppate per determinare r ed essendo essa stessa funzione della turbolenza (Weber and DiGiano, 1996, in Gualtieri et al. 2006), si sviluppano diversi approcci basati sulla turbolenza.

Un esempio recente di approccio teorico basato sulla turbolenza è rappresentato dal modello di Gualtieri and Gualtieri (2004). I due ricercatori italiani hanno ipotizzato una analogia di comportamento fra il substrato laminare sul contorno bagnato e il boundary layer all'interfaccia aria-acqua. Per ricavare questa analogia, si è fatta l'ipotesi che la distribuzione della velocità nello strato laminare vicino alla superficie libera dell'acqua possa essere definita partendo dalla distribuzione di velocità nello strato laminare al fondo, che è nota. Lo schema propone la presenza di uno strato di interfaccia a regime laminare di spessore δ_i , all'interno del quale è presente uno spessore δ_c , della zona di confine aria-acqua (Figura 2).

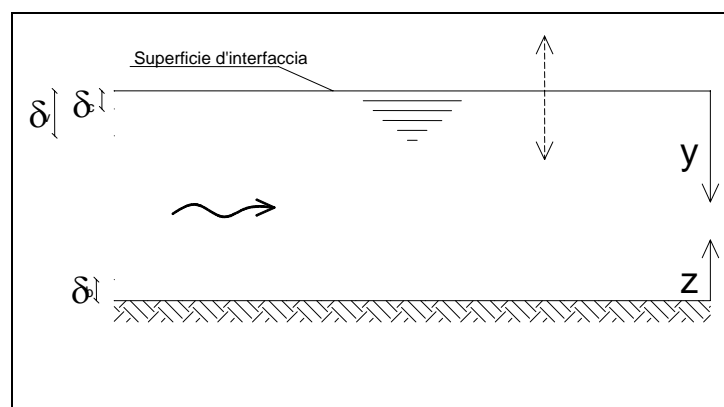


Figura 2: Schema di Gualtieri and Gualtieri (2004)

Il valore di δ_v può essere ricavato dalla conoscenza del numero di Reynolds per il trasferimento del gas, indicato con R_{g-t} , definito come:

$$R_{g-t} = \frac{\delta_v \cdot (u_0 - u_{\delta_v})}{\nu} \quad (32)$$

Lo spessore dello strato laminare che controlla il trasferimento del gas è:

$$\delta_v = (\nu)^{2/3} \cdot \left(\frac{2 \cdot R_{g-t}}{g \cdot J_E} \right)^{1/3} \quad (33)$$

dove δ_v dipende dalla pendenza J_E , da R_{g-t} , che potrebbe essere calibrato utilizzando dati sperimentali (Gualtieri et al., 2002) e da ν , che dipende dalla temperatura. Lo spessore dello strato laminare è legato allo spessore del boundary layer δ_c e il coefficiente k_L può essere espresso come:

$$k_L = D_m^{2/3} \cdot \left(\frac{g \cdot J_E}{2 \cdot \nu \cdot R_{g-t}} \right)^{1/4} \quad (34)$$

Dall'equazione (34) si osserva che il processo di trasferimento del gas cresce con la diffusione molecolare D_m e con la pendenza del canale.

Un'altra importante relazione derivata dall'applicazione della teoria della superficie rinnovata è quella di Gulliver and Stefan (1984, in Atkinson et al, 1995):

$$k_L = \left[\frac{\delta_l}{D_m} + \frac{1}{ku^*} \ln(kPe) \right]^{-1} \quad (35)$$

in cui $k=0.4$ è la costante universale di von Kàrmàn, $Pe = \frac{u^* h}{D_m}$ è il numero di

Peclét, essendo u^* la velocità d'attrito,

Un ulteriore approccio proposto da Atkinson et al. (1995) relaziona δ_c alle fluttuazioni più piccole della corrente. Partendo dalla microscala di Kolmogorov, η , δ_c può essere stimato come:

$$\delta_c \cong A_1 \cdot \left(\frac{v^3 \cdot h}{U^3} \right)^{1/4} \quad (36)$$

dove U è la velocità media della corrente e $A_1=2$ è una costante numerica.

Considerando, invece, i metodi empirici derivanti dall'elaborazione di dati sperimentali, è significativo il contributo dato da Melching and Flores (1999), che hanno analizzato, interpretato ed elaborato i dati dell'United States Geological Survey (U.S.G.S.) ricavati a partire da campagne di misura durate diversi anni. Le misure sono state effettuate utilizzando la tecnica dei traccianti in numerosi fiumi degli Stati Uniti in collaborazione con gli Stati, le Contee, le Città e le Agenzie locali e statali, con lo scopo di sviluppare un metodo di misura della riossigenazione, di individuare un'appropriata allocazione degli scarichi e di caratterizzare in generale lo stato di qualità dei corsi d'acqua indagati. Fra il 1976 e il 1996 furono condotte una serie di misure su 493 tratti indipendenti di 166 fiumi in 23 Stati diversi. Per molti tratti furono effettuate più misure con metodi diversi: per esempio, furono utilizzati come gas traccianti sia l'etilene sia il propano.

I due ricercatori hanno inteso suddividere i dati in 4 categorie, in funzione delle caratteristiche idrauliche e geometriche del corso d'acqua. In particolare, sono stati considerati due regimi di moto, rispettivamente "channel control" e "pool and riffle" e una portata soglia pari a 0.556 m³/s, applicando una regressione lineare multipla logaritmica per legare i valori di K_r (d⁻¹) alle proprietà della corrente idraulica.

Le equazioni empiriche ricavate hanno come variabili la perdita di energia e la portata o la profondità della corrente h (m) e la larghezza b (m). Le formule proposte sono state le seguenti:

$$K_r = 517 \cdot (U \cdot J_E)^{0,524} \cdot Q^{-0,242} \quad (37)$$

$$K_r = 596 \cdot (U \cdot J_E)^{0,528} \cdot Q^{-0,136} \quad (38)$$

$$K_r = 88 \cdot (U \cdot J_E)^{0,313} \cdot h^{-0,353} \quad (39)$$

$$K_r = 142 \cdot (U \cdot J_E)^{0,333} \cdot h^{-0,66} \cdot b^{-0,243} \quad (40)$$

Le prime due si riferiscono a regime di moto “pool and riffle” con portate rispettivamente inferiori e superiori alla portata soglia di 0.556 m³/s; le ultime due, invece, al regime di moto “channel control” con portate rispettivamente inferiori e superiori alla portata soglia di 0.556 m³/s.

1.6. TECNICHE DI MISURA DELLA RIOSSIGENAZIONE

Un'adeguata stima del coefficiente di riossigenazione di un corso d'acqua è essenziale per poter quantificare il trasferimento di ossigeno dall'aria all'acqua.

La valutazione sperimentale del coefficiente di riossigenazione avviene attraverso tre approcci base (Rathbun, 1977):

- la tecnica del bilancio dell'ossigeno disciolto;
- la tecnica dell'equilibrio disturbato;
- la tecnica dei traccianti.

La tecnica del bilancio dell'ossigeno disciolto è stata usata da Streeter and Phelps nei loro studi sul fiume Ohio. La tecnica consiste nel selezionare un tratto di fiume, misurare tutti i processi che provocano una produzione o una rimozione dell'ossigeno disciolto e determinare per differenza la riossigenazione necessaria affinché si raggiunga la concentrazione di ossigeno disciolto misurata nella sezione di valle del tratto. Per usare la tecnica è necessario che si verifichino particolari condizioni per cui i processi di consumo o produzione di ossigeno siano limitati e facilmente misurabili. Trascurando l' O_2 necessario per ossidare la sostanza azotata, *NOD*, quello per i processi di fotosintesi, di respirazione delle piante e la domanda di ossigeno dei sedimenti, *SOD*, si perviene alla classica modellazione di Streeter and Phelps. Quando gli altri termini non possono essere trascurati, se ne dovrà tenere conto nella modellazione.

La tecnica dell'equilibrio disturbato è stata sviluppata in Inghilterra presso il Water Pollution Research Laboratory e usata ampiamente in numerosi piccoli fiumi inglesi. La tecnica consiste nel misurare la concentrazione di OD nella sezione di monte e in quella di valle del tratto di fiume considerato, a due diversi livelli di concentrazione. Questi due livelli sono ottenuti tramite iniezioni di solfito di sodio e un catalizzatore di cobalto, che producono una rapida deossigenazione. Se la fotosintesi, la respirazione, il coefficiente di riossigenazione, la velocità media e la concentrazione di saturazione possono ritenersi costanti durante le misurazioni, si può calcolare il coefficiente di riossigenazione. L'uso di questa tecnica, però, è generalmente limitato a piccoli fiumi, essendo necessario procedere alla deossigenazione del tratto studiato. Essa è, invece, la più utilizzata nelle applicazioni di laboratorio (Churchill et al., 1962).

La tecnica dei traccianti è stata sviluppata da Tsivoglou et al. (1965, 1968 in Rathbun, 1977) ed è l'unico metodo di misura diretta del coefficiente di riossigenazione: avviene attraverso l'utilizzo di un gas tracciante radioattivo e la successiva misura del relativo de-assorbimento.

La tecnica si basa sul fatto che il gas tracciante insufflato nella corrente è de-assorbito dalla corrente stessa in modo inversamente proporzionale all'assorbimento dell'ossigeno e, quindi, il rapporto tra il coefficiente di de-assorbimento di un gas tracciante e il coefficiente di riossigenazione dell'ossigeno è indipendente dalla temperatura e dalle condizioni della corrente. Come gas tracciante radioattivo è stato usato il krypton 85.

Analisi condotte in letteratura nei riguardi degli errori possibili delle tre tecniche (Bennett and Rathbun, 1971) indicano la tecnica dei traccianti come la migliore. Essa infatti, non necessita, a differenza delle altre due, di misure per la quantificazione di tutti i processi che influenzano la concentrazione dell'ossigeno disciolto ed è quindi più facile limitare gli errori di misura. Nonostante le prestazioni migliori la tecnica dei traccianti sviluppata da Tsivoglou et al. (1965, 1968 in Rathbun, 1977) ha il grosso limite di utilizzare

sostanze radioattive e quindi presenta svantaggi relativi sia alla pericolosità per il personale impiegato su campo sia all'ottenimento delle licenze necessarie per lavorare su terreno pubblico. Negli anni '70 la tecnica dei traccianti venne modificata da Rathbun (1977), che, mantenendo lo stesso approccio teorico, sostituì al krypton radioattivo gas idrocarburi quali l'etilene o il propano.

1.7. LE GRANDEZZE FISICHE DEL FENOMENO

L'analisi complessiva del fenomeno in precedenza descritto ha consentito di definire le principali grandezze che caratterizzano il fenomeno di riossigenazione di una massa liquida. L'analisi del meccanismo di trasferimento, infatti, ha permesso di considerare due diverse famiglie di grandezze:

- proprietà fisiche dei fluidi;
- grandezze idrauliche.

Alle prime appartengono la temperatura dell'acqua e le proprietà da essa direttamente dipendenti, quali la viscosità, la densità dell'acqua, la diffusione molecolare dell'ossigeno in acqua, la tensione superficiale.

Alla seconda categoria appartengono la velocità e il volume specifico di acqua coinvolto nel processo, la larghezza della superficie d'interfaccia, gli effetti della turbolenza.

Le proprietà fisiche principali si possono esprimere tramite i corrispondenti parametri caratteristici:

- Viscosità cinematica ν [L^2T^{-1}];
- Densità ρ [ML^{-3}];
- Diffusione molecolare D_m [L^2T^{-1}];
- Tensione superficiale σ [MT^{-2}]

Allo stesso modo è possibile esprimere le principali grandezze idrauliche:

- Velocità media U [LT^{-1}];
- Portata Q [L^3T^{-1}];
- Tirante idrico h [L];
- Scabrezza del contorno bagnato equivalente in sabbia ε [L];
- Pendenza della linea dell'energia j_E [-];
- Pendenza del fondo i [-];
- Larghezza dell'interfaccia aria-acqua B [L].

1.8. MODELLO PER LA STIMA DEL COEFFICIENTE DI RIOSSIGENAZIONE PROPOSTO DA VELTRI ET AL.

Il lavoro di questa tesi di dottorato si inserisce all'interno di un'intensa attività di ricerca sui fenomeni riossigenativi, che si sviluppa ormai da diversi anni in seno al Dipartimento di Difesa del Suolo "V. Marone" dell'Università della Calabria.

Nel corso degli anni sono stati analizzati i processi riossigenativi delle correnti idriche, con l'obiettivo di ricavare una relazione fra il coefficiente di riossigenazione e le caratteristiche idrauliche della corrente stessa. Dopo una prima fase di indagini su campo, l'attività di ricerca si è indirizzata verso la strada della sperimentazione di laboratorio. E' stato costruito un apparato sperimentale, ottimizzato per questo tipo di studi, in modo da poter svolgere una campagna che permettesse di ricavare valori del coefficiente di riossigenazione legati alle caratteristiche idrauliche della corrente. Una volta acquisiti questi dati si è passati all'elaborazione degli stessi attraverso l'analisi dimensionale, sulla base delle grandezze caratteristiche del fenomeno prima individuate.

L'analisi dimensionale formulata ha riguardato la costruzione di una correlazione fra grandezze adimensionali, combinazione delle proprietà

fisiche dell'acqua (ρ , ν , σ) e dell'ossigeno (D_m), [L²T⁻¹] e delle principali grandezze idrauliche e geometriche della corrente (B , U , $h_s = A/B$, i , J_E , ε). Questo legame è caratterizzato dalla presenza dei classici raggruppamenti di Froude e Weber, dal rapporto fra larghezza della superficie libera e tirante idrico.

La relazione ricavata (Maradei, 2007) dall'applicazione dei risultati di laboratorio è la seguente:

$$KR = 6 \cdot 10^{-3} \cdot We^{1.7} \cdot B^{1.1} \cdot Fr^{-2.54} \quad (41)$$

con

$$KR = K_r \frac{h_s^2}{D_m}; We = \frac{\rho U^2 h_s}{\sigma}; B = \frac{b}{h_s}; Fr = \frac{U}{\sqrt{gh_s}} \quad (42)$$

I range di variazione dei parametri dell'analisi dimensionale riferiti ai dati di laboratorio sono riportati nella seguente Tabella 2.

Tabella 2: Range dei parametri adimensionali

We	BR	Fr	S	KR
65.53	4.83	0.64	0.04	146.18
1503.34	24.19	2.23	1.03	3 374.46

La novità della ricerca consiste principalmente nell'approccio al fenomeno attraverso l'analisi dimensionale, che ha permesso di introdurre e considerare nello studio il numero di Weber, fondamentale per trattare casi in cui è presente una superficie di separazione tra diversi fluidi. Dalla (41) è possibile osservare come la dipendenza dal numero di Weber, che rappresenta il rapporto tra le forze d'inerzia e le forze di tensione superficiale, sia elevata.

CAPITOLO II

CARATTERISTICHE DELLE CORRENTI AREATE

INTRODUZIONE

L'impiego di strutture idrauliche quali briglie, soglie, traverse, è ampiamente diffuso. Ciascuna di queste tipologie di opere è inserita lungo il corso d'acqua per assolvere a una particolare funzione.

Fra gli effetti meno appariscenti e indiretti di tutte le strutture caratterizzabili come salti di fondo, vi è l'influenza con i naturali processi di riossigenazione. Normalmente, infatti, un fiume potrebbe riacquisire, durante il passaggio lungo una struttura idraulica, lo stesso quantitativo di ossigeno che riacquisirebbe in diverse centinaia di metri. Quello che succede, infatti, in condizioni di corrente particolarmente veloce o caratterizzata da intensi fenomeni turbolenti, quali quelli che si sviluppano in prossimità di un salto

idraulico, è la formazione di una corrente bifasica composta da una miscela di aria e acqua. La presenza dell'aria nelle correnti a pelo libero provoca un aumento del volume della corrente e, contemporaneamente, una diminuzione dell'indice di resistenza al moto (Ackers and Priestley, 1985, Falvey, 1980).

In questo capitolo vengono esaminati alcuni degli aspetti principali delle correnti areate, prima di affrontare l'effetto che queste correnti hanno in termini di incremento riossigenativo.

2.1. DEFINIZIONE DI CORRENTI AREATE

Le correnti areate sono caratterizzate da alte velocità che inducono l'ingresso dell'aria nell'acqua per effetto dell'ondulazione della superficie libera. Ciò determina un fluido bifasico che presenta in profondità bolle d'aria disperse nell'acqua e in superficie spruzzi ed eiezioni caotiche di gocce d'acqua nell'atmosfera. Il grande numero di bolle d'aria intrappolate all'interno del flusso dà alla miscela bifasica aria – acqua un colore bianco, dal quale scaturisce la comune definizione di “acque bianche”.

Le condizioni per cui si sviluppa l'aerazione spontanea sono diverse, corrente particolarmente veloce o presenza di risalto idraulico o di getti (Figura 3) e sono generalmente verificate in prossimità di strutture idrauliche. Le correnti che fluiscono in corrispondenza dei salti, infatti, sono caratterizzate da un'alta quantità di aria trattenuta nell'acqua e da intensi fenomeni turbolenti.

Keulegan et al. (1940, in Chanson, 1993a) analizzando l'instabilità della superficie libera stabilirono che la condizione per cui ci sia l'ingresso di aria in acqua in un canale a pelo libero è $Fr > 1.5$.

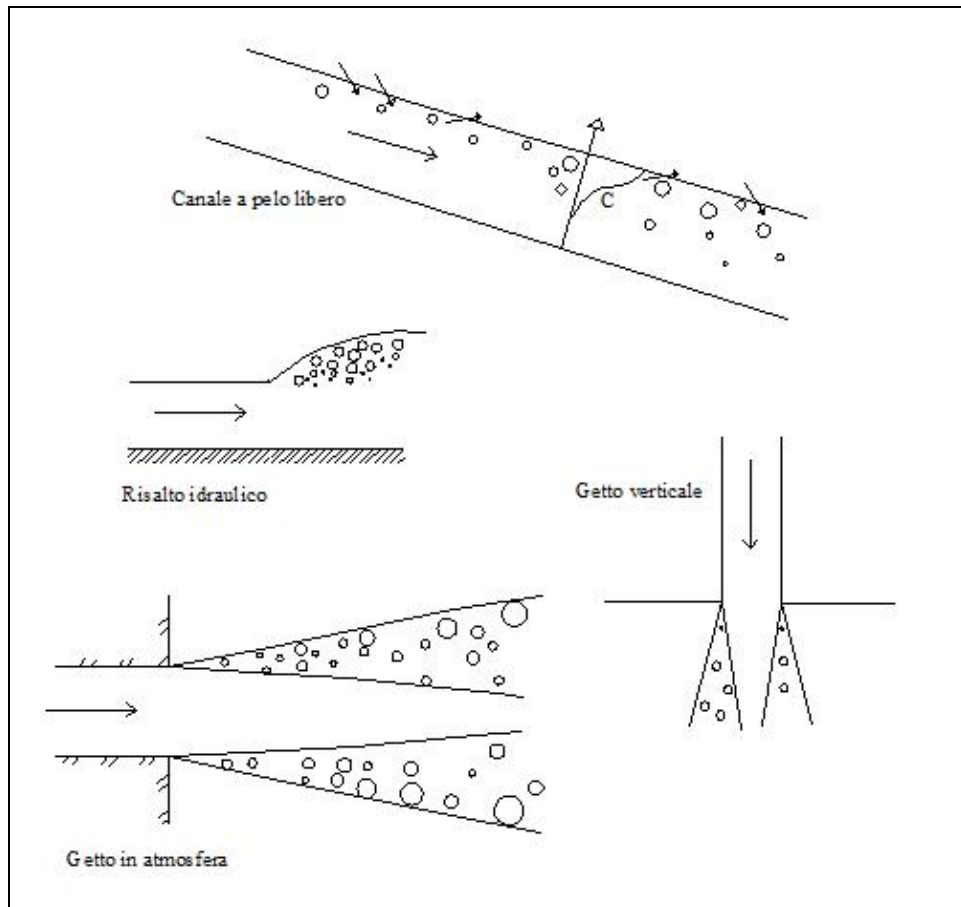


Figura 3- Correnti areate

Ervine and Falvey (1987) ricavarono una relazione valida per i getti in atmosfera. Secondo gli autori il fenomeno dell'aerazione spontanea si origina quando la componente turbolenta della velocità normale alla superficie libera, v' [L/T], supera gli effetti legati alla tensione superficiale e alla spinta per galleggiamento. Tali condizioni possono essere descritte dalla seguente relazione:

$$v' > \sqrt{\frac{8 \cdot \sigma}{\rho \cdot d_b}} \quad (43)$$

in cui σ [MT⁻²] è la tensione tangenziale sulla superficie libera, ρ [ML⁻³] è la densità dell'acqua e d_b [L] diametro delle bolle d'aria. La relazione risulta soddisfatta per diametri delle bolle comprese tra 8 e 40 mm e con un valore della velocità della corrente superiore a 0.3 m/s.

Chanson (2004), partendo dagli studi di Ervine and Falvey (1987), ricavò la seguente relazione valida per i canali a superficie libera:

$$v' > \text{Max} \left(\sqrt{\frac{8 \cdot \sigma}{\rho \cdot d_b}}; u_r \cdot \cos \alpha \right) \quad (44)$$

in cui u_r è la velocità di risalita delle bolle d'aria e α la pendenza del canale. La componente normale alla superficie libera della velocità turbolenta, v' , quindi, deve essere grande abbastanza per superare la tensione superficiale e in più deve essere maggiore della velocità di risalita delle bolle.

Una delle caratteristiche principali delle correnti areate è quella di non avere una superficie di interfaccia tra atmosfera e fluido ben determinata. Infatti, lo studio di una corrente bifasica aria-acqua può essere correttamente effettuato fino a una concentrazione di aria inferiore al 90 %. I dati provenienti sia da attività di laboratorio sia da indagini in situ hanno chiaramente mostrato che il flusso aria - acqua si comporta come un mix omogeneo fino a una concentrazione di aria inferiore al 90 %. Per concentrazioni intorno al 90%, è stato rilevato (Cain and Wood, 1981; Chanson, 1988) come le misure sperimentali diventino poco accurate. Questa è stata la principale motivazione che ha portato all'indicazione della superficie d'interfaccia tra aria e acqua come quella superficie cui corrisponde una concentrazione pari al 90 %.

Definendo C [-] come il rapporto tra il volume d'aria e il volume d'acqua e d'aria (chiamato anche indice dei vuoti), è possibile affermare che, in regioni con basse concentrazioni d'aria ($C < 0.3$), esistono delle vere e proprie bolle, formatesi dall'intrappolamento dell'aria nella corrente. Per correnti con alta concentrazione d'aria sono invece riscontrabili, oltre a bolle d'aria in acqua, anche bolle d'acqua circondate dall'aria.

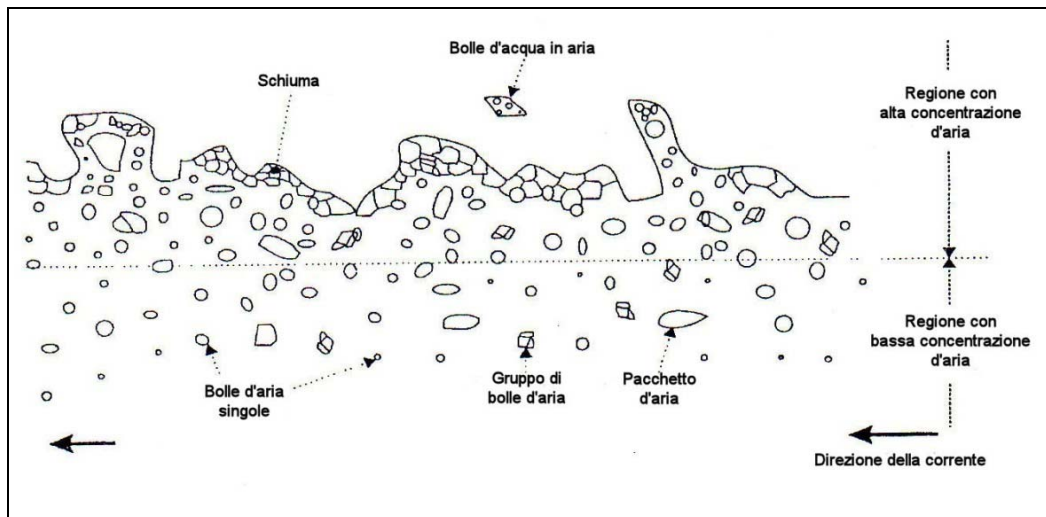


Figura 4 - Rappresentazione delle bolle d'acqua e d'aria (Chanson, 1996)

Chanson (1996) attraverso misure sperimentali e fotografie su un modello di laboratorio hanno rilevato la presenza di due zone distinte (Figura 4):

- una regione con una bassa concentrazione d'ossigeno ($C < 0.3 \div 0.4$);
- una regione con un'alta concentrazione d'ossigeno ($C > 0.3 \div 0.4$).

Nella regione con basso contenuto d'aria ($C < 0.3 \div 0.4$), la corrente fluisce come un flusso omogeneo di acqua e bolle d'aria. La struttura della fase gassosa è caratterizzata dalla presenza di bolle d'aria singole di forma irregolare, da gruppi di bolle d'aria e da pacchetti d'aria.

Nella regione con un'alta concentrazione d'aria ($C > 0.3 \div 0.4$), la struttura della corrente è complessa. In questa regione coesistono due diverse strutture della miscela bifasica aria - acqua: le bolle d'acqua in aria e la schiuma.

La concentrazione media d'aria in flusso uniforme $C_m[-]$ è espressa dalla seguente relazione:

$$C_m = \frac{1}{Y_{90}} \cdot \int_{y=0}^{y=Y_{90}} C \cdot dy \quad (45)$$

in cui y [L] è la distanza misurata perpendicolarmente alla superficie a partire dal fondo e Y_{90} [L] è la profondità caratteristica dove la concentrazione dell'aria è del 90%.

Per una corrente areata in un canale rettangolare il tirante caratteristico, d_c , è definito come:

$$d_c = \int_{y=0}^{y=Y_{90}} (1-C) \cdot dy \quad (46)$$

Il tirante medio, d_m , al quale corrisponde la concentrazione C_m , è definito come:

$$d_m = (1-C_m) \cdot Y_{90} \quad (47)$$

La velocità media dell'acqua U_w è pari a:

$$U_w = \frac{q_w}{d_c} \quad (48)$$

2.2. AREA DI INTERFACCIA

Il parametro che quantifica la superficie di contatto aria – acqua, attraverso cui avviene il trasferimento dell'ossigeno, è detto area specifica d'interfaccia. a [L^{-1}] definita come la superficie di interfaccia per unità di volume, tra l'aria e l'acqua nel flusso bifasico aria – acqua. L'area d'interfaccia a dipende dalle proprietà del flusso aria – acqua, ovvero da C , dalla dimensione e dalla frequenza delle bolle d'aria.

Le prime relazioni per la stima del parametro a in presenza di una corrente bifasica sono state sviluppate attraverso indagini fotografiche (Halbronn et al., 1953, Straub et al., 1953, in Chanson 1994) approssimando sferica la forma delle bolle:

$$a = 6 \cdot \frac{C}{d_b} \quad (49)$$

$$a = 6 \cdot \frac{1-C}{d_w} \quad (50)$$

in cui d_b [L] è diametro delle bolle d'aria in acqua e d_w [L] è il diametro delle bolle d'acqua in aria.

La prima è valida per le bolle d'aria in acqua, mentre la seconda vale per le gocce d'acqua in aria.

In regime turbolento, la dimensione delle bolle è determinabile bilanciando la tensione superficiale con la tensione tangenziale propria del flusso. Chanson (1993) sviluppò un semplice modello per la determinazione del massimo diametro delle bolle presenti all'interno del flusso in funzione della profondità caratteristica:

$$\frac{d_b}{Y_{90}} \approx \sqrt[3]{\frac{2 \cdot n^2 (We)_e \cdot (y')^{\frac{2(n-1)}{n}}}{\rho_w \cdot V_{90}^2 \cdot Y_{90} \cdot \sigma}} \quad (51)$$

in cui V_{90} è la velocità caratteristica n è l' esponente della distribuzione di velocità espresso come legge di potenza. $(We)_e$ [-] è il numero di Weber critico per flussi aerati, e sperimentalmente si è osservato che è un valore costante prossimo all'unità. Hinze(1955, in Chanson, 1993) determinò il legame tra $(We)_e$ e d_b per cui si ha la rottura delle bolle d'aria in acqua:

$$\frac{\rho_w \cdot v^2 \cdot d_b}{2 \cdot \sigma} > (We)_e \quad (52)$$

in cui v è il valore medio spaziale della radice quadrata della differenza di velocità tra una distanza pari a d_b . Il termine v^2 può essere assunto come:

$$v^2 \approx \left(\frac{dV}{dy} \cdot d_b \right)^2 \quad (53)$$

Ancora Chanson (1995) ha ricavato due ulteriori relazioni, la prima valida per $C < 0.5$ e la seconda per $C > 0.5$, che consentono la stima, anche se approssimata, dell'area specifica d'interfaccia:

$$a \cdot Y_{90} = 6 \cdot \frac{C \cdot Y_{90}}{d_{b \max}} \quad \text{per } C < 0.5 \quad (54)$$

$$a \cdot Y_{90} = 6 \cdot \frac{(1 - C) \cdot Y_{90}}{d_{b \max}} \quad \text{per } C > 0.5 \quad (55)$$

Cummings and Chanson (1997) valutano, invece, a come:

$$a = \frac{4 \cdot N_b}{V_m \cdot t} \quad (56)$$

in cui N_b [-] rappresenta il numero delle bolle, t [T] è la durata della misurazione e V_m [LT⁻¹] è la velocità media del flusso aria – acqua.

2.3. CANALI A GRADINI

I canali a gradini sono opere il cui utilizzo principale è quello di dissipatori d'energia a protezione di opere idrauliche quali dighe o traverse, ove si richieda l'immediata evacuazione di grandi quantità d'acqua. Attraverso lo studio del comportamento della corrente lungo i canali a gradini e principalmente i regimi di moto che si instaurano è possibile analizzare il comportamento di una corrente areata.

I regimi di moto riscontrabili sono generalmente due (Essery and Horner, 1978, Rajaratnam, 1990, Peyras et al., 1992, Chanson, 1994):

- nappe flow;
- skimming flow.

Studi successivi (Mateos and Elviro-Garcia, 1995; Ohtsu and Yasuda., 1997) hanno portato all'individuazione di un terzo regime di moto, intermedio tra i due, definito come moto di transizione.

2.3.1. REGIME DI MOTO "NAPPE FLOW"

Il regime di vena, o di "nappe flow", (Figura 5) si verifica nelle configurazioni contraddistinte da pendenze ridotte e portate modeste. Il moto è

prevalentemente gravitazionale ed è caratterizzato da una vena in caduta libera che si stacca dall'estremo superiore di un gradino e impatta su di un cuscino d'acqua in circolo. La vena fluida in caduta determina la presenza di una cavità d'aria, delimitata inferiormente dal cuscino d'acqua localizzato a tergo della zona d'impatto e superiormente dal profilo inferiore della vena.

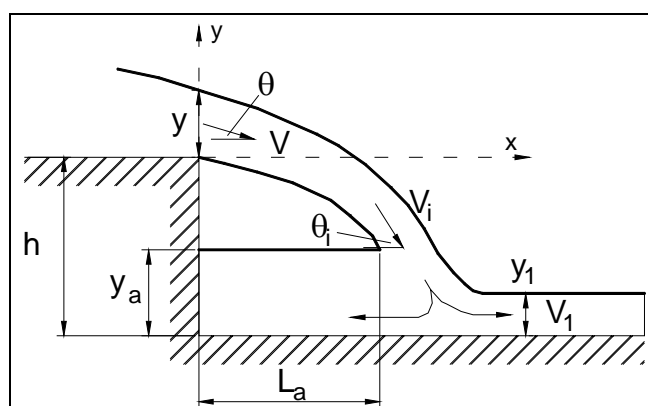


Figura 5 – Rappresentazione grafica del regime di vena in presenza di salto singolo

La distribuzione della pressione all'interno della vena non è idrostatica, aspetto facilmente rilevabile in quanto entrambe le superfici delimitanti il getto sono a pressione atmosferica.

Un aspetto molto importante nell'analisi del problema è l'impatto della vena sulla base del gradino successivo, che può essere totale o parziale: in base, infatti, al tipo di impatto si può instaurare un risalto idraulico completamente sviluppato o meno. Ciò ha portato a una suddivisione del regime di vena in diversi sub-regimi (Essery and Horner, 1978, Peyras et al., 1992):

- regime di vena con impatto totale del getto all'interno della lunghezza del gradino successivo (isolated nappe flow);
- regime di vena con impatto parziale del getto sul gradino successivo (nappe interference flow).

Chanson (1994) rielaborò questa classificazione in riferimento all'isolated nappe flow, legando questo sub-regime allo sviluppo o meno del risalto idraulico a valle del salto. Più precisamente, tale sub-regime può essere:

- sub-regime con formazione del risalto idraulico completamente sviluppato (NA1) (Figura 6);

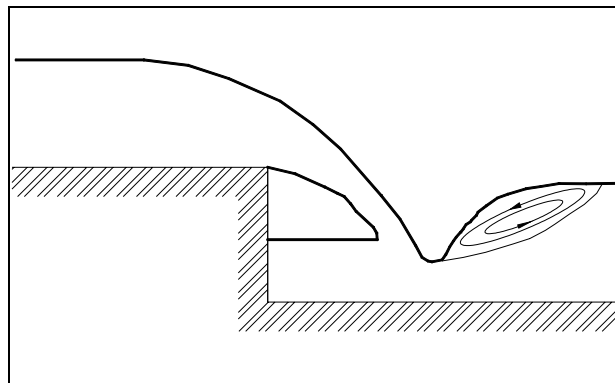


Figura 6 - Sub - regime NA1

- sub-regime con risalto idraulico parzialmente sviluppato e impatto del getto completo all'interno del gradino successivo (NA2) (Figura 7);

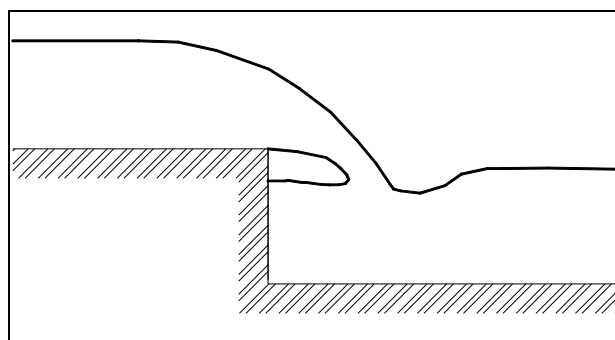


Figura 7 - Sub - regime NA2

- sub-regime con impatto parziale del getto sul gradino successivo (NA3) (Figura 8).

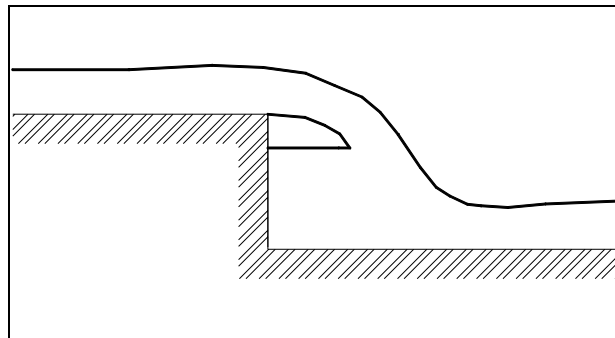


Figura 8 – Sub – regime NA3

In riferimento al primo sub-regime, Chanson propose una relazione semiempirica al fine di consentire il calcolo della lunghezza del risalto pienamente sviluppato:

$$\frac{L_r}{y_1} = 8 \cdot \left[\left(\frac{k}{y_1} \right)^{3/2} - 1.5 \right] \quad (57)$$

in cui L_r [L] è la lunghezza del risalto, k [L] è l'altezza critica relativa alla portata in esame e y_1 [L] è l'altezza della lama d'acqua immediatamente a valle del punto d'impatto.

Si può, quindi, supporre la presenza di un risalto idraulico completamente sviluppato se la somma della lunghezza del risalto calcolata con la (57) e la distanza del punto d'impatto dallo spigolo del gradino eguaglia la lunghezza totale del gradino.

Indicando con L_a [L] la distanza del punto d'impatto del getto dallo spigolo del gradino e con h [L] l'altezza del gradino, si ha che:

$$\frac{L_a}{h} = 4.30 \cdot \left(\frac{k}{h} \right)^{0.81} \quad (58)$$

Combinando la (58) con la (57) si ottiene la relazione:

$$\left(\frac{k}{h}\right)_{\limite} = 0.0916 \cdot \left(\frac{h}{L}\right)^{-1.276} \quad (59)$$

dove L [L] rappresenta la lunghezza del gradino.

Il sub-regime con risalto idraulico completamente sviluppato si sviluppa, quindi, quando $\frac{k}{h} < \left(\frac{k}{h}\right)_{\limite}$. Tale relazione è valida per un rapporto h/L compreso tra 0.2 e 6.

Nello spazio compreso tra la vena e la parete verticale del salto si ha la formazione di un cuscino d'acqua di altezza y_a sempre maggiore di y_1 , sede di un'intensa agitazione attraverso la quale si dissipa parte dell'energia posseduta dalla lama deviata verso monte.

Il comportamento del getto d'acqua in caduta da un gradino può essere, quindi, descritto da una serie di grandezze caratteristiche:

- gittata del getto in caduta, ovvero distanza del punto d'impatto del getto dall'alzata del gradino, indicata con L_a [L];
- altezza d'acqua a tergo del punto d'impatto del getto, nel seguito indicata con y_a [L];
- altezza d'acqua immediatamente a valle del punto d'impatto, y_1 [L];
- velocità V_1 [LT⁻¹] associata al tirante y_1 ;
- lunghezza del risalto idraulico che si forma a valle del punto d'impatto del getto, L_r [L] (Figura 9).

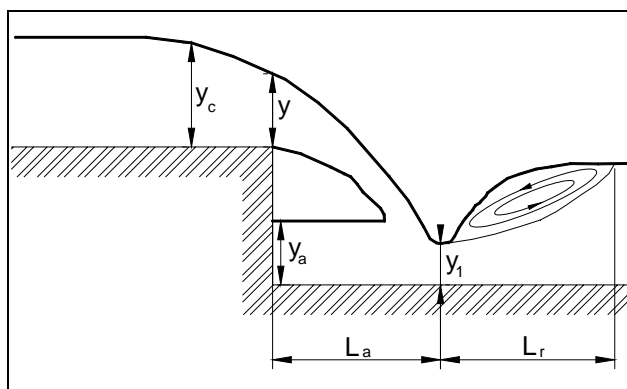


Figura 9 – Rialto che si sviluppa nel sub – regime NA1

I parametri che rivestono maggiore importanza, sia in riferimento alla caratterizzazione idrodinamica del getto, sia dal punto di vista progettuale, sono la distanza del punto d'impatto della vena dall'alzata del gradino L_a e l'altezza d'acqua a tergo del punto d'impatto y_a .

2.3.2. REGIME DI MOTO "SKIMMING FLOW"

Il regime di "skimming flow" si verifica quando la pendenza del canale e/o la portata sono elevate.

In riferimento a uno scivolo a gradini, questo regime porta all'individuazione di uno pseudo fondo, rappresentabile dalla congiungente fittizia degli spigoli esterni dei gradini. Individuato questo pseudo – fondo, è possibile definire un flusso principale che scivola su di un flusso secondario. La corrente principale scivola, quindi, sui gradini, mentre all'interno delle cavità triangolari, che si vanno a formare tra il layout dei gradini e lo pseudo – fondo, si crea un vortice che ruota in senso orario (Pegram et al., 1999). Il vortice viene alimentato dall'acqua del flusso principale che, nella sua parte inferiore, colpisce lo spigolo esterno del gradino; quest'acqua, dopo aver circolato nel vortice, viene re immessa nella zona centrale del flusso principale (Figura 10).

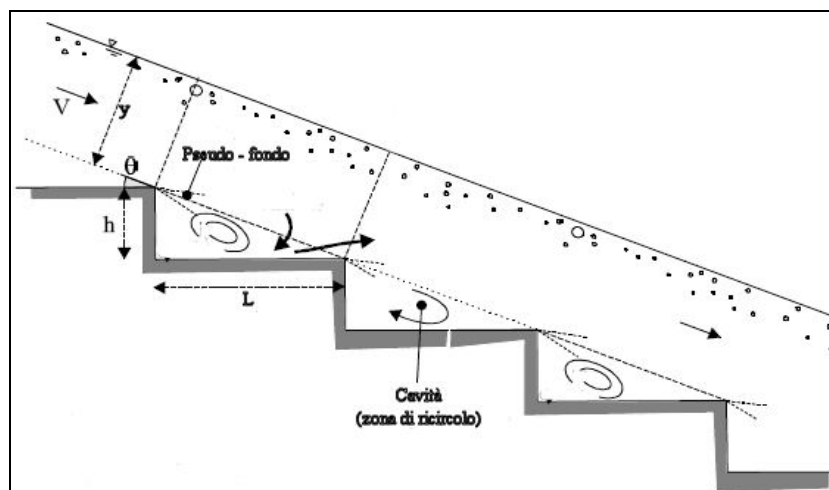


Figura 10 – Rappresentazione del regime di corrente aerata su uno scivolo a gradini

La caratteristica peculiare di questo regime è rappresentata dall'intenso fenomeno di auto – aerazione che si va a instaurare.

Così come il regime di vena, anche il regime di corrente aerata è suddivisibile in diversi sub – regimi di moto a seconda del rapporto tra l'interfaccia del flusso principale e di quello secondario. Infatti, qualora la cavità che si viene a formare risultasse piena d'acqua, le forze di pressione esercitate dalle due facce del gradino (orizzontale e verticale) bilanciano la pressione idrostatica del flusso principale, che può scivolare sui vortici senza alcuna deformazione. In caso contrario, ovvero in presenza di cavità contenenti aria (come nel caso del regime di vena), la distribuzione delle pressioni non può considerarsi più idrostatica: di conseguenza vengono a verificarsi modifiche nella geometria del getto.

Chanson and Toombes (2002) hanno proposto la seguente classificazione in sub – regimi di moto:

- il primo sub – regime, definito “wake – step interference” (Figura 11), è caratterizzato dalla presenza di un flusso secondario instabile, con un significativo attrito tra la corrente principale e quella originata dalla scia. Questo meccanismo implica la presenza sul moto principale

di un'ondulazione in concordanza di fase con gli spigoli superiori dei gradini. Questo sub - regime è caratteristico di canali con pendenze modeste, comprese dai 12° ai 15° (SF1);

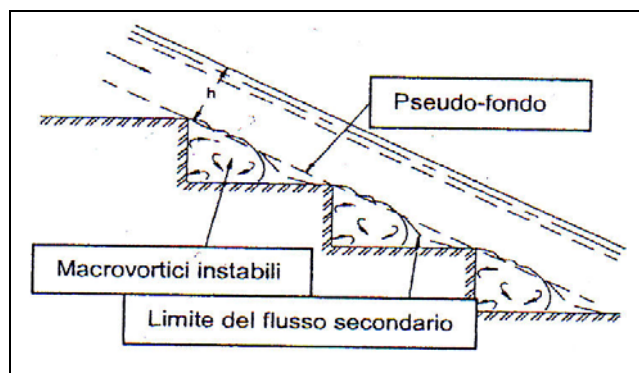


Figura 11 - Sub - regime SF1

- il secondo sub - regime, che prende il nome di “wake - wake interference” (Figura 12), presenta un'interferenza tra la scia che lambisce un gradino e quella successiva, ma l'attrito è presente solo nella parte terminale dello stesso. Le pendenze per le quali è possibile l'instaurarsi del presente sub - regime vanno dai 15° ai 25° (SF2);

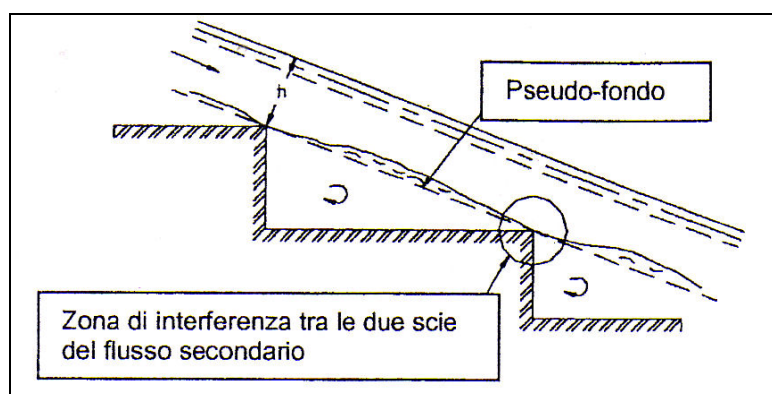


Figura 12 - Sub - regime SF2

- nel terzo sub – regime, “stable recirculation vortexes”, (Figura 13) la circolazione dei vortici è confinata in cavità di piccole dimensioni. Di conseguenza l’interferenza tra i due flussi è notevolmente ridotta. Le pendenze caratteristiche di questo sub – regime superano i 25° (SF3).

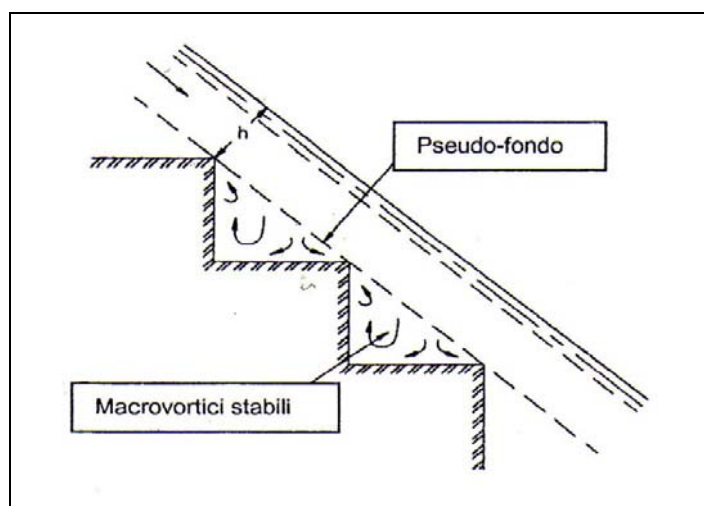


Figura 13 – Sub – regime SF3

2.3.3. REGIME DI TRANSIZIONE

Il regime di transizione è caratterizzato dalla stagnazione dell’acqua su alcuni gradini e da notevoli spruzzi della vena, che risulta fortemente ventilata. Dal punto di vista visivo, il regime di transizione si presenta come un mix tra un flusso principale compatto e una successione di getti. La transizione comporta significative variazioni dei parametri idrodinamici che, generalmente, sarebbe opportuno evitare. Chanson (2004), infatti, rilevò la presenza di intensi fenomeni di onde trasversali al flusso principale e oscillazioni, provocati dall’instabilità idrodinamica dovuta al cambiamento tra una condizione di getto ventilato a un’altra di completa sommergenza della cavità costituita dal gradino.

Il regime di transizione può essere suddiviso in due sub – regimi (Chanson and Toombes, 2004):

- 1) TRA1;
- 2) TRA2.

Il sub – regime TRA1 è tipico di canali dalle pendenze elevate. Nella zona superiore, il flusso si presenta non aerato e con un'ondulazione in fase con il profilo dei gradini. A valle di una sezione di incipiente aerazione, la corrente mostra un'intensa aerazione, a seguito della quale, tuttavia, non si osserva un flusso principale che scivola sui macrovortici. Sebbene la corrente scorra quasi parallela al fondo del canale, sotto di essa permangono sacche d'aria, di dimensioni diverse e, in genere, alternate.

Il sub – regime TRA2, tipico di canali di pendenza limitata, ha un andamento più caotico. A valle del punto d'incipiente aerazione, non si hanno cavità d'aria permanenti, ma una loro comparsa e/o scomparsa temporanea. Ancora più a valle, le cavità sono, invece, stabili e sono caratterizzate da intensa aerazione e spruzzi.

È opportuno notare, però, come vi siano diverse interpretazioni. Un moto in cui la corrente principale scorre parallelamente al fondo con la contestuale presenza di cavità d'aria può interpretarsi, secondo Chamani and Rajaratnam (1999), come un regime di corrente aerata, mentre, secondo Matos et al. (2001), è da considerarsi come un ulteriore sub – regime di vena, che tenda alla scomparsa dello stesso e prelude alla comparsa di un regime di transizione propriamente detto.

Va sottolineato, inoltre, come a parità di fattori le caratteristiche proprie di questo fenomeno si presentino in maniera diversa se si raggiunge il regime di transizione partendo dal regime di vena, ovvero aumentando la portata, o dal regime di corrente aerata, diminuendo, quindi, la portata.

2.3.4. CLASSIFICAZIONE DEI REGIMI DI FLUSSO

I primi studi relativi alla classificazione dei regimi di flusso in presenza di salti di fondo risalgono al 1990. In quegli anni la letteratura proponeva solo due tipologie di regimi: di vena (nappe flow) o di corrente aerata (skimming

flow). Il passaggio tra regime di vena e di corrente aerata non è immediato. Fu introdotta, quindi, la presenza della transizione tra i due regimi, ma venne introdotto non come regime autonomo, ma all'interno del regime di corrente aerata. Solo successivamente, Ohtsu and Yasuda (1997) hanno considerato la transizione come un vero e proprio regime e da questo momento in poi ne è accettata l'esistenza.

I primi riferimenti in merito alla suddivisione dei regimi fu fornito da Rajaratnam (1990), il quale suggerì che si sviluppa regime di corrente aerata quando:

$$\frac{k}{h} > 0.8 \quad (60)$$

in cui k è il tirante critico e h è l'altezza del gradino. Questa relazione fu determinata attraverso i dati ricavati da Essery and Horner (1978) per $0.4 < h/L < 0.9$.

Chanson (1994) per definire le condizioni di inizio dello skimming flow ricavò la seguente relazione:

$$\frac{(k)_{limite}}{h} = 1.057 - 0.465 \frac{h}{L} \quad (61)$$

valida per $0.20 < h/L < 1.25$. Si ha regime di corrente aerata quando $k > k_{limite}$.

Chanson (1996) propose un'ulteriore relazione per la determinazione del passaggio tra il regime di vena e quello di corrente aerata, relativamente a un singolo salto. Facendo l'ipotesi della scomparsa del regime di vena e, simultaneamente, della comparsa del regime di corrente aerata nel momento in cui si riempie la cavità d'aria al di sotto della vena stramazante e, quindi, quando l'altezza del cuscino d'acqua a tergo del getto eguaglia l'altezza del gradino. Chanson partì dall'applicazione del principio di conservazione della quantità di moto al volume di controllo definito dal cuscino d'acqua a tergo del getto e dalla sezione immediatamente successiva all'impatto:

$$\frac{1}{2} \rho \cdot g \cdot y_a^2 - \frac{1}{2} \rho \cdot g \cdot y_1^2 = \rho \cdot q \cdot (V_1 - V_i \cos \theta_i) \quad (62)$$

in cui q [L^2T^{-1}] è la portata per unità di larghezza, θ_i [-] è l'angolo del getto rispetto all'orizzontale e V_i [-] è la velocità del getto d'impatto.

La (62) è stata ricavata considerando l'assenza di formazione di spruzzi lungo il getto, trascurando le tensioni tangenziali sulla superficie, assumendo una distribuzione idrostatica delle pressioni sul gradino e la verticalità di quest'ultimo.

Dalla (62), ipotizzando che la velocità dell'acqua entrante nel volume di controllo sia circa uguale all'acqua uscente e che l'inclinazione del getto che impatta sul gradino sia la stessa definita dallo pseudo – fondo, si ottiene:

$$\frac{y_a}{y_1} = \sqrt{1 + 2 \frac{V_1^2}{g \cdot y_1} (1 - \cos \theta)} \quad (63)$$

Imponendo che l'altezza y_a del cuscino d'acqua eguagli l'altezza del gradino h , si ottiene:

$$\frac{(y_c)_{limite}}{h} = \frac{Fr^{2/3} \cdot \sqrt{1 - Fr^{-2}}}{\sqrt{1 + 2 \cdot Fr^2 \cdot (1 + Fr^{-2})^{3/2} \left(1 - \frac{\cos \theta}{\sqrt{1 + Fr^{-2}}}\right)}} \quad (64)$$

in cui Fr è il numero di Froude della corrente sullo spigolo del gradino. Il regime di vena si verifica per $k < k_{limite}$.

Nel 2002, Chanson and Toombes hanno indicato dei limiti in funzione del rapporto k/h che permettono di effettuare la classificazione dei regimi. In particolare si ha che:

- $\frac{k}{h} < 0.53 \rightarrow$ regime di vena;

- $0.53 < \frac{k}{h} < 0.97 \rightarrow$ regime di transizione;
- $\frac{k}{h} > 0.97 \rightarrow$ regime di corrente aerata.

Kisi et al. (2008) hanno proposto, sulla base dei dati sperimentali ricavati da Baylar and Bagatur (2006) per uno scivolo a gradini, due equazioni che consentono l'individuazione dei regimi in funzione del rapporto k/h e dell'inclinazione dello pseudo – fondo α :

$$\left(\frac{k}{h}\right)_{nappe} = \frac{1}{0.57 \cdot (\tan \alpha)^3 + 1.30} \quad (65)$$

$$\left(\frac{k}{h}\right)_{skim\ min\ g} = \frac{1}{1.16 \cdot (\tan \alpha)^{0.165}} \quad (66)$$

con entrambi le equazioni valide per $5.7^\circ < \alpha < 55^\circ$.

Si ha, quindi:

- regime di vena, se $\frac{k}{h} < \left(\frac{k}{h}\right)_{nappe}$;
- regime di transizione, se $\left(\frac{k}{h}\right)_{nappe} < \frac{k}{h} < \left(\frac{k}{h}\right)_{skim\ min\ g}$;
- regime di corrente aerata, se $\frac{k}{h} > \left(\frac{y_c}{h}\right)_{skim\ min\ g}$.

2.4. CARATTERISTICHE DELLA SEZIONE DI INCIPIENTE AERAZIONE

La sezione di incipiente aerazione è definita come la sezione in corrispondenza della quale ha inizio il fenomeno dell'auto-aerazione del flusso. Definire correttamente la localizzazione della sezione di incipiente aerazione è fondamentale per individuare le regioni di aerazione lungo il canale.

Il fenomeno dell'auto-aerazione è favorito dall'intensa turbolenza e dall'ondulazione della superficie libera per cui la componente della velocità turbolenta perpendicolare alla corrente sopravanza l'effetto della tensione superficiale e della spinta di galleggiamento. In questo processo si ha un'intersezione tra stato limite turbolento, definito come la regione (Figura 14) in cui la corrente risente della presenza del mezzo con cui è a contatto, e superficie libera (Prandtl, 1904 in Ghetti, 1995).

Gli autori sembrano essere d'accordo nel definire il punto di inizio dell'aerazione come il punto in cui lo strato limite turbolento interseca la superficie libera. A valle del punto di inizio, lo strato contenente la miscela aria-acqua si estende gradualmente attraverso il fluido. La crescita dello strato avviene lentamente e la distribuzione di concentrazione dell'aria varia progressivamente con la distanza fino a quando raggiunge l'equilibrio e si arriva nella regione definita di corrente areata uniforme. In questa regione l'ingresso di aria è massimo e dipende esclusivamente dalla pendenza del canale (Wood, 1983).

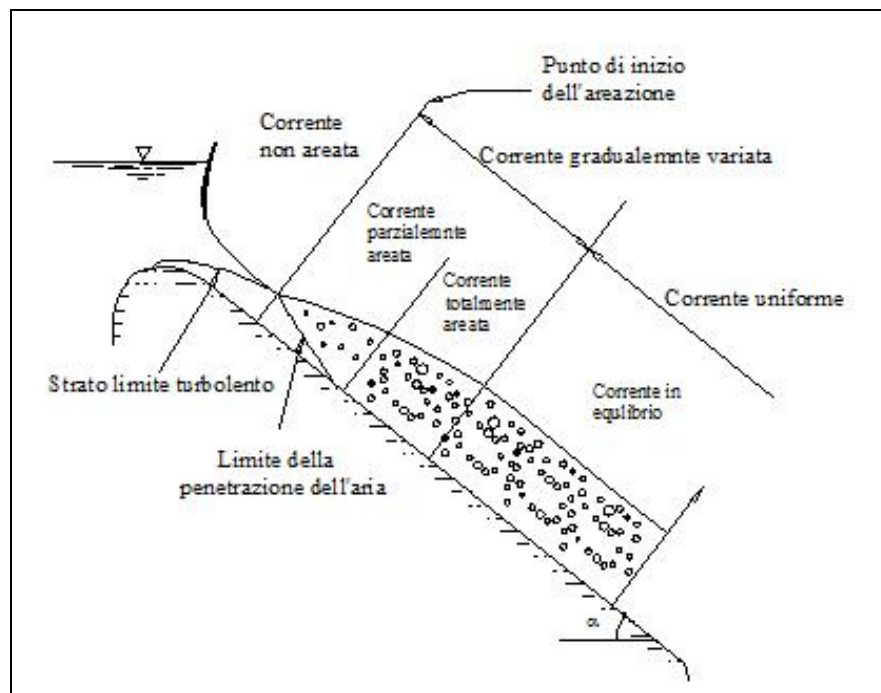


Figura 14 – Schematizzazione dell'aerazione lungo uno scivolo

Il punto di inizio aerazione può essere caratterizzato, per lo scivolo, attraverso la distanza dalla cresta dello scivolo stesso, L_I , e la profondità corrispondente, d_I . Le relazioni usate per il calcolo di L_I e d_I sono state proposte da Wood (1983) in riferimento a un canale a gradini:

$$\frac{L_I}{k_s} = 13.6 \cdot (\text{sen}\alpha)^{0.0796} \cdot (F^*)^{0.713} \quad (67)$$

$$\frac{d_I}{k_s} = \frac{0.223}{(\text{sen}\alpha)^{0.04}} \cdot (F^*)^{0.6433} \quad (68)$$

in cui F^* è il numero di Froude, definito questa volta come $F^* = q_w / \sqrt{g \cdot \text{sen}\alpha \cdot (k_s)^3}$ e k_s è la scabrezza.

Anwar (1994) e Chanson (1994) applicarono la (67) e la (68) al caso di uno scivolo piatto senza ottenere buoni risultati.

2.5. CARATTERISTICHE DELLA REGIONE DI CORRENTE AREATA UNIFORME

Wood (1983), analizzando un set di dati di Strau et al. (1958, in Wood, 1983), giunse ad una importante considerazione. Nel momento in cui si sviluppa la corrente areata uniforme la concentrazione dell'aria si mantiene costante ed è pari a:

$$C = \frac{B'}{B' + e^{-(G' \cdot \cos\alpha \cdot y'^2)}} \quad (69)$$

con B' e G' [-] costanti di integrazione della distribuzione di concentrazione di aria, α [-] pendenza in gradi, y' [-] distanza adimensionalizzata misurata perpendicolarmente alla superficie pari a $y' = \frac{y}{Y_{90}}$. La (69) mette in evidenza come la concentrazione di aria nella regione di aerazione uniforme dipende esclusivamente dalla pendenza del canale.

Chanson (1993) trovò per una pendenza del canale inferiore ai 50° che C_m [-] può essere calcolata come:

$$C_m = 0,9 \cdot \text{sen} \alpha \quad (70)$$

La presenza di aria all'interno della corrente, oltre che aumentarne il volume, tende a ridurre la resistenza al moto. Per una corrente areata uniforme l'indice di resistenza, f_e [-], è espresso come:

$$f_e = \frac{8 \cdot g \cdot \text{sen} \alpha \cdot d^2}{q_w^2} \left(\frac{R}{4} \right) \quad (71)$$

Wood (1983) ha mostrato che l'indice di resistenza per le correnti areate decresce al crescere di C_m . Questa riduzione può essere espressa dalla seguente formula (Chanson, 1993):

$$\frac{f_e}{f} = 0,5 \cdot \left(1 + \tanh \left(\lambda \cdot \frac{C_{0,5} - C_m}{C_m \cdot (1 - C_m)} \right) \right) \quad (72)$$

in cui f [-] è l'indice di resistenza per flusso non aerato e $C_{0,5}$ rappresenta la concentrazione d'aria media per la quale si ha $f_e = 0,5f$.

$C_{0,5}$ e λ si possono ricavare tramite:

$$C_{0,5} = 0,0593 + 0,07494 \cdot \log_{10} \text{Re} \quad (73)$$

$$\lambda = 0,4726 \cdot \left(1 + (3,6644 - 0,4729 \cdot \log_{10} \text{Re}) \cdot \left(2,5915 + \log_{10} \left(\frac{k_s}{R} \right) \right) \right) \quad (74)$$

Ancora Wood (1983) introdusse la relazione per il calcolo della profondità equivalente in acque areate d [L]:

$$d = \sqrt[3]{\frac{q_b^2 \cdot f}{8 \cdot g \cdot \text{sen} \alpha} \cdot \frac{f_e}{f}} \quad (75)$$

dove q_b rappresenta la portata per unità di larghezza.

CAPITOLO III

EFFICIENZA D'AERAZIONE

INTRODUZIONE

Il fenomeno dell'aerazione in presenza di discontinuità del fondo può essere studiato seguendo due approcci relativamente distinti presenti in letteratura.

Il primo approccio potrebbe essere definito “macroscopico”. Il fenomeno della riossigenazione è esaminato globalmente e il parametro fondamentale risulta essere il rapporto di deficit, r , o l'efficienza di aerazione, E . L'analisi si conduce sull'incremento di riossigenazione prodotto dalle varie strutture idrauliche.

Il secondo approccio potrebbe essere definito, invece, “microscopico”. Lo studio è improntato all'analisi delle proprietà della corrente areata e, quindi, l'incremento riossigenativo è analizzato in termini di incremento dell'area specifica di interfaccia.

Dopo aver affrontato, nel precedente capitolo, alcune delle principali caratteristiche delle correnti areate, viene ora affrontato il fenomeno dell'aerazione seguendo l'approccio macroscopico, ovvero, analizzando l'aerazione di una struttura idraulica in termini di trasferimento di ossigeno.

3.1. INCREMENTO DELLA RIOSSIGENAZIONE

Si può affermare che in corrispondenza di un salto o più in generale in presenza di correnti supercritiche il trasferimento dell'ossigeno dall'aria all'acqua risulta incrementato. Queste tipologie di correnti, infatti, sono caratterizzate da un alto grado di turbolenza che comporta l'intrappolamento di un gran numero di bolle d'aria all'interno della corrente.

Fondamentalmente sono tre i processi che avvengono in corrispondenza di un salto e che permettono un incremento dell'ossigeno trasferito.

Il primo processo è rappresentato dall'incremento della turbolenza sia sulla superficie, sia all'interno della corrente. La turbolenza influenza il trasferimento di ossigeno nell'acqua per il concetto di "rinnovo della superficie dell'acqua", in base al quale l'acqua in superficie viene spazzata via e rinnovata dall'acqua proveniente dal fondo (Danckwerts, 1951 in Chapra, 1997). Un elevato incremento della turbolenza, che si verifica in corrispondenza di un salto, incrementa il coefficiente di trasporto del gas in acqua, k_L .

Il secondo processo tiene conto dell'incremento dell'area d'interfaccia aria – acqua. Quando si ha a che fare con una miscela bifasica, come il mix aria – acqua, non può essere univocamente definita un'interfaccia. L'aria viene intrappolata all'interno della corrente, sia in superficie sia in profondità, e si assiste a un notevole incremento della superficie di contatto aria – acqua necessaria al trasferimento dell'ossigeno all'interno della corrente. Gulliver et al. (1990) stimarono che l'area intrappolata attraverso la superficie di aerazione in una corrente con tirante di circa 30 cm che fluisce con

un'inclinazione di 30° può aumentare l'area d'interfaccia di circa 500 volte rispetto all'area unitaria della superficie esposta all'atmosfera. Aumenta, così, anche il quantitativo di ossigeno trasferito all'interno della corrente nell'unità di tempo.

Il terzo e ultimo processo è rappresentato dall'incremento della concentrazione a saturazione. La concentrazione a saturazione è regolata dalla legge di Henry che sostiene che "un gas a contatto con un liquido, vi entra in soluzione finché avrà raggiunto in quel liquido la stessa pressione che esercita sopra di esso". Facendo riferimento all'aria intrappolata nella corrente, vi sarà un incremento della pressione rispetto a quella che subisce nell'atmosfera e, quindi, un conseguente aumento della concentrazione di saturazione. Così, sebbene l'efficienza di trasferimento non cambia perché riferita alla concentrazione a saturazione di monte, la concentrazione a valle potrebbe aumentare a causa di un incremento della concentrazione a saturazione (Wilhelms et al., 1993).

A partire dall'equazione (76) che regola la variazione della concentrazione dell'ossigeno in acqua è possibile spiegare meglio quanto detto.

$$\frac{dC}{dt} = k_L \cdot a \cdot (C_{sat} - C) \quad (76)$$

L'aumento della turbolenza comporta un aumento di k_L , l'incremento di a significa aumento della superficie di scambio mentre l'aumento di C_{sat} comporta, a parità di concentrazione attuale di ossigeno, aumento del gradiente di concentrazione.

3.2. EFFICIENZA DI AERAZIONE

Con efficienza d'aerazione, E , s'intende l'incremento della riossigenazione della corrente dovuta alla presenza nel corso d'acqua di una discontinuità del fondo, rappresentata da una qualsiasi struttura idraulica.

Se si considera un qualsiasi punto di coordinate (x, y, z) lungo una linea di corrente la (76) può essere espressa come segue:

$$\frac{dC(x, y, z)}{ds} = \frac{k_L(x, y, z) \cdot a(x, y, z)}{U(x, y, z)} \cdot (C_{sat}(x, y, z) - C(x, y, z)) \quad (77)$$

avendo espresso il tempo come ds/U , in cui s è la coordinata spaziale lungo la linea di corrente.

La (77) può essere integrata lungo un tratto fluviale che comprenda la struttura:

$$C_V - C_M = \iiint \frac{k_L(x, y, z) \cdot a(x, y, z)}{U(x, y, z)} \cdot (C_{sat}(x, y, z) - C(x, y, z)) dx dy dz \quad (78)$$

in cui C_M e C_V sono le concentrazioni di ossigeno in una sezione di monte e di valle rispettivamente.

Analizzando la (78) nella direzione principale del moto, assumendo che k_L , a e U rimangano costanti lungo il percorso e indicando con Δs la distanza tra la sezione di monte e la sezione di valle (Wilhelms et al., 1993), si può dimostrare che si ottiene:

$$r = \frac{C_{sat} - C_M}{C_{sat} - C_V} = e^{k_L \cdot a \cdot \frac{\Delta s}{U}} \quad (79)$$

in cui $r[-]$ è definito come il rapporto tra i deficit di monte e di valle.

E' possibile esprimere il legame tra r ed E , considerando che E rappresenta la parte del deficit iniziale soddisfatto al passaggio della corrente lungo la struttura, come:

$$E = \frac{C_V - C_M}{C_{sat} - C_M} = 1 - \frac{D_V}{D_M} = 1 - \frac{1}{r} \quad (80)$$

essendo D_M e D_V i deficit di ossigeno rispettivamente nella sezione a monte e a valle del salto.

Confrontando la (79) e la (80) si ottiene:

$$E = 1 - e^{-\int \frac{k_L \cdot a}{U} ds} \quad (81)$$

La (81) può essere espressa in funzione del tempo t che necessita affinché la massa infinitesima percorra lo spazio che intercorre tra la sezione di monte e la sezione di valle:

$$E = 1 - e^{-\int (k_L a) dt} \quad (82)$$

L'efficienza definisce, dunque, le caratteristiche di trasferimento di ossigeno in una struttura idraulica. Per valutarla, quindi, è necessaria la conoscenza della concentrazione a valle e a monte della struttura idraulica.

3.3. PARAMETRI CHE INFLUENZANO L'EFFICIENZA

La complessità del fenomeno e la diversità delle strutture idrauliche e dei regimi di moto che si instaurano rendono impossibile una formulazione generica per l'efficienza d'aerazione che non tenga conto del caso specifico.

Analizzando il caso di singolo salto in regime di corrente di vena, per esempio, E è data dalla combinazione dell'efficienza dei singoli fenomeni che consentono la riossigenazione della corrente in regime di vena, ovvero i contributi forniti dall'aerazione attraverso l'interfaccia superiore e inferiore del getto, l'impatto del getto a valle, il risalto idraulico e la superficie libera a valle del salto. L'efficienza è quindi definita come:

$$E = 1 - (1 - E_{JET}) \cdot (1 - E_{PJ}) \cdot (1 - E_{HJ}) \cdot (1 - E_{FS}) \quad (83)$$

In cui

- E_{JET} [-] → efficienza dovuta all'interfaccia superiore e inferiore del getto;
- E_{PJ} [-] → efficienza dovuta all'impatto del getto a valle;
- E_{HJ} [-] → efficienza dovuta al risalto idraulico;
- E_{FS} [-] → efficienza dovuta alla superficie libera a valle del salto.

I contributi relativi di ognuno dei parametri della (83) sono fortemente dipendenti dalle caratteristiche della corrente. L'efficienza d'aerazione di una corrente con una bassa velocità sarà probabilmente influenzata principalmente dalla componente dovuta al risalto idraulico, mentre per una configurazione con un'altezza significativa del cuscinio a valle del salto, y_a , sarà sicuramente dominante la componente dovuta all'impatto del getto.

Gli studi sperimentali condotti, sia in laboratorio sia su campo, hanno permesso di osservare e analizzare le grandezze che influenzano il fenomeno.

Sono riportati di seguito i parametri da cui E dipende.

3.3.1. TEMPERATURA

La dipendenza di E dalla temperatura fu indagata per la prima volta da Gameson et al. (1958 in Butts. and Evans, 1983) che ottennero una relazione empirica da interpolazione di una serie di punti sperimentali ricavati da esperimenti condotti su una soglia di piccole dimensioni:

$$\ln(1 - E_{15}) = \frac{\ln(1 - E)}{1 + 0.018(T - 15)} \quad (84)$$

In cui E_{15} è l'efficienza di aerazione riferita ad una temperatura di 15°C e T è la temperatura in gradi centigradi.

Gulliver et al. (1990) investigarono il fenomeno da un punto di vista teorico considerando la dipendenza delle proprietà dell'acqua e della diffusione molecolare dell'ossigeno dalla temperatura e svilupparono la seguente relazione:

$$\ln(1 - E_i) = \ln(1 - E) \cdot \left(\frac{D_i}{D}\right)^{1/2} \left(\frac{\mu_i}{\mu}\right)^{3/4} \left(\frac{\sigma_i}{\sigma}\right)^{3/5} \left(\frac{\rho_i}{\rho}\right)^{17/20} \quad (85)$$

in cui il pedice i indica i valori dei parametri alla temperatura indicata. Nel loro lavoro Gulliver et al. (1990) verificarono e convalidarono la loro teoria attraverso i dati sperimentali ricavati da Gameson et al. (1958 in in Butts. and

Evans, 1983). La (85) vale per un generico gas e una generica temperatura. Se si considera l'ossigeno a 20°C si ottiene:

$$1 - E_{20} = (1 - E)^{1/f} \quad (86)$$

in cui E_{20} è l'efficienza a 20°C e

$$f = 1 + 0.02103(T - 20) + 8.261 \cdot 10^{-5}(T - 20)^2 \quad (87)$$

3.3.2. PORTATA

L'efficienza è legata alla portata specifica (portata/larghezza), che può variare di molto in una struttura idraulica. La portata specifica è un parametro presente in molte relazioni di letteratura (tra le quali si ricordano quella di Avery and Novak (1978), Nakesone (1987), Thene (1988) e Rindels and Gulliver (1991)). Molto utile appare il lavoro svolto da Wilhelms et al. (1993), che compararono e riesaminarono le formule fino ad allora ricavate con i dati da loro raccolti. Gli autori suggerirono di procedere alle misurare di E riferite a due o più portate e comparare questi valori con il risultato ottenuto dalle formule di letteratura riesaminate. Se i due valori non si discostano di molto, allora l'equazione scelta può essere utilizzata per il calcolo dell'efficienza al variare della portata; in caso contrario, si deve procedere alla modifica di uno o più coefficienti presenti nelle relazioni empiriche al fine di poter procedere a una corretta stima del valore di E .

3.3.3. QUALITÀ DELLE ACQUE

È stato osservato che la presenza di agenti attivi di superficie, sostanze organiche e solidi sospesi influenzano il processo di aerazione e, di conseguenza, la valutazione dell'efficienza. In particolare, gli agenti attivi di superficie influiscono sul processo, formando una superficie inibitrice della diffusione all'interfaccia aria - acqua e modificando le caratteristiche idrodinamiche del flusso. Per tener conto di questo fenomeno, generalmente viene utilizzato un fattore di qualità delle acque all'interno delle relazioni per il calcolo del potenziale di aerazione.

Uno dei primi studi relativi all'efficienza di aerazione delle strutture idrauliche è stato effettuato da Gameson e al. (1958, in in Butts. and Evans, 1983) che proposero la seguente formula per il calcolo del potenziale d'aerazione:

$$r = 1 + 0.469 \cdot A_g \cdot (1 + 0.046 \cdot T) \cdot h \quad (88)$$

in cui A_g è un coefficiente che tiene conto dell'influenza della qualità dell'acqua sul processo riossigenativo, i cui valori sono riportati in Tabella 3, T è la temperatura in °C e h [L] è l'altezza del salto.

Tabella 3 . Valori del fattore di qualità

Condizioni dell'acqua	Fattore di qualità dell'acqua A_g
Molto inquinata	0.65
Moderatamente inquinata	1
Poco inquinata	1.6
Pulita	1.8

3.3.4. ALTEZZA DEL SALTO

Il trasferimento di ossigeno che si realizza in una struttura idraulica è sensibile all'altezza del salto. Per piccoli salti il getto d'acqua appare come una superficie liscia. Man mano che l'altezza del salto cresce, la superficie del getto diventa scabra, intrappolando, così, un maggior quantitativo di aria. A seguito di un maggior incremento del salto, il getto si scompone in gocce e prevale l'ingresso di aria nel flusso. L'intermittenza del flusso diminuisce, però, la sua penetrazione nell'acqua a valle del salto. Ciò implica una riduzione del tempo di contatto tra le bolle d'aria e l'acqua circostante e, di conseguenza, una diminuzione del fenomeno d'aerazione. Quanto sopra affermato trova conferma nelle attività sperimentali effettuate da Baylar and Bagatur nel 2000 (Figura 15 e Figura 16).

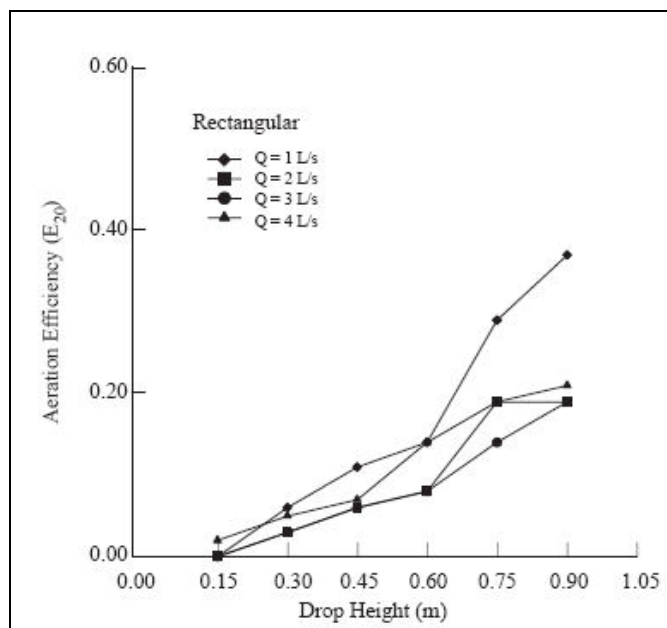


Figura 15 - Variazione dell'efficienza in funzione dell'altezza del salto - sezione rettangolare [Tratto da Baylar and Bagatur, 2000]

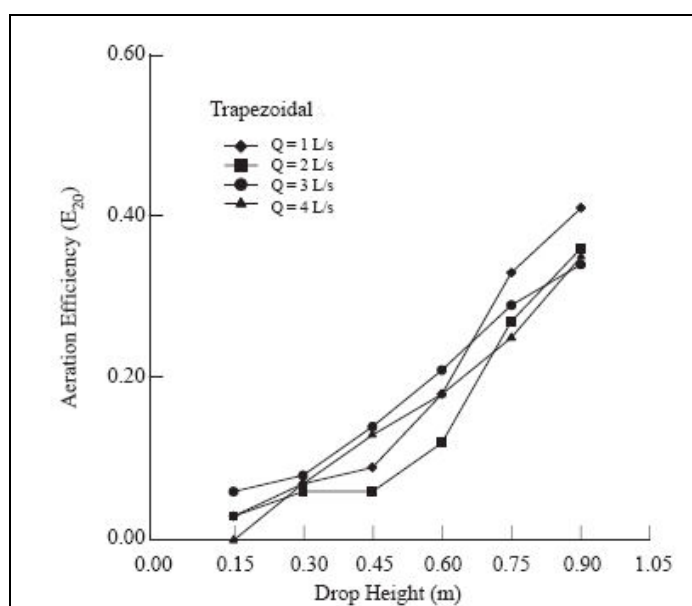


Figura 16 - Variazione dell'efficienza in funzione dell'altezza del salto - sezione trapezoidale [Tratto da Baylar and Bagatur, 2000]

L'efficienza, quindi, aumenta con l'aumentare dell'altezza del salto fino a quando non avviene la rottura del getto che provoca a sua volta una diminuzione della penetrazione delle bolle nella corrente e del tempo di permanenza e, di conseguenza, anche l'efficienza diminuisce.

3.3.5. DEFICIT DI OSSIGENO DISCIOLTO

Dalla (80) si può osservare come la valutazione dell'efficienza diventa abbastanza sensibile agli errori di misura in corrispondenza di un basso deficit di OD a monte. Wilhelms et al. (1993) hanno messo in evidenza che, al fine di ottenere un'accettabile accuratezza nella misura dell'efficienza, a monte si deve avere un deficit di ossigeno disciolto maggiore di 2.5 mg/l.

Wilhelms et al. (1993) trovarono che un sostanziale numero di relazioni presenti in letteratura per la valutazione dell'efficienza in corrispondenza di una struttura idraulica risentono del problema del basso deficit di OD a monte della discontinuità.

Il potenziale di aerazione r e, di conseguenza, l'efficienza di aerazione E , sono indipendenti dal valore di ossigeno disciolto di monte C_M . Wormleaton and Soufiani (1998) fecero degli studi al fine di analizzare questa indipendenza. Si considerò un set di misure del potenziale di aerazione r per un modello di sbarramento lineare, con una soglia di larghezza di 32 cm, mantenendo costanti l'altezza del salto, la portata, il tirante idrico sulla soglia e la temperatura. La concentrazione a monte C_M [ML⁻³] fu variata in un range che va da 0 all'80% della concentrazione a saturazione, mentre fu misurata la variazione della concentrazione di valle, C_V [ML⁻³]. I risultati mostrarono una variazione lineare tra C_V e C_M espressa dalla relazione seguente:

$$C_V = (1 - E) \cdot C_M + E \cdot C_{sat} \quad (89)$$

La migliore approssimazione tra i valori di C_V e C_M risultò essere la seguente:

$$C_V (\%) = 0.289 \cdot C_M (\%) + 69.53 \quad (90)$$

Ciò conferma la sostanziale indipendenza di E da C_M .

3.4. CLASSIFICAZIONE DELLE STRUTTURE IDRAULICHE A BASSO CARICO

Una commissione per la valutazione del trasferimento di ossigeno nel caso di opere idrauliche (American Society of Civil Engineers, in Wilhelms et al., 1993), ha classificato le strutture idrauliche fluviali a basso carico in quattro macrogruppi:

1. strutture in presenza di correnti a superficie libera, come nel caso degli sfioratori;
2. strutture in presenza di correnti sommerse, come nel caso di portate al di sotto di luci sommerse o di strutture dotate di paratoie;
3. strutture in presenza di getti liberi, come nel caso del passaggio su uno stramazzo o una briglia;
4. strutture in cui ci sono più elementi dei punti precedenti, spesso combinati.

Come è evidente, le caratteristiche idrauliche di ciascun gruppo variano notevolmente e, quindi, anche le caratteristiche riossigenative.

La comprensione di tali caratteristiche e dell'idraulica di questi gruppi di strutture può permettere di studiare casi ancora più complessi.

Le correnti a superficie libera, Figura 17, generano uno strato limite lungo la superficie dello stramazzo.

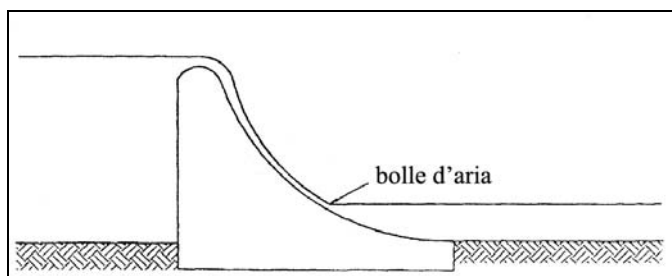


Figura 17 - Correnti a superficie libera

In queste condizioni, l'aria è catturata dalla superficie con elevata turbolenza e scomposta in tante piccole bolle d'aria, conferendo alla corrente un caratteristico colore chiaro. Mentre l'aria trattenuta viaggia lungo lo stramazzo, le bolle sono trasportate verso gli strati inferiori della corrente d'acqua dalla turbolenza. Come conseguenza di questo fenomeno, l'area disponibile negli strati superficiali per il trasferimento dell'ossigeno dall'atmosfera alla corrente aumenta notevolmente.

Gulliver et al. (1990) hanno stimato che l'area superficiale delle bolle in una corrente profonda 30 cm lungo uno stramazzo è circa 500 volte maggiore dell'area d'interfaccia aria-acqua in condizioni di naturale deflusso.

In caso di luce a stramazzo, dove l'immissione di aria avviene negli strati superficiali della corrente, Rindels and Gulliver (1989) hanno osservato efficienze di aerazione più elevate del 30 % .

Le correnti sommerse, in genere, si riossigenano attraverso l'assorbimento dell'ossigeno all'interfaccia nella zona di turbolenza immediatamente al piede della struttura (Figura 18).

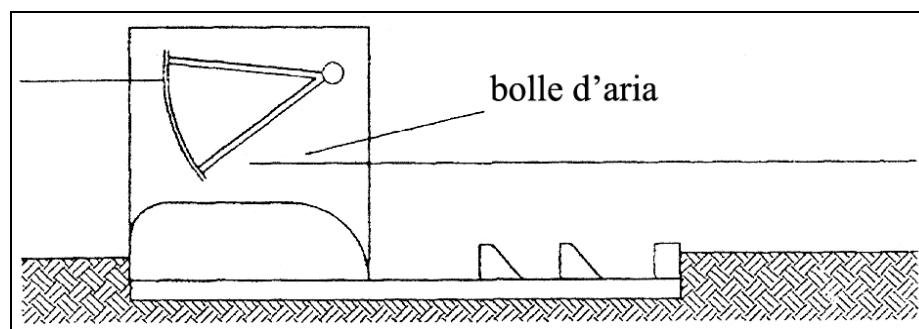


Figura 18 - Passaggio di una corrente attraverso una paratoia a settore

In genere, la quantità di aria trattenuta all'interno dell'acqua è molto bassa se la corrente rimane sommersa. Di conseguenza, l'aerazione che avviene in queste condizioni idrauliche è relativamente bassa con efficienze di

aerazione dell'ossigeno inferiori al 10 %. (Thene and Gulliver, 1989). Tuttavia, per molte strutture con portate elevate l'acqua ha energia sufficiente per esporre il getto all'atmosfera. Questa situazione altera notevolmente le caratteristiche idrauliche della struttura. Infatti, le condizioni della corrente di avvicinano molto di più a quelle in Figura 19, dove un getto ad alta velocità causa un risalto idraulico. Quando ciò avviene, elevati volumi di aria sono in genere trattenuti all'interfaccia, fra il getto e l'acqua a valle. Con l'ingresso delle bolle d'aria, l'assorbimento di ossigeno aumenta significativamente l'efficienza di aerazione più del 40 %.

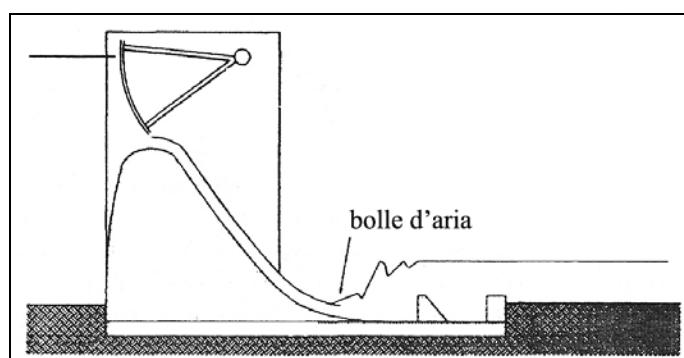


Figura 19 - Passaggio di una corrente attraverso una soglia sormontata da una saracinesca

I getti liberi, Figura 20, sembrano avere comportamento molto simile a quello delle correnti a superficie libera su uno stramazzo. In genere l'aerazione, in questo tipo di struttura, è dovuta al frangersi del getto nel canale di valle, con conseguente aumento del trasferimento di ossigeno dovuto all'immissione di aria nella corrente e al miscelamento turbolento. La profondità del canale di valle può aumentare l'assorbimento a causa dell'aumento di pressione idrostatica sulle bolle d'aria. L'esperienza di Avery and Novak (1978) indica che l'efficienza d'aerazione aumenta significativamente se la profondità a valle è maggiore del 60 % dell'altezza del salto. Per questo tipo di strutture, le efficienze d'aerazione misurate sono molto variabili ma nel caso di strutture dotate di sfioratori rettangolari esse superano il 70%.

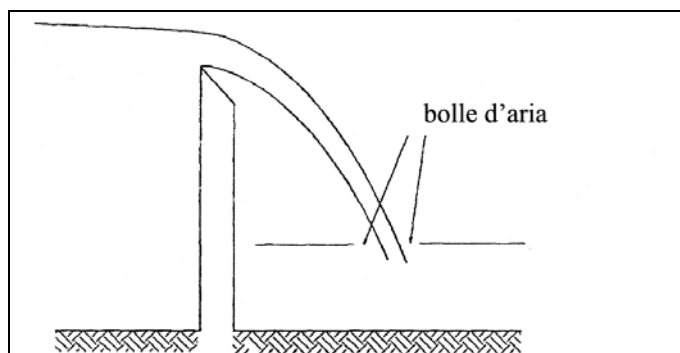


Figura 20 - Getto libero in presenza di uno sfioratore

Le situazioni più complesse avvengono in caso di canali a geometria variabile, che sono tipici di strutture idrauliche dotate di uno sbarramento di dimensioni piuttosto elevate, con un'altezza idrica di monte molto maggiore di quella di valle (Figura 21). Differenze significative fra monte e valle si avranno anche in termini idraulici, con caratteristiche del moto che variano bruscamente.

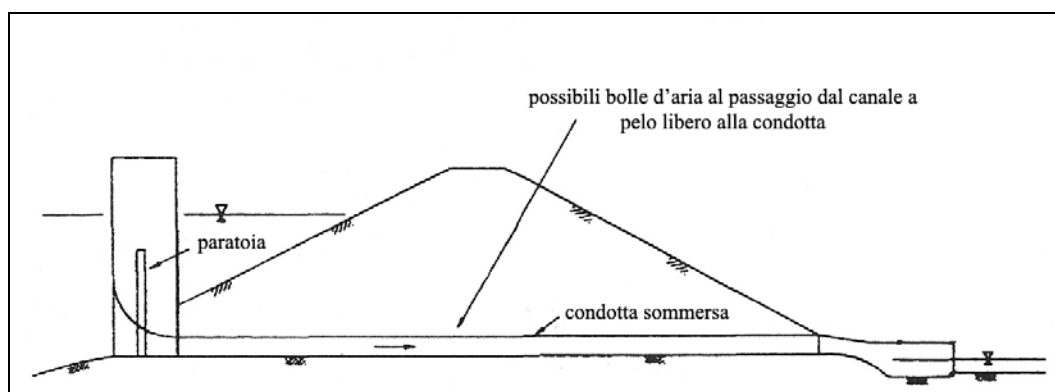


Figura 21 - Corrente a pelo libero che passa al di sotto di uno sbarramento tramite una condotta

La maggior parte delle volte, queste situazioni si possono ricondurre a combinazioni dei casi visti nei paragrafi precedenti. Ovviamente, l'azione

idraulica di queste particolari condizioni di corrente è complessa ed estremamente varia. Conseguentemente, le caratteristiche di aerazione di queste strutture variano molto con efficienze di aerazione che possono giungere anche fino al 100 %.

3.5. RELAZIONI DI LETTERATURA PER IL CALCOLO DELL'EFFICIENZA

Le formule presenti in letteratura per il calcolo dell'efficienza di aerazione sono tutte di origine sperimentale. Diversi autori hanno analizzato il processo di riossigenazione dei corsi d'acqua in presenza di strutture idrauliche. Le analisi sperimentali condotte sia su campo, sia in laboratorio hanno avuto come risultato la formulazione di relazioni matematiche in grado di descrivere il legame tra il trasferimento dell'ossigeno e le caratteristiche sia della corrente, sia della struttura.

Nella parte che segue saranno analizzate alcune delle espressioni presenti in letteratura per l'individuazione dell'efficienza di aerazione di strutture che si possono assimilare a salti di fondo.

3.5.1. RELAZIONE DI AVERY AND NOVAK

Avery and Novak (1978) eseguirono tutti i loro esperimenti nel laboratorio di idraulica della Facoltà di Ingegneria Civile dell'Università di Newcastle in Inghilterra. Il laboratorio, dotato di un sistema a ricircolo, permise loro di studiare diverse configurazioni sperimentali con l'obiettivo di misurare l'affidabilità delle diverse relazioni presenti in letteratura e di ricavare, sempre su base sperimentale, delle proprie relazioni.

Furono condotti dagli autori esperimenti su stramazzi rettangolari di larghezza variabile (100, 220 e 300 mm): il getto d'acqua si frangeva liberamente in una vasca di valle di larghezza pari a 1 m, di lunghezza pari a 1,5 m. La larghezza dei getti nel momento dell'impatto fu misurata fotograficamente. Venne fatta variare la profondità della vasca di valle e fu

osservato che, per ogni particolare salto, il trasferimento di ossigeno aumenta fino a una profondità "ottima" d' . E' possibile avere un riscontro di quanto esposto dal grafico di Figura 22, che mostra i risultati ottenuti aumentando la profondità del canale di valle e osservandone l'influenza sul rapporto di deficit r .

In Figura 22 è riportata la curva della profondità ottima, la cui espressione è:

$$d' = 7.5 \left(\frac{2v^2}{g} \right)^{0.19} R_j^{0.39} F_j^{0.24} = 0.433 R^{0.39} F_j^{0.24} \quad (91)$$

in cui $R_j = q_j/v$ è il numero di Reynolds per il getto, mentre F_j è il numero di Froude per il getto pari a:

$$F_j = \left(\frac{\pi \sqrt{2gh^5}}{Q} \right)^{1/4} = \left(\frac{gh^3}{2q_j^2} \right)^{0.25} \quad (92)$$

dove $q_j = R\sqrt{2gh}$ [L^2T^{-1}] è la portata specifica del getto nel punto di impatto, R è il raggio idraulico, h è la differenza fra le altezze idriche a monte e a valle del getto e Q [L^3T^{-1}] è la portata del canale.

La precedente equazione è in genere applicabile ai getti a sezione rettangolare o circolare. Avery and Novak consigliano di applicare la relazione in cui compare la portata Q per le sezioni circolari, mentre l'espressione con q_j per tutti gli altri casi. E' possibile scrivere l'efficienza a 20°C come:

$$E_{20} = 1 - \left(\frac{1}{1 + 0.64 \cdot 10^{-4} \cdot Fr_j^{1.787} \cdot Re_j^{0.533}} \right)^{1.1149} \quad (93)$$

Le relazioni relative ai getti furono ricavate dagli autori per i seguenti range di variazione: $0.6 \text{ l/s} < Q < 5.8 \text{ l/s}$ e $0.25 \text{ m} < h < 2.1 \text{ m}$.

$$V_a = 1.2 \cdot \left(\frac{Fr_j}{0.5 \cdot Fr_1 + 5.2} \right)^{3,7} d_g^3 \cdot Fr_1^{1,66} \quad (95)$$

Con V_a volume d'aria intrappolata, Fr_j numero di Froude del getto, Fr_1 numero di Froude del getto come se uscisse da un ugello, d_g diametro del getto.

Thene fece molte modifiche al fine di poter applicare queste relazioni agli sbarramenti. Combinando la (94) e la (95), sviluppò la seguente relazione per il calcolo del potenziale di aerazione:

$$\ln r = 0.156 \cdot Fr_i^{2,69} \cdot \frac{t^2}{Q_w} \left(1 - \frac{v_0}{v} \right)^{-1} \quad (96)$$

La (96), in termini di efficienza, diventa:

$$E_{20} = 1 - e^{-\left[0.156 \cdot Fr_i^{2,69} \cdot \frac{t^2}{Q_w} \left(1 - \frac{v_0}{v} \right)^{-1} \right]} \quad (97)$$

dove Fr_i è il numero di Froude del getto all'impatto.

3.5.3. RELAZIONE DI NAKASONE

Nakasone (1987) tentò di entrare nei processi fondamentali del fenomeno della riossigenazione in presenza di salto, mettendo in evidenza tre fattori principali che riguardano l'aerazione in presenza di un salto:

- altezza del dislivello tra monte e valle;
- portata;
- profondità del canale a valle del salto.

L'autore, in seguito a diversi studi sperimentali, formulò una relazione in grado di integrare i tre fattori e ne verificò, quindi, l'attendibilità.

Propose quattro equazioni distinte, ciascuna applicabile in uno specifico intervallo dell'altezza del salto e della portata.

Per $(h + 1.5 \cdot y_c) \leq 1.2m$ e $q \leq 235m^3 / h / m$

$$\ln r_{20} = 0.0785 \cdot (h + 1.5 \cdot y_c)^{1.31} \cdot q^{0.428} \cdot y_1^{0.310} \quad (98)$$

dove h altezza del salto in m, y_c tirante critico sulla traversa in m, q portata per unità di larghezza in $m^3/h/m$, r_{20} potenziale d'aerazione a 20° C, y_1 tirante a valle del salto in m.

Per $(h + 1.5 \cdot y_c) > 1.2m$ e $q \leq 235m^3 / h / m$

$$\ln r_{20} = 0.0861 \cdot (h + 1.5 \cdot y_c)^{0.816} \cdot q^{0.428} \cdot y_1^{0.310} \quad (99)$$

Per $(h + 1.5 \cdot y_c) \leq 1.2m$ e $q > 235m^3 / h / m$

$$\ln r_{20} = 5.39 \cdot (h + 1.5 \cdot y_c)^{1.31} \cdot q^{-0.363} \cdot y_1^{0.310} \quad (100)$$

Per $(h + 1.5 \cdot y_c) > 1.2m$ e $q > 235m^3 / h / m$

$$\ln r_{20} = 5.92 \cdot (h + 1.5 \cdot y_c)^{0.816} \cdot q^{-0.363} \cdot y_1^{0.310} \quad (101)$$

L'aerazione è dovuta, secondo Nakasone, a tre contributi: la superficie del getto, le bolle d'aria intrappolate nel "cuscino" d'acqua a valle del getto e la superficie del cuscino d'acqua. Il processo relativo alle bolle d'aria è responsabile del 95% del trasferimento d'ossigeno.

A valori del tirante maggiori corrispondono maggiori valori dell'efficienza di aerazione. Tuttavia, c'è un limite alla profondità del canale di valle.

Per ciascuna combinazione di portata e altezza del salto ci sarà un valore di profondità massimo oltre il quale le bolle non riusciranno a penetrare ulteriormente.

Derivando la (98), (99), (100) e la (101) rispetto ad h e ponendo il risultato pari a zero, è possibile individuare un'altezza ottima del tirante di valle.

Per $(h + 1.5 \cdot y_c) \leq 1.2m$

$$h' = 0.236(h + 1.5 \cdot y_c) \quad (102)$$

Per $(h + 1.5 \cdot y_c) > 1.2m$

$$h' = 0.378(h + 1.5 \cdot y_c) \quad (103)$$

in cui h' è l'altezza ottimale del tirante di valle.

Per valori maggiori dell'altezza ottimale l'autore dimostrò sperimentalmente che l'efficienza diminuisce.

3.5.4. RELAZIONE DI FOREE

Foree (1975) eseguì indagini sperimentali in situ, studiando l'aerazione in canali e torrenti dell'intero stato del Kentucky (USA).

Per la maggior parte delle misurazioni è stata utilizzato il metodo del tracciante radioattivo proposto da Tzivoglou et al. (1965, 1968 in Rathbun, 1977), con il fine di determinare direttamente il coefficiente di riossigenazione k_r .

L'obiettivo era di sviluppare correlazioni fra la riossigenazione e le caratteristiche di velocità e i parametri fisici dei corsi d'acqua.

Gli studi di Foree si concentrarono su corsi d'acqua di portata medio-bassa, essendo quelli con i maggiori problemi di qualità (United States Geological Survey - USGS-,1975).

In Kentucky diversi corsi d'acqua di modesta entità sono caratterizzati dalla presenza di bassi tiranti idrici e discontinuità idrauliche classificabili come salti di altezza medio-bassa. In termini di tempo, la lunghezza di ciascun tratto di fiume analizzato fu equivalente a 8-15 ore, tempo impiegato dal tracciante a percorrere il tratto.

Foree fornì, sulla base dei dati osservati in situ, un'espressione che lega la differenza d'altezza idrica fra monte e valle con il rapporto di deficit:

$$r = e^{0.16H} \quad (104)$$

in cui H è la differenza d'altezza idrica fra monte e valle, in prossimità della discontinuità idraulica [L], in piedi.

3.5.5. RELAZIONE DI BUTTS AND EVANS

Thomas A. Butts and Ralph L. Evans (1983) studiarono la riossigenazione nei pressi di oltre 50 salti dovuti a strutture idrauliche (nella maggior parte briglie) localizzate nello stato dell'Illinois.

Gli autori calcolarono ogni 15 minuti i valori del rapporto di deficit r , ricavato tramite la seguente espressione:

$$r = \frac{C_{SAT} - C_M}{C_{SAT} - C_V} \quad (105)$$

I valori di r furono poi confrontati con quelli ottenuti tramite l'espressione di Gameson et al. (1958 in in Butts. and Evans, 1983), modificata dagli autori:

$$r = 1 + 0.38abh(1 - 0.11h)(1 + 0.046T) \quad (106)$$

in cui a [-] è il fattore di qualità dell'acqua, b [-] è il coefficiente di aerazione della struttura idraulica, h è il dislivello dovuto al salto e T è la temperatura, in °C.

Dal confronto tra la (105) e la (106) fu possibile stimare il coefficiente di aerazione b . Per la stima del coefficiente a furono utilizzati i valori suggeriti da Gameson 8, riportati in Tabella 3. I valori di b furono calcolati utilizzando due procedure: la prima utilizzava i valori medi dell'ossigeno disciolto e delle temperature, effettuando una media di tutti i valori misurati e ricavando quindi b ; la seconda procedura utilizzava le registrazioni di 15 minuti (OD e temperatura) e calcolava i valore di b sui quali poi si effettuava la media.

Paradossalmente, valori molto alti di b sono stati riscontrati quando il valore dell'OD risultò essere molto vicino alla saturazione. Per ridurre questa influenza, gli autori scartarono tutte le osservazioni che riportavano un valore di OD che cadesse nell'intervallo di $C_{sat} + 1.0$ mg/l.

Un fattore che sembrava causare significative differenze di aerazione per salti apparentemente simili è la forma della base del salto, ovvero come esso si

raccorda al fondo del corso d'acqua. L'aerazione aumenta nelle strutture in cui a valle si verifica un risalto e ancora di più se il risalto risulta sommerso.

3.5.6. RELAZIONE DI TOOMBES

L'apparato sperimentale di Toombes (2002) consisteva in un canale di vetro con la presenza di un singolo salto realizzato in perspex. Geometricamente, il salto presentava un'altezza di 0.143 m con una lunghezza di 0.62 m a monte e 2.4 m a valle del salto. Il canale era largo 0.25 m.

La misura della concentrazione di OD e della temperatura fu effettuata mediante l'utilizzo di un ossimetro.

Assumendo che il coefficiente di trasferimento dell'ossigeno, k_L , e la concentrazione a saturazione, C_{SAT} , siano costanti, l'efficienza diventa funzione esclusivamente dell'area specifica d'interfaccia, a , e del tempo di permanenza delle bolle sul salto, $t = L/U$.

L'efficienza fu calcolata integrando numericamente la (81) lungo un volume di controllo, definito in Figura 23.

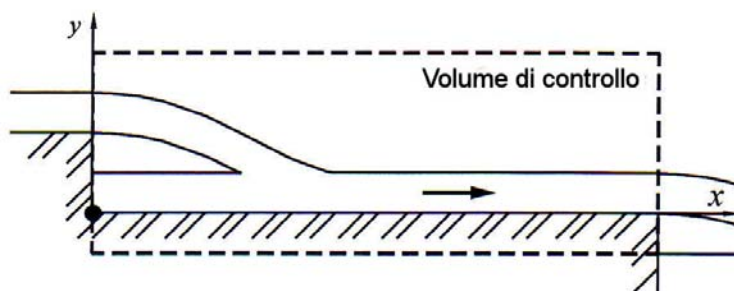


Figura 23 - Volume di controllo per l'analisi dell'efficienza aerativa (Toombes, 2002)

L'andamento dell'efficienza è mostrata in Figura 24, dove in ascissa è riportato il rapporto x/L (x è la distanza dal salto, L è la lunghezza del volume di controllo), mentre in ordinata è rappresentata l'efficienza.

Dalla Figura 24 si nota come vi sia una limitata aerazione lungo il getto a causa del modesto valore dell'area d'interfaccia. A valle del getto, invece, l'aerazione cresce rapidamente.

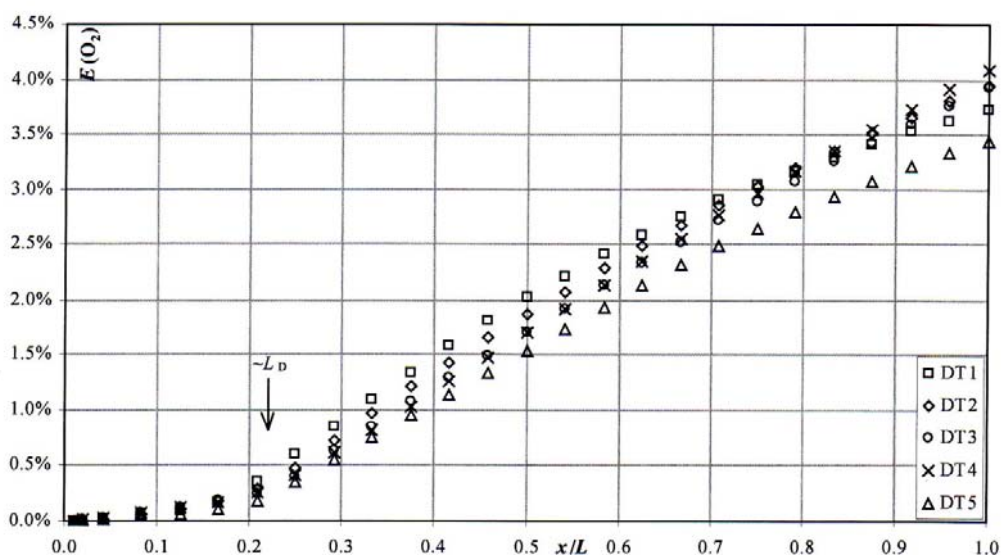


Figura 24 - Andamento dell'efficienza in funzione del rapporto x/L (Toombes, 2002)

Per la configurazione prima descritta, Toombes ricavò la seguente relazione:

$$E = 0.02 \cdot e^{(-2.9L_d/x)} \cdot Fr^{0.75} \quad (107)$$

in cui L_d è la lunghezza del salto del getto e Fr è il numero di Froude nel flusso di monte.

CAPITOLO IV

L'INDAGINE SPERIMENTALE

INTRODUZIONE

L'attività sperimentale è stata svolta nel laboratorio "Grandi Modelli Idraulici" del Dipartimento di Difesa del Suolo "V. Marone" dell'Università della Calabria. L'apparato utilizzato è stato realizzato in occasione di precedenti indagini sperimentali (Maradei, 2007) e opportunamente modificato per renderlo idoneo alla campagna sperimentale oggetto di questo lavoro.

L'obiettivo è di determinare una relazione su base adimensionale che permetta di stimare l'efficienza d'aerazione di un salto di fondo di piccole dimensioni.

Come è già stato ricordato, l'efficienza di aereazione di una struttura può essere calcolata come rapporto fra la differenza di ossigeno misurato in

sezioni subito a monte e a valle della struttura idraulica e il deficit di ossigeno a monte.

Diversi autori hanno studiato l'efficienza di aerazione proponendo delle relazioni predittive, concentrandosi molto, però, su salti di maggiori dimensioni. In particolare, le ricerche si riferiscono essenzialmente a opere le cui altezze sono sensibilmente maggiori del tirante della corrente, causando un getto che impatta con l'acqua a valle. Nel caso dei corsi d'acqua qui indagati, invece, si è riscontrata la presenza di numerosi salti di fondo con altezza comparabile al tirante della corrente. Le condizioni di moto che si generano sono diverse da quelle considerate in letteratura per un singolo salto: infatti, molto spesso, la piccola altezza del salto non genera un distacco della lama liquida della corrente, ma semplicemente un'accentuata ondulazione del pelo libero.

Da queste considerazioni si è sviluppata l'attività sperimentale, riproducendo in laboratorio caratteristiche idrauliche e geometriche comparabili con quelle dei corsi d'acqua osservati.

Sono state eseguite nel complesso 36 prove "bianche" e 108 prove di riossigenazione facendo variare l'altezza del gradino, la portata, la pendenza e la sezione di misura dell'ossigeno a valle del salto, in modo da ottenere un range di dati il più completo possibile.

L'elaborazione dei dati sperimentali ricavati è stata effettuata dopo avere valutato l'evoluzione della temperatura durante l'esecuzione della prove. In primo luogo, infatti, sono state eseguite le prove "bianche". La definizione di "bianche" deriva dal fatto che si valuta la variazione dell'ossigeno disciolto in funzione della temperatura senza alcun sversamento di sostanze deossigenanti. È stato possibile, così, arrivare alla determinazione di una relazione tra ossigeno disciolto e temperatura che tenesse in conto di tutte le particolarità del caso specifico considerato.

Una volta determinata la relazione per il calcolo dell'ossigeno disciolto a saturazione, si è proceduto all'esecuzione delle prove di riossigenazione. Come nel caso delle prove bianche, sono stati ricavati, attraverso l'utilizzo di due ossimetri posti a monte e a valle del salto, i valori di ossigeno disciolto e le corrispondenti temperature.

4.1. DESCRIZIONE DELL' APPARATO SPERIMENTALE

L'apparato sperimentale utilizzato è composto da un circuito idraulico, costituito principalmente da un canale a pelo libero di sezione rettangolare connesso a monte e a valle con due cassoni, idraulicamente collegati da una condotta in pressione che, tramite una pompa, consente il ricircolo dell'acqua (Figura 25).

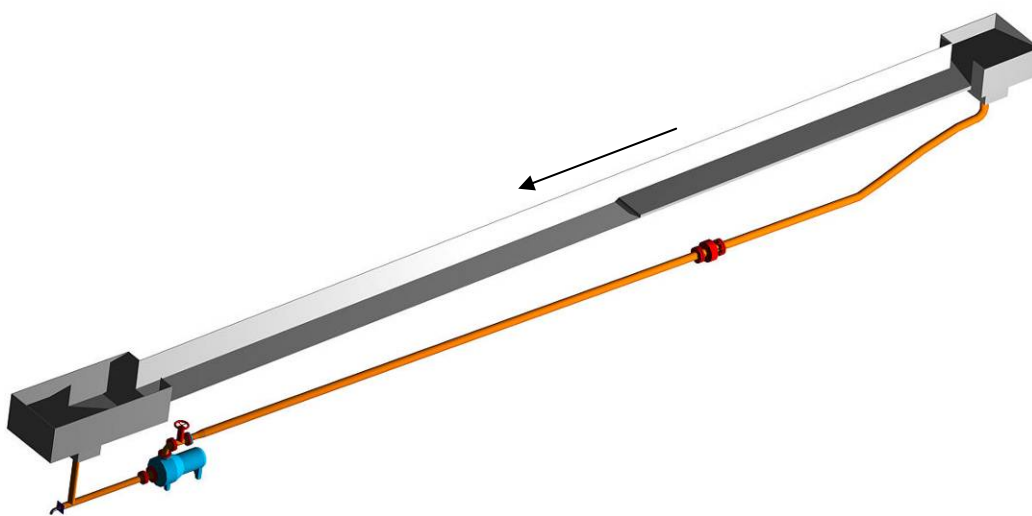


Figura 25 – Modello 3D dell'installazione sperimentale

Il sistema realizzato nel 2006 nell'ambito del finanziamento PRIN-COFIN 2005 "Caratterizzazione teorica e sperimentale dell'impatto sui corsi d'acqua ricettori degli inquinanti conservativi e non conservativi veicolati dalle acque meteoriche urbane" è stato adeguato alle campagne sperimentali ora resesi necessarie, realizzando un nuovo canale di sezione rettangolare con

larghezza costante di 20 cm e un gradino, posto a circa 6 m dalla sezione d'imbocco (Figura 26 e Figura 27) e un'altezza fatta variare fra 3, 4, 5 e 7 cm.

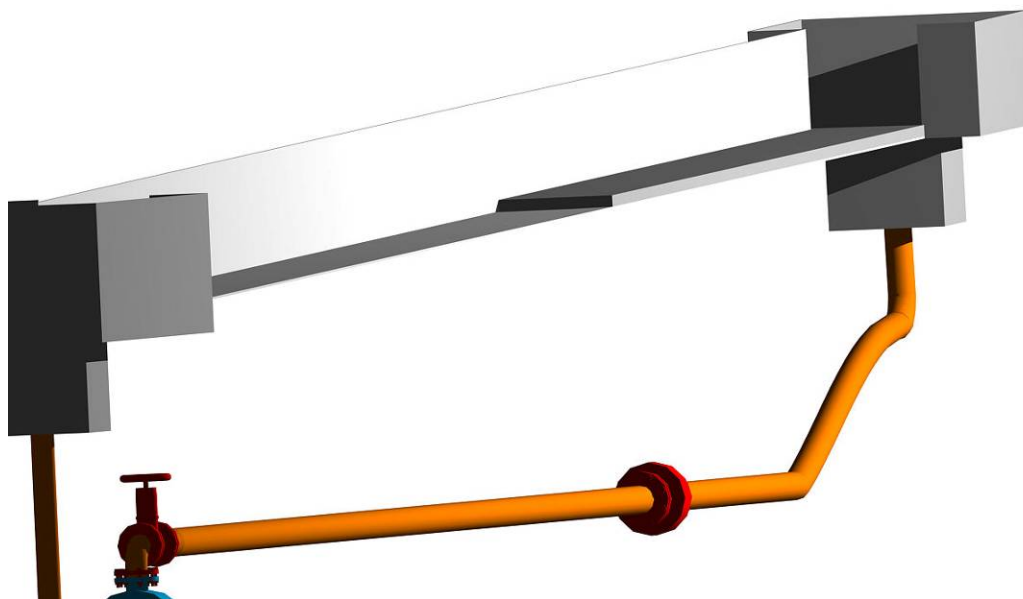


Figura 26 – Modello 3D dell'apparato sperimentale (a)

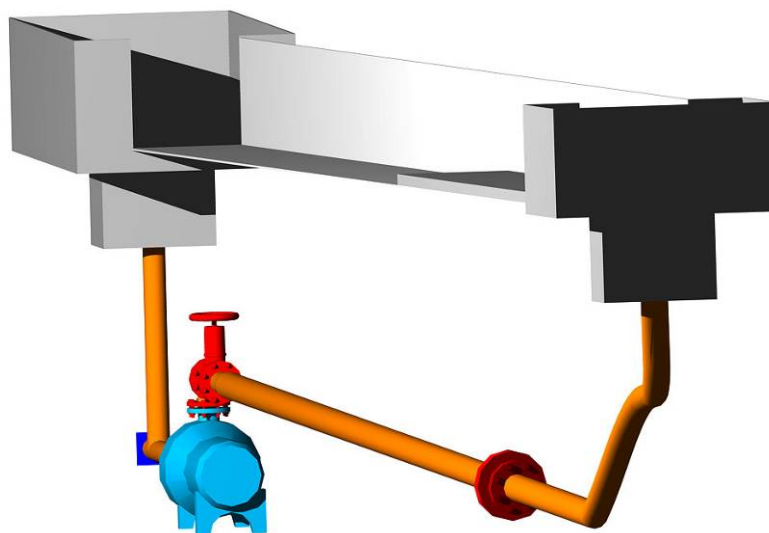


Figura 27 – Modello 3D dell'apparato sperimentale (b)

La presenza della discontinuità di fondo suddivide di fatto il canale in due parti separate: una di monte della lunghezza di circa 6 m e l'altra di valle della lunghezza di circa 9 m. Il tratto di monte poggia su una serie di aste di legno di altezza pari a quella del gradino, che ne consentono così la sopraelevazione rispetto alla trave su cui poggia il fondo.

La sezione rettangolare di larghezza 20 cm ha il fondo costituito da pannelli di PVC dello spessore di 2 cm. Le sponde sono poggiate su due angolari saldati alla trave della struttura e ancorate a piedritti distanti 1 m l'uno dall'altro. Al fine di evitare ulteriori possibili deformazioni delle sponde al passaggio dell'acqua, sono stati apposti dei profilati rettangolari in acciaio, opportunamente fissati ai piedritti (Figura 28).



Figura 28 – Sostegno delle sponde

Le due sponde sono state realizzate in maniera diversa: in destra idraulica del canale esse sono in pannelli in plexiglass di spessore 0.5 cm e altezza 25 cm; in sinistra, le pareti sono costituite da pannelli in PVC dello spessore di 2 cm. La larghezza interna iniziale era pari a 21 cm, successivamente ridotta a 20 cm con il posizionamento sulla sponda destra di due pannelli in PVC dallo

spessore di 0.5 cm, fissati alla sponda mediante viti autofilettanti (Figura 29). Questa scelta è stata dettata dalla necessità di rendere la struttura versatile e permettere nel prossimo futuro la possibilità di porre sponde scabre.

La sezione poggia su una trave lunga 15 m, alta 1.20 m per limitare al massimo le frecce dovute ai carichi distribuiti, larga 50 cm, con la possibilità di mantenere la pendenza costante (Figura 29).



Figura 29 – Apparato sperimentale

Al fine di consentire l'effettuazione di prove a diverse pendenze, la trave è dotata a valle di una cerniera (Figura 30) che ne permette la rotazione, mentre nel tratto a monte è presente un martinetto pneumatico che ne consente il sollevamento e, quindi, la definizione delle diverse pendenze di prova. Il martinetto (Figura 31) è costituito da un serbatoio contenente olio sintetico azionato da una pompa manuale e da un pistone sollevato dall'olio in pressione. La determinazione della pendenza della canaletta nelle varie

prove viene effettuata grazie alla presenza di un'asta graduata in corrispondenza del pistone, che consente facilmente di visualizzare le pendenze delle prove. Le varie pendenze, espresse in percentuale, indicate sull'asta sono state determinate dal rapporto fra l'innalzamento in corrispondenza del martinetto e la distanza fra il martinetto e la cerniera di rotazione a valle.



Figura 30 - Cerniera



Figura 31 - Martinetto idraulico

A monte e a valle della canaletta sono alloggiati due cassoni. Il cassone di monte ha dimensioni $1.0 \times 1.0 \times 0.5 \text{ m}^3$, con un pozzetto $0.5 \times 0.4 \times 0.4 \text{ m}^3$ direttamente connesso alla condotta di mandata (Figura 32). La connessione fra il tubo di mandata e il cassone di monte è realizzata attraverso una curva in PVC a 45° che collega il tubo flessibile a una tubazione in PVC, che si introduce direttamente nel cassone. Al fine di evitare ristagni d'acqua all'interno del doppio fondo, il collegamento tra il nuovo fondo e il pozzetto è stato opportunamente impermeabilizzato mediante l'apposizione di strisce in PVC dello spessore di 5 mm e silicone (Figura 33).

Particolare cura è stata data alla sezione di imbocco, in quanto la presenza di una brusca discontinuità di sezione fra il cassone di monte e il canale

provocava un'intensa attività di vortici tipici delle perdite di imbocco per brusco restringimento. Sono state, allora, fissati due fogli di PVC della stessa altezza del canale, dall'imbocco fin dentro la vasca, in modo da permettere un graduale restringimento della sezione; si è avuta cura di evitare che si generassero a tergo di questi pannelli delle zone a debole ricambio idrico che potessero falsare i risultati delle prove di riossigenazione.

Nel pozzetto della vasca di monte è stata posta una campana in acciaio (Figura 33), bloccata da due tubolari, che impedisce la generazione di getti e spruzzi d'acqua che potrebbero provenire dallo sbocco dalla condotta di mandata e che potrebbero falsare le prove di riossigenazione.



Figura 32 – Cassone di monte con il collegamento del pozzetto alla condotta di mandata



Figura 33 – Collegamento fondo in PVC - pozzetto cassone

Nonostante tutti gli accorgimenti, non si è riusciti comunque a eliminare la discontinuità idraulica che si genera all'imbocco. A differenza delle altre campagne sperimentali, però, l'influenza del problema è sicuramente limitata dal fatto che le analisi dei dati si sviluppano a partire dal confronto tra le

condizioni di monte e quelle di valle e, quindi, gli aspetti legati al ricircolo e a fenomeni locali che si possono instaurare all'interno del sistema possono essere trascurati.

Il cassone di valle (Figura 34), staccato rispetto al corpo trave, ha dimensioni $2.15 \times 1.00 \times 0.60 \text{ m}^3$ con un pozzetto uguale a quello della vasca di monte che permette di lasciare sempre in pressione la condotta di avvicinamento alla pompa ed è sorretto da un castello di travi HE di altezza 1 m. La vasca è posizionata a una distanza di circa 6 cm dalla trave, in maniera tale da consentire un corretto movimento in fase di rotazione del canale.



Figura 34– Cassone di valle

La continuità idraulica tra canale e vasca è garantita dall'apposizione di una guaina in gomma (Figura 35), opportunamente collegata al canale e al cassone, in maniera tale da avere un giunto elastico che non crei problemi di tenuta in fase di rotazione della trave in acciaio. La vasca è idraulicamente connessa al circuito di ricircolo attraverso una condotta in acciaio inserita in un'altra in PVC del diametro di 125 mm, che termina in una "T", da cui

partono due uscite, una che procede allo scarico in un pozzetto, l'altra verso la pompa di sollevamento (Figura 36).



Figura 35 – Particolare del giunto in gomma



Figura 36 – Tubazione di uscita dal cassone di valle

L'impianto di sollevamento è composto dalle seguenti componenti:

1. tubo raccordo dalla vasca di valle flessibile in PeaD, DN 100;
2. tubo di arrivo alla pompa in PVC DN 100;
3. pompa centrifuga da 3 kW, DN 100 in ingresso e DN 125 in uscita (Figura 37);
4. curva in acciaio dalla pompa alla saracinesca;
5. saracinesca in ghisa sferoidale, DN 125 (Figura 37);
6. tubo di mandata in PVC, DN 125;
7. tubo raccordo con la vasca di monte flessibile in PeaD, DN 100.

La stabilità della tubazione di mandata in PVC DN 125 è garantita dalla presenza di selle in acciaio dall'altezza regolabile, fissate a terra con opportune viti a espansione, distanziate circa 1.5 m fra loro, su cui la condotta è appoggiata (Figura 38). Il riempimento dell'apparato sperimentale avviene attraverso una tubazione in polietilene da ½ pollice, collegata all'impianto di distribuzione idrica interno del laboratorio. La tubazione

consente il riempimento di un cassone in acciaio da 3000 l posto in adiacenza al cassone di monte, nel quale l'acqua viene convogliata attraverso una pompa sommersa e una tubazione in gomma da 2 pollici (Figura 39).

Nella Figura 40 è riportato uno schema dell'impianto completo.



Figura 37 – Corpo pompa - saracinesca

Figura 38 – Selle in acciaio



Figura 39 – Cassone in acciaio da 3000 l utilizzato per il caricamento dell'acqua nell'apparato sperimentale

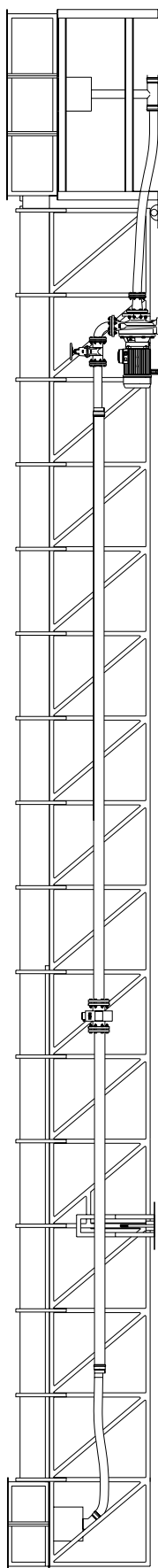


Figura 40 . Prospetto dell'apparato sperimentale

4.2. STRUMENTI DI MISURA

Il prelievo dei dati di base è garantito da una adeguata strumentazione di misura composta da:

- un misuratore di portata elettromagnetico;
- una batteria di 24 piezometri;
- una punta idrometrica con misuratore digitale;
- due ossimetri digitali con termometro e barometro incorporati.

Al fine di consentire una lettura delle portate delle prove, nella condotta di mandata, in posizione mediana, è stato inserito un misuratore di portata elettromagnetico (Figura 41), collegato alla tubazione attraverso due flange in ghisa sferoidale e alimentato dalla corrente elettrica da 220 V con messa a terra.



Figura 41 – Misuratore elettromagnetico di portata

Il principio di funzionamento del misuratore elettromagnetico è l'induzione elettromagnetica, definito da Faraday, secondo cui quando un conduttore si

muove attraverso un campo magnetico genera una tensione. L'acqua fluente attraverso la tubazione è, quindi, da considerarsi come un mezzo conduttore che scorre perpendicolarmente al campo magnetico. La tensione generata è proporzionale, oltre che al valore del campo magnetico generato, alla distanza D tra gli elettrodi (il diametro della tubazione) e alla velocità. Ne consegue che, misurando la tensione generata dal passaggio dell'acqua nel condotto, si risale alla misura della portata.

La necessità di una corretta e adeguata analisi idraulica, associata alla difficoltà dello studio di una corrente idrica in presenza di salto, hanno portato all'installazione di una batteria di 24 piezometri con presa sul fondo e centrali rispetto alla sezione (Figura 42).



Figura 42 – Piezometri installati lungo la canaletta

I piezometri sono stati numerati in maniera crescente da valle verso monte e posizionati, rispetto al resto del canale, in modo più fitto nell'intorno del salto (Figura 43). In Figura 44 è il particolare di una presa piezometrica.

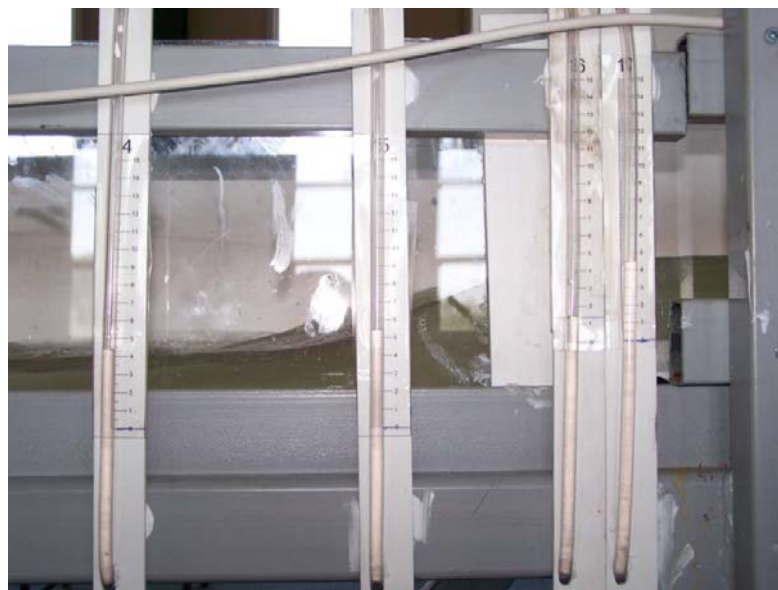


Figura 43 – Piezometri installati a valle del salto

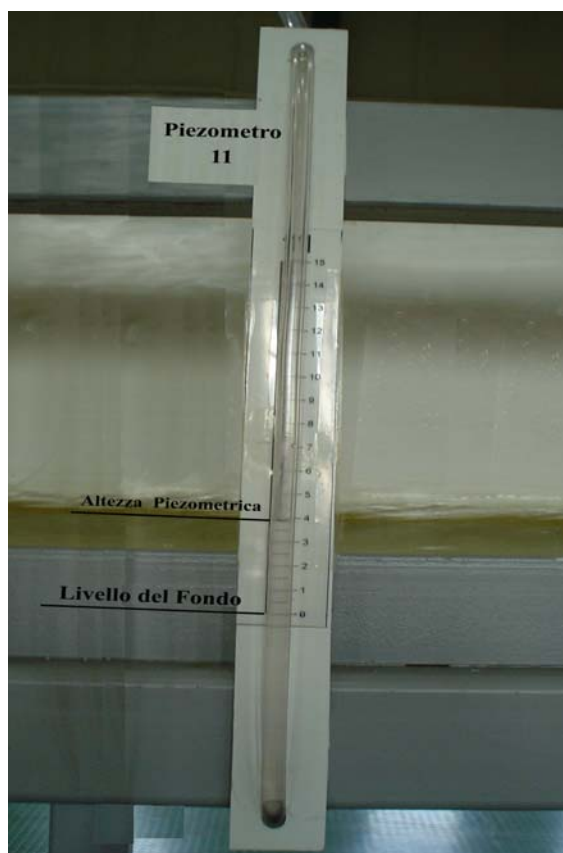


Figura 44 – Piezometro n°11

Il tirante idrico in corrispondenza del salto è stato misurato tramite una punta idrometrica con misuratore digitale (Figura 45) montata sul bordo del canale attraverso un supporto fisso.



Figura 45 – Punta idrometrica con misuratore digitale

Particolare attenzione è stata posta nell'evitare, per quanto possibile, errori derivanti dalla non perfetta verticalità dell'asta e dalla soggettività nel posizionamento della punta dello strumento in corrispondenza del pelo libero.

In Tabella 4 sono riportate le distanze parziali tra i punti di misura, quelle totali rispetto alla sezione di sbocco e le aree d'influenza L_i , calcolate come prodotto tra la somma della semidistanza parziale a destra e sinistra e la larghezza del canale (0.20 m).

Tabella 4 – Distribuzione spaziale dei punti di misura

Np	X parz (cm)	X tot (cm)	Aria d'influenza Li (cm²)
cassone v	0	0	
1	20.0	20.0	705
2	30.5	50.5	1370
3	76.0	126.5	2270
4	75.0	201.5	2260
5	76.0	277.5	2275
6	75.5	353.0	2260
7	75.0	428.0	2185
8	68.5	496.5	2220
9	85.0	581.5	2460
10	76.0	657.5	2280
11	76.0	733.5	2270
12	75.0	808.5	2000
13	50.0	858.5	1250
V	25.0	883.5	630
M	42.0	938.5	1040
14	20.0	958.5	710
15	31.0	989.5	1420
16	80.0	1069.5	2350
17	75.0	1144.5	2400
18	90.0	1234.5	2460
19	66.0	1300.5	2110
20	79.0	1379.5	2340
21	76.0	1455.5	2120
cassone m	60.0	1515.5	1040

Per la misura dell'ossigeno disciolto sono stati utilizzate due sonde della Hach Lange HQD 10 e HQD 40 (Figura 46). Per verificarne il comportamento, prima delle indagini sperimentali gli ossimetri sono stati posti nella stessa sezione del canale e sono state eseguite sia prove statiche, ad acqua ferma, sia prove dinamiche, con acqua in movimento. I risultati ottenuti hanno dimostrato un'ottima risposta degli strumenti che hanno restituito valori sia di ossigeno disciolto, *OD*, sia di temperatura, *T*, la cui differenza è risultata inferiore al range di errore degli strumenti stessi. L'accuratezza di misura è pari $\pm 1\%$ e al $\pm 3\%$ della misura stessa rispettivamente per l'ossigeno disciolto e per la temperatura. Gli intervalli di misura per entrambe le sonde sono: $0.00 < OD < 20.00$ mg/l e $-1 < T < 110$ °C.



Figura 46 – Ossimetri

Gli ossimetri, a differenza delle precedenti campagne sperimentali, sono stati posizionati sul fondo del canale. In particolare, la posizione dell'ossimetro di monte è rimasta fissa per tutte le prove, a una distanza di 50 cm dal salto. La posizione dell'ossimetro di valle, invece, è stata fatta variare a ogni set di prove, portandola a 50, 100 e 150 cm di distanza dal salto (Figura 47). Per posizionare gli ossimetri sono stati creati sul fondo dei fori, opportunamente sigillati, con la posizione di viti autofilettanti del diametro interno tale da poter accogliere la sonda senza che la stessa interferisse con la corrente ed evitando, quindi, la formazione di evidenti punti di singolarità. Allo stesso tempo, potendo regolare la posizione verticale delle sonde, si è fatto in modo che la lettura avvenisse per ogni prova in corrispondenza della mezzeria del tirante.

Anche se il principio di funzionamento non dipende dalla posizione che gli ossimetri assumono durante la misura, si è comunque testato, precedentemente, il comportamento degli strumenti ottenendo la conferma della validità delle misure effettuate dal fondo.

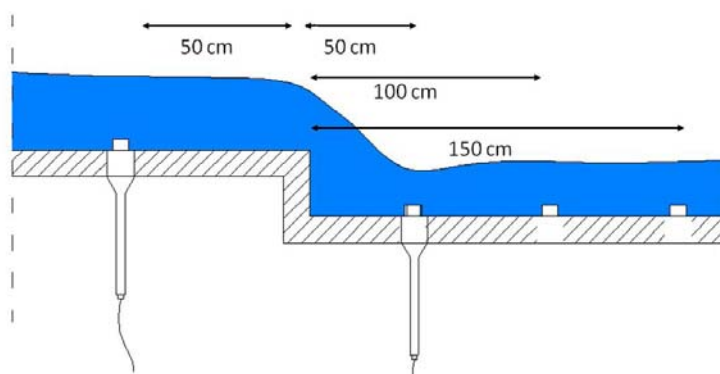


Figura 47 – Posizionamento degli ossimetri

Il principio di funzionamento dei due ossimetri è basato sulla tecnologia “a fluorescenza”: il sensore dello strumento è coperto con polimero luminescente. Un LED interno alla sonda trasmette una radiazione blu sulla superficie del polimero luminescente che eccita il polimero stesso. Con il rilassamento, il polimero riemette una radiazione rossa. Il sistema misura il tempo intercorso fra quando la luce blu colpisce il polimero e quando viene riemessa la radiazione rossa (Figura 48). Al crescere della concentrazione di ossigeno si accorcia il tempo della riemissione della radiazione rossa (Figura 49).

L'effetto dell'ossigeno è, quindi, di influenzare il tempo di riemissione della radiazione rossa da parte del polimero. Il tempo misurato viene così messo in relazione con la concentrazione di ossigeno disciolto. Tra un'emissione di radiazione blu e l'altra viene emessa da un altro led una radiazione rossa che fa da riferimento interno.

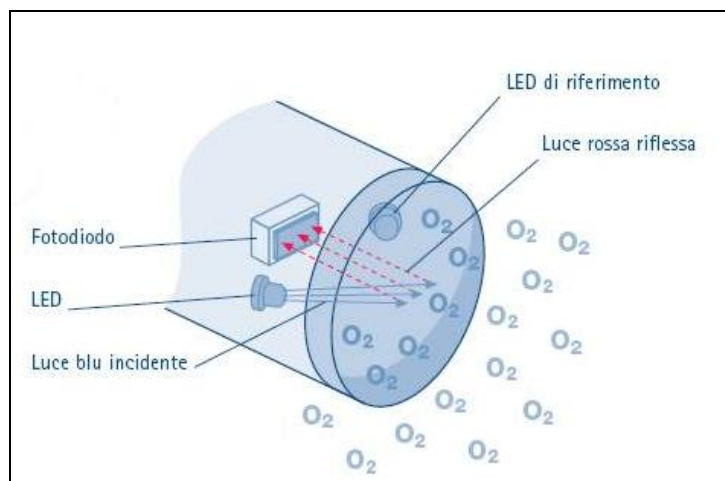


Figura 48 – Schematizzazione del sensore LDO

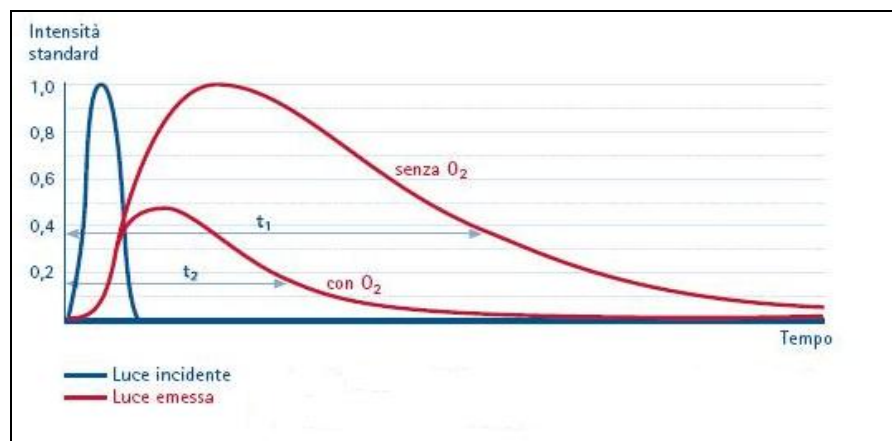


Figura 49 – Andamento temporale della radiazione emessa dall'ossimetro

4.3. DESCRIZIONE DELLE PROVE

La schematizzazione idraulica di una corrente in corrispondenza di un salto di fondo permette di distinguere due casi. Il primo, che si verifica generalmente per basse portate e basse pendenze, in cui il tirante della corrente è di dimensioni inferiori rispetto all'altezza del gradino (Figura 50). In questo caso, si ha il distacco della vena liquida, con la conseguente formazione di un getto che impatta sulla corrente a valle e la formazione di

un cuscino d'aria tra il gradino e il getto che, in termini riossigenativi, rappresenta il caso più efficiente.

Nel secondo caso, che si verifica per portate e pendenze più elevate, in cui il tirante della corrente ha le dimensioni dello stesso ordine di grandezza dell'altezza del gradino (Figura 51) si ha, invece, solo un'ondulazione del pelo libero senza distacco della vena liquida e la presenza di vortici ad asse trasversale subito a valle del gradino.

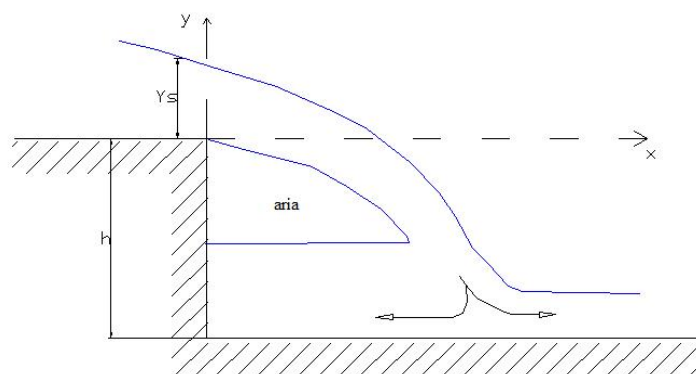


Figura 50 – Schematizzazione di un corrente con tirante idrico inferiore all'altezza del gradino

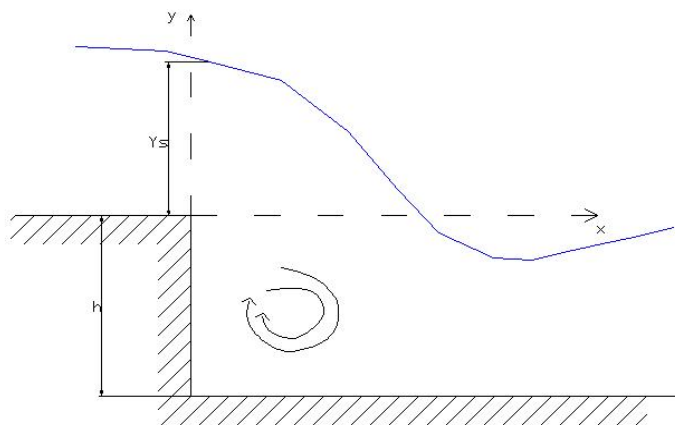


Figura 51 – Schematizzazione di un corrente con tirante idrico dello stesso ordine di grandezza dell'altezza del gradino

L'efficienza di salti che riproducono il primo caso è stata ampiamente trattata in letteratura, analizzando in particolare la formazione e le caratteristiche del getto, come già visto nel precedente capitolo.

Il secondo caso, invece, sicuramente meno efficiente in termini riossigenativi, e scarsamente presente in letteratura, rappresenta il caso indagato nel corso di questo studio. Tutte le prove sono state svolte con il tirante medio di altezza comparabile a quella del gradino: ciò comporta l'ingresso di bolle d'aria in acqua (Figura 52), senza che si formi una corrente areata, e lo sviluppo di vortici ad asse trasversale. Tutto ciò è stato reso visibile attraverso l'ausilio di tracciante colorato (Figura 53).



Figura 52 – Particolare dell'ingresso delle bolle d'aria

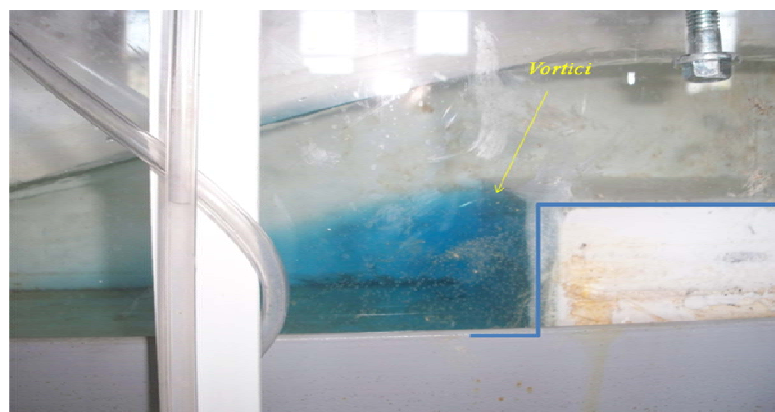


Figura 53 – Particolare della formazione del vortice

Le prove sperimentali hanno seguito un preciso protocollo, già stabilito nelle precedenti attività sperimentali per lo studio dei fenomeni riossigenativi (Veltri et al.,2006):

- 1) *posizionamento sulla pendenza scelta;*
- 2) *posizionamento e preparazione degli ossimetri;*
- 3) *riempimento del sistema idraulico;*
- 4) *registrazione dei dati di OD e T nel tempo (t);*
- 5) *accensione della pompa di ricircolo;*
- 6) *regolazione della portata di prova;*
- 7) *verifica della stabilizzazione della portata, dell'ossigeno disciolto OD e della temperatura T;*
- 8) *preparazione dell'agente deossigenante (miscela solida di solfito di sodio e cloruro di cobalto) (solo per le prove di riossigenazione);*
- 9) *versamento della miscela deossigenante all'interno della corrente liquida(solo per le prove di riossigenazione);*
- 10) *lettura dei tiranti;*
- 11) *verifica del raggiungimento del minimo di ossigeno disciolto in acqua(solo per le prove di riossigenazione);*
- 12) *verifica del raggiungimento delle nuove condizioni di saturazione (solo per le prove di riossigenazione);*
- 13) *interruzione delle registrazioni dei due ossimetri;*
- 14) *spegnimento della pompa di ricircolo;*
- 15) *svuotamento del sistema idraulico.*

Ciascuna prova, quindi, ha avuto inizio fissando la pendenza desiderata del canale e riempiendo il cassone di valle. Il volume d'acqua da immettere nell'apparato sperimentale è stato determinato in base ai valori di portata e pendenza scelti per la prova, evitando la formazione di rigurgiti dal cassone verso il canale e di salti dal canale al cassone di valle. Il riempimento del cassone di valle è avvenuto utilizzando un cassone di appoggio che riveste

funzione di compenso. Si provvede, prima, al riempimento del cassone di appoggio utilizzando una tubazione d'acqua dell'impianto interno del laboratorio. Si fa defluire, poi, l'acqua dal cassone di appoggio a quello di valle tramite una pompa sommersa con presa nello stesso cassone di valle. Una volta raggiunto il livello idrico necessario per la prova nella vasca di valle, si spegne la pompa sommersa e si aziona l'impianto di sollevamento dell'apparato sperimentale, fissando la portata di prova; la sua stabilizzazione avviene agendo su una saracinesca posta all'uscita della pompa. La funzione della saracinesca è di generare perdite di carico localizzate al variare delle quali varia l'erogazione della portata.

Quotidianamente, prima di effettuare le prove, si è proceduto alla taratura dei piezometri. Una volta riempito l'impianto e fatta circolare l'acqua all'interno di esso, si controllavano singolarmente tutti i piezometri al fine di eliminare le possibili bolle d'aria intrappolate all'interno dei tubicini e, accertata l'assenza di bolle d'aria, si svuotava l'impianto. Il livello indicato dai piezometri a impianto vuoto ha rappresentato lo zero.

4.3.1. *PROVE BIANCHE*

Le prove bianche hanno avuto lo scopo di ricavare una relazione per la stima della concentrazione a saturazione e, per questo motivo, sono state effettuate prima delle prove di riossigenazione. Le prove hanno avuto durata di circa un'ora per avere un tempo comparabile con la durata media di una prova di riossigenazione.

Alla fine di ogni prova si procedeva allo svuotamento del sistema, nonostante l'assenza del deossigenante, per simulare al meglio le condizioni che si determinano nelle prove di riossigenazione.

4.3.2. *PROVE DI RIOSSIGENAZIONE*

Le prove di riossigenazione sono state svolte utilizzando la tecnica dell'equilibrio disturbato già descritta al paragrafo 1.7. La tecnica consiste nel misurare la concentrazione di *OD* nella sezione di monte e in quella di valle

del tratto di preso in esame, a seguito di un versamento di solfito di sodio e un catalizzatore di cobalto, che producono una rapida deossigenazione. Considerando che gli altri termini che influenzano la concentrazione di ossigeno disciolto e il trasferimento di esso dall'atmosfera all'acqua - fotosintesi, respirazione, deossigenazione a opera dei batteri - e che le caratteristiche idrauliche della corrente e la concentrazione a saturazione possono ritenersi costanti durante le misure, è possibile procedere al calcolo del coefficiente di riossigenazione. L'uso di questa tecnica, generalmente limitato a piccoli fiumi nell'applicazione originaria, ha maggiore successo nello studio dei processi riossigenativi in indagini di laboratorio.

Ciascuna singola prova consiste in un procedimento di ricircolo forzato di un dato volume d'acqua, che viene deossigenato versando in esso una quantità di reagente (solfito di sodio) proporzionale al volume stesso.

Non si è utilizzato l'elemento catalizzatore, ovvero il cloruro di cobalto, come di norma imposto dalla tecnica dell'equilibrio disturbato, poiché tutte le prove hanno dimostrato una completa deossigenazione con lo sversamento del solo solfito di sodio.

La presenza di due ossimetri, uno a valle e l'altro a monte del salto, consente la misura dell'andamento dell'ossigeno disciolto, *OD*, nel tempo. La prova si ritiene conclusa quando si è raggiunto un grado di saturazione prossimo al 100 %.

Una volta conclusa la prova, si procede alla lettura dei dati raccolti dagli ossimetri. Riportando su un grafico i valori di *OD* nel tempo, si ottiene una curva del tipo "a sacco" (Figura 54), che si può ritenere suddivisibile in due parti: la prima rappresenta la fase di deossigenazione del volume liquido, che avviene molto rapidamente; la seconda, invece, più lenta e variabile in funzione della prova in atto, rappresenta la fase riossigenativa.

I dati di *OD* ricavati dalla prova consentono di calcolare del coefficiente di riossigenazione, effettuato a partire dai soli valori che si riferiscono al ramo

riossigenativo. Si isolano, quindi, quei valori dell'ossigeno disciolto compresi tra il valore minimo di ossigeno disciolto misurato (che deve essere necessariamente prossimo allo zero: in caso contrario si scarta la prova e si procede alla sua ripetizione) e il valore di saturazione prossimo al 100 %.

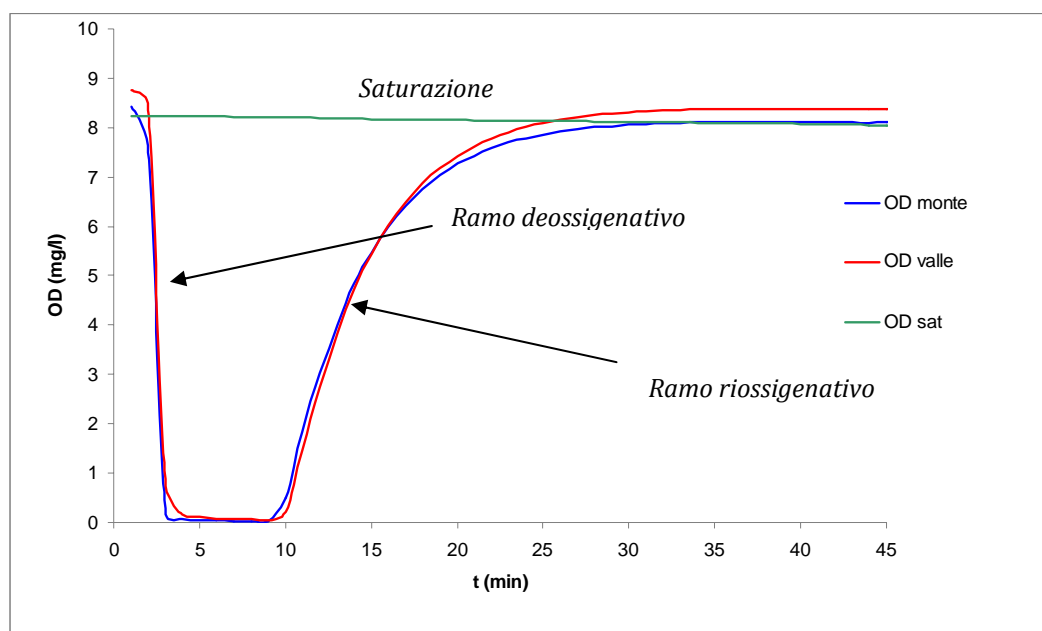


Figura 54 – Rappresentazione dell'andamento dell'OD nel tempo in una prova di riossigenazione in laboratorio

Isolati i valori di OD , si procede al calcolo del deficit di ossigeno, DO , complemento di OD rispetto al valore di saturazione. Il valore del deficit di ossigeno nel tempo viene calcolato tenendo conto della temperatura attuale della prova: nota la temperatura T ($^{\circ}\text{C}$), infatti, si ricava il valore dell' OD_{sat} e, di conseguenza, il deficit di ossigeno come:

$$DO(t) = OD_{sat} - OD(t) \quad (108)$$

La percentuale di saturazione è pari a:

$$\%sat = \frac{OD(t)}{OD_{sat}} \quad (109)$$

Il coefficiente di riossigenazione si può determinare a partire dalla relazione di Streeter e Phelps, limitata alla fase riossigenativa (Churchill et al., 1962):

$$DO(t) = DO_0 \cdot e^{-k_r \cdot t} \quad (110)$$

in cui:

- DO_0 è il deficit di ossigeno iniziale [ML^{-3}];
- K_r è il coefficiente di riossigenazione [T^{-1}];
- t è il tempo [T].

In un piano semilogaritmico, dalla (110) si ricava l'espressione di una retta:

$$\ln(DO(t)) = \ln(DO_0) - K_r \cdot t \quad (111)$$

L'equazione della retta viene calcolata effettuando una regressione lineare tra $\ln(DO(t))$, riportato in ordinata, e il valore del tempo in minuti t , riportato in ascissa (Figura 55). La pendenza della retta rappresenta il coefficiente di riossigenazione K_r espresso in min^{-1} .

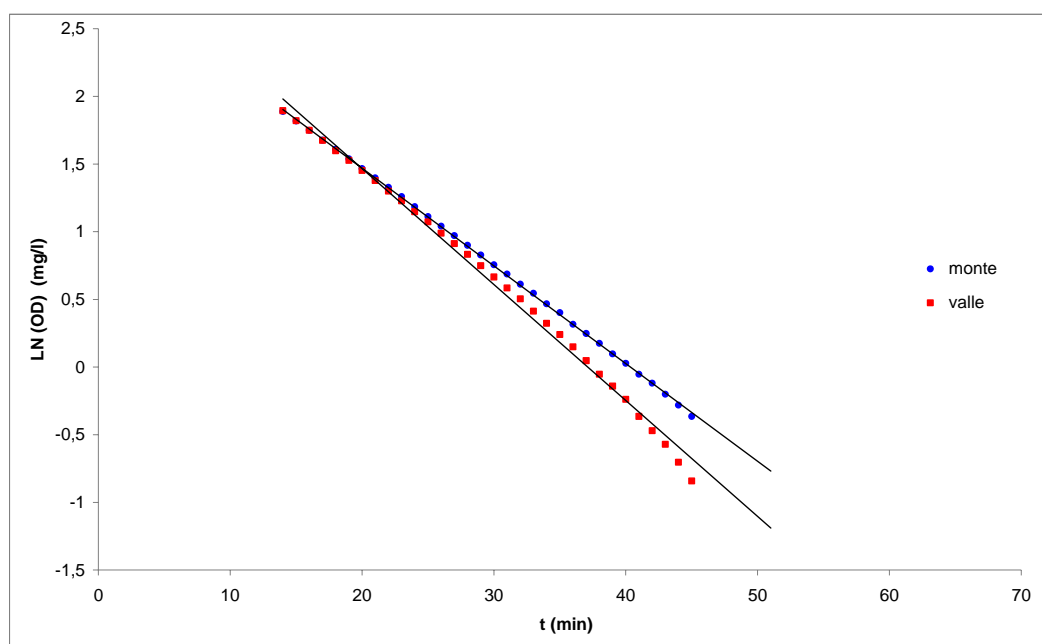


Figura 55 – Regressione lineare dei dati relativi alla fase riossigenativa

I valori del coefficiente di riossigenazione, K_r , così ricavati sono riferiti alla temperatura media della prova sono stati riportati alla temperatura standard di 20 °C attraverso la relazione proposta da Van't Hoff – Arrhenius (Sirini, 2003):

$$K_r(T) = k_r(20) \cdot 1.024^{(T-20)} \quad (112)$$

da cui:

$$K_r(20) = \frac{k_r(T)}{1.024^{(T-20)}} \quad (113)$$

Si determina, inoltre, la temperatura media di ogni prova attraverso la seguente relazione (Veltri et al., 2006):

$$T_m = \sum_{i=1}^n \frac{T_i \cdot t_i}{T_p} \quad (^\circ\text{C}) \quad (114)$$

dove T_i sono le temperature che si registrano durante la prova, t_i sono i tempi cumulati per ogni temperatura T_i registrata e T_p è il tempo di fine prova, ovvero la differenza tra l'istante temporale in cui termina la fase riossigenativa e l'istante temporale in cui inizia.

Allo stesso tempo, avendo a disposizione l'andamento nel tempo dell'ossigeno disciolto, OD , a monte e a valle del salto, è stato possibile per ciascuna prova determinare l'andamento dell'efficienza, $E(t)$, nel tempo attraverso la seguente relazione:

$$E(t) = \frac{C_M(t) - C_V(t)}{C_{SAT}(t) - C_M(t)} \quad (115)$$

dove C_M (mg/l) e C_V (mg/l) sono le concentrazioni di ossigeno disciolto rispettivamente a monte e a valle del salto e C_{SAT} (mg/l) è la concentrazione di OD a saturazione.

La (115) è stata applicata a partire dall'inizio della fase riossigenativa della corrente a valle e fino a quando il deficit di ossigeno a monte è risultato

inferiore a 2.5 mg/l. La fase riossigenativa, infatti, a causa della formazione del vortice al di sotto del gradino che ha fatto sì che la sostanza deossigenante rimanesse intrappolata e limitasse la concentrazione di *OD* di valle, iniziava successivamente per la corrente a valle rispetto a quella di monte (Figura 54). Dalla letteratura è noto, invece, che le misure di efficienza perdono di accuratezza quando la concentrazione dell'ossigeno di monte è vicina al valore di saturazione (Wilhelms et al., 1993).

Isolati i valori “utili” di *E* che, naturalmente, sono risultati in numero variabile per ciascuna prova (per le prove con pendenze e portate più basse il numero è risultato maggiore rispetto alle prove con pendenze e portate più alte), si è ricavato un valore significativo di efficienza come media pesata degli stessi rispetto al tempo.

Si è utilizzata, infine, la seguente espressione (Gulliver et al., 1990) per riportare ciascun valore di efficienza a una temperatura standard di 20°:

$$1 - E_{20} = (1 - E)^{1/f} \quad (116)$$

in cui:

E è il valore dell'efficienza alla temperatura della prova [-];

*E*₂₀ è l'efficienza a 20 °C [-].

L'esponente *f* vale:

$$f = 1.0 + 0.02103 \cdot (T - 20) + 8.261 \cdot 10^{-5} (T - 20)^2 \quad (117)$$

dove *T* è la temperatura espressa in °C.

4.4. DETERMINAZIONE DEL TEMPO DI RICIRCOLO

Un dato interessante da ottenere è il tempo di ricircolo, ovvero, il tempo che una qualsiasi particella impiega a compiere un giro completo del sistema. La tecnica utilizzata è la tecnica dei traccianti.

Tenendo conto del fatto che l'ordine di grandezza dei tempi di ricircolo è dell'ordine della decina di secondi, sono state effettuate, alla fine di ogni prova, delle misure con un tracciante colorato che, visivamente, ha permesso di osservare lo sviluppo della nuvola di tracciante. Le misure effettuate utilizzando questa tecnica possono semplicemente considerarsi delle stime, in quanto soggettive e, soprattutto, in quanto il fenomeno di dispersione della nuvola si sviluppava in tempi dell'ordine della decina di secondi e quindi difficili da apprezzare.

Un altro aspetto da non sottovalutare è sicuramente la complessità del sistema di ricircolo così com'è concepito nell'apparato sperimentale utilizzato. Il sistema nel suo complesso, infatti, risulta di difficile modellazione dal punto di vista delle dinamiche di trasporto di qualsiasi soluto, perché è formato da due sistemi completamente diversi: il canale e le vasche.

Si riporta nei successivi paragrafi un cenno alla modellazione dei fenomeni di trasporto attraverso la quale è stato possibile ricavare un'ulteriore stima dei tempi di ricircolo del sistema e di percorrenza del canale che hanno confermato l'ordine di grandezza delle stime ricavate con il tracciante colorato.

4.4.1. MODELLAZIONE DEL SISTEMA A RICIRCOLO

Il metodo consolidato in letteratura per schematizzare e modellare i fenomeni di trasporto è rappresentato dai bilanci di massa.

I bilanci di massa costituiscono la formulazione matematica del ben noto principio di conservazione della materia, che stabilisce che “la massa non si crea né si distrugge ma può solo trasformarsi”. In altre parole, se in un qualunque punto di misura la concentrazione di una sostanza aumenta, tale aumento è da imputarsi o ad un'immissione diretta della sostanza nel corpo idrico o ad un processo di conversione chimica che, necessariamente, dà

luogo alla contemporanea diminuzione nella concentrazione dei reagenti che partecipano alla reazione di conversione stessa.

In linea generale, la metodologia di più comune applicazione nell'ambito dell'idraulica ambientale, fa riferimento a due distinte tipologie di sistemi ideali: il sistema a completa miscelazione e il sistema a incompleta miscelazione.

In letteratura tali sistemi sono definiti "reattori", in quanto sono sede di reazioni chimiche. Nel caso particolare, l'apparato sperimentale utilizzato, non può essere assimilato ad un solo reattore, ma piuttosto, a più reattori diversi tra di loro interagenti. Più precisamente, bisogna distinguere tra il funzionamento dei cassoni, del canale e della condotta in pressione. I cassoni possono essere assimilati a sistemi a miscelazione completa, mentre il canale e la condotta in pressione a sistemi a miscelazione incompleta.

L'apparato sperimentale è, quindi, composto da due reattori CSTR (cassoni), un reattore PFR (condotta in pressione) e un reattore MFR (canale).

Sistemi a miscelazione completa

Il più semplice sistema a miscelazione completa per modellare un corpo idrico recettore è lo schema cosiddetto Continuously Stirred Tank Reactor (CSTR). Si tratta di un reattore continuo, quindi con flussi materiali sia entranti, sia uscenti, all'interno del quale prevalgono condizioni di completa uniformità dovute alla presenza di un mescolamento perfetto. Ciò implica che le caratteristiche fisiche della miscela reagente sono le stesse in qualunque punto all'interno del reattore e, in particolare, uguali a quelle nel flusso materiale uscente dal reattore. Queste condizioni sono spesso ben verificate nei reattori agitati meccanicamente con sistemi a bassa viscosità. Uno schema CSTR è rappresentato in Figura 56 dove, per una generica immissione, si hanno tre risposte, rispettivamente di uscita, di possibili reazioni nel mezzo e di sedimentazione.

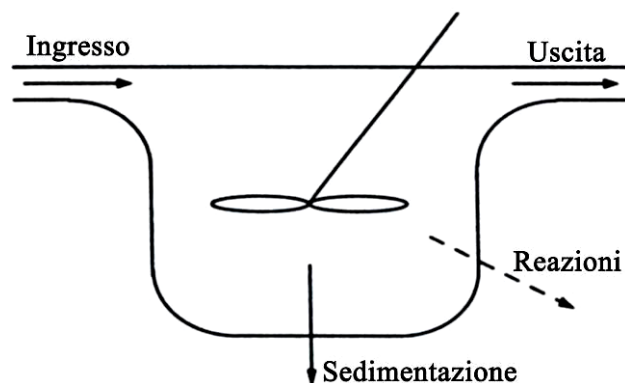


Figura 56 – Schema di un sistema a completa miscelazione (Chapra, 1997)

Considerando un intervallo di tempo finito pari a Δt , è possibile esprimere il bilancio di massa in modo concettuale secondo la seguente equazione:

$$\text{Accumulo} = \text{Immissione} - \text{Uscita} - \text{Reazioni} - \text{Sedimentazione}$$

In conclusione, nell'ipotesi di reattore completamente miscelato, il bilancio di massa può essere espresso analiticamente mediante la seguente relazione:

$$W \cdot \frac{dC}{dt} = Q \cdot (C_i - C) + V \cdot R_A - v_s \cdot A_s \cdot C \quad (118)$$

in cui in cui V rappresenta il volume del sistema [L^3], C è la concentrazione di un generico costituente, C_i [ML^{-3}] è la concentrazione del flusso in ingresso, v_s [LT^{-1}] rappresenta la velocità di sedimentazione, A_s [L^2] l'area della superficie dei sedimenti.

Il bilancio di massa viene scritto su tutto il volume di reazione essendo la concentrazione uniforme nell'intero del reattore e il contributo del termine reattivo è dato semplicemente dal prodotto tra il volume di reazione, V [L^3] e la velocità di reazione, R_A [T^{-1}], che risulta anch'essa uniforme nell'intero volume di reazione.

Integrando l'equazione (118) si ottiene:

$$C = C_0 \cdot \exp\left[-\frac{t}{\tau_p + \tau_c}\right] + \frac{C_i}{1 + \tau_p/\tau_c} \cdot \left\{1 - \exp\left[-\frac{t}{\tau_p + \tau_c}\right]\right\} \quad (119)$$

con la condizione iniziale che specifica la concentrazione iniziale all'interno del reattore $C = C_0$.

Nella (119) si sono introdotti due parametri aventi le dimensioni del tempo, detti tempi caratteristici:

$$\tau_p = \frac{V}{Q} \quad \text{e} \quad \tau_c = \frac{1}{k} \quad (120)$$

Il primo rappresenta il tempo di riempimento del reattore ed è dunque significativo del tempo che mediamente le molecole trascorrono all'interno del reattore (*tempo di permanenza*). Il secondo è, viceversa, il tempo caratteristico della reazione chimica. In altri termini τ_p [T] rappresenta il tempo che le molecole hanno a disposizione per reagire e τ_c [T] il tempo che impiegano per reagire. È utile notare come tali due parametri siano sufficienti a definire completamente l'evoluzione temporale delle concentrazioni della sostanza all'interno del reattore, definita dalla (120) e illustrata dalla Figura 57.

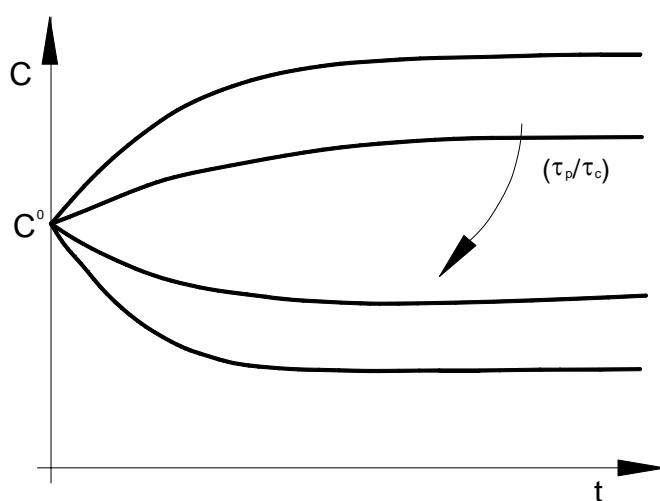


Figura 57 - Concentrazione del reagente in un reattore CSTR in funzione del tempo nel caso di reazione irreversibile del primo ordine

Al tempo $t = 0$, la concentrazione è pari al valore iniziale C_0 [ML⁻³] ed evolve, poi, nel tempo fino a raggiungere un valore costante, C_s [ML⁻³], detto stato stazionario:

$$C_s = \frac{C_i}{1 + \tau_p / \tau_c} \quad (121)$$

È bene sottolineare che lo stato stazionario, pur avendo la caratteristica di rimanere invariato nel tempo, non coincide con uno stato di equilibrio del sistema. Esso corrisponde semplicemente alle condizioni per cui il flusso entrante è perfettamente bilanciato da quello uscente addizionato del termine di consumo dovuto alla reazione chimica. Esso è, dunque, tipico dei sistemi aperti.

Nel caso di sistemi chiusi, viceversa, il sistema evolve verso la condizione di equilibrio chimico, che viene inevitabilmente raggiunta in tempi sufficientemente elevati.

Il ruolo di tempi caratteristici τ_p e τ_c , nel definire il comportamento del reattore in condizioni di stazionarietà, è ben illustrato dalla Figura 58 – *Reattore di tipo Plug Flow Reactor (PFR) (Chapra, 1997)* Figura 58. Nel caso il volume di reazione sia, infatti, insufficiente e, dunque, $\tau_p \ll \tau_c$, dalla reazione (121) si ottiene $C_s \cong C_f$ e cioè la concentrazione del reagente risulta inalterata poiché nel reattore non si è avuta alcuna apprezzabile reazione chimica. Viceversa, se il volume di reazione è sovradimensionato e, dunque, $\tau_p \gg \tau_c$ la miscela reagente ha a disposizione un tempo di reazione così lungo da raggiungere le condizioni di equilibrio che, nel caso in esame, corrispondono alla totale scomparsa del reagente, così come indicato dalla (121) che, in questo caso, porta a $C_s \cong 0$.

Sistemi a miscelazione incompleta

I sistemi a mescolamento o miscelazione incompleta sono quelli in cui l'immissione di un tracciante non provoca una situazione di uniformità e omogeneità nel reattore stesso. Essi valutano la dispersione del tracciante in funzione del gradiente di concentrazione dello stesso.

Un tipo di reattore che può essere utilizzato per modellare i sistemi a miscelazione incompleta è il Plug Flow Reactor (PFR).

Si tratta di un reattore continuo, come schematizzato in Figura 58, in cui le diverse porzioni di fluido attraversano il reattore senza scambiare tra loro materia (flusso a pistone). A tale comportamento idealizzato tendono ad avvicinarsi nella pratica i reattori tubolari caratterizzati da un elevato rapporto tra lunghezza e diametro.

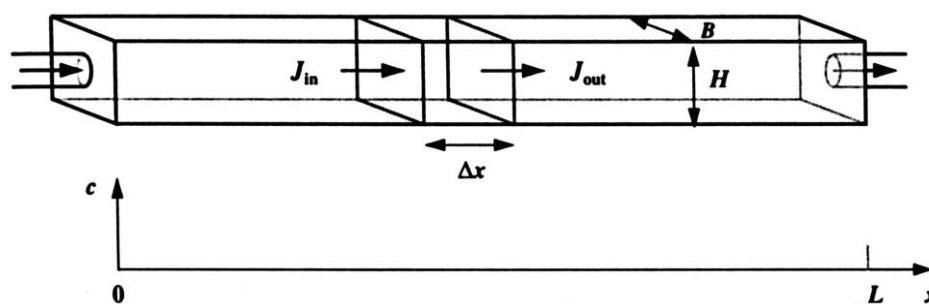


Figura 58 – Reattore di tipo Plug Flow Reactor (PFR) (Chapra, 1997)

Come evidenziato in Figura 58, questo reattore è caratterizzato da una coordinata spaziale x (asse del reattore) lungo la quale si sviluppa un profilo di composizione della miscela reagente e, conseguentemente, anche un profilo di valori delle velocità di reazione dei diversi componenti. Pertanto, il bilancio di massa deve essere formulato in forma differenziale, considerando, cioè, un elemento infinitesimo di volume del reattore $dV = A dx$, dove A rappresenta la sezione dello stesso disponibile al flusso materiale.

Il profilo di concentrazione del reagente lungo l'asse del reattore in condizioni stazionarie è il seguente:

$$C(x) = C_0 \cdot \exp\left(-\frac{A \cdot k \cdot x}{Q}\right) \quad (122)$$

Il valore di concentrazione all'uscita del reattore si ottiene dalla relazione precedente, ponendo $x = L$:

$$C = C_0 \cdot \exp(-\tau_p / \tau_c) \quad (123)$$

dove τ_p e τ_c sono già state definite in precedenza (120), in cui il volume di reazione, in questo caso, è dato da $V = AL$.

Dalla (123) appare che, anche per il reattore a flusso di pistone, il valore di concentrazione all'uscita è determinato unicamente dal valore dei tempi caratteristici τ_p e τ_c .

Diversamente dal reattore di tipo PRF, in cui il fenomeno dominante è quello dell'advezione, il reattore Mixed Flow (MFR) schematizza oltre al processo advettivo quello di diffusione-dispersione. La sostanza inquinante in ingresso nel reattore subisce un processo dispersivo e diffusivo in seguito al quale nella sezione di uscita fluirà in condizioni più "sparse".

Come mostrato in Figura 59, un qualsiasi inquinante immesso nel reattore si diffonde in entrambi i sensi e per tutto il percorso del reattore stesso.

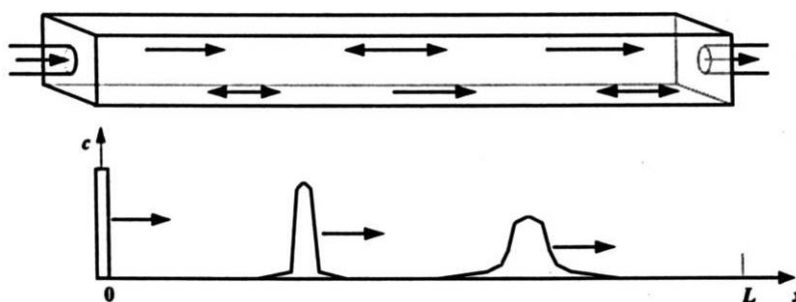


Figura 59 – Fenomeni di trasporto in un MFR (Chapra, 1997)

La sostanza inquinante in ingresso nel reattore subisce un processo dispersivo e diffusivo in seguito al quale nella sezione di uscita fluirà in condizioni più “sparse”.

I reattori MRF sono, indubbiamente, più adatti a interpretare i processi di dispersione dei traccianti (inquinanti) nei corpi idrici naturali.

Per reattori MRF l'espressione dei termini di flusso è:

$$J_{in} = U \cdot C - D_t \cdot \frac{\partial C}{\partial x} \quad (124)$$

$$J_{out} = U \cdot \left(C + \frac{\partial C}{\partial x} \cdot \Delta x \right) - D_t \cdot \left[\frac{\partial C}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial C}{\partial x} \right) \cdot \Delta x \right] \quad (125)$$

in cui D_t rappresenta il coefficiente di diffusione turbolenta.

Infine, scrivendo il bilancio di massa, si ricava:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = -U \cdot \left(\frac{\partial C}{\partial x} \right) + D_t \cdot \frac{\partial^2 C}{\partial x^2} - k \cdot C \quad (126)$$

4.5. CAMPAGNE SPERIMENTALI PROPEDEUTICHE

Prima di avviare le sperimentazioni oggetto di questo lavoro, sono state realizzate una serie di campagne sperimentali con l'obiettivo di ottimizzare la configurazione degli esperimenti e le modalità di misura. In particolare, due sono state le campagne che hanno fornito informazioni utili, entrambe condotte presso il Laboratorio “Grandi Modelli Idraulici” del Dipartimento di Difesa del Suolo “V. Marone” dell'Università della Calabria, ed entrambe condotte utilizzando l'apparato sperimentale precedentemente descritto.

La prima campagna è stata realizzata con un canale liscio di sezione rettangolare di 40 cm di larghezza e con la presenza di un salto di altezza di 5 cm e posto a circa 6m dalla sezione di imbocco (Veltri et al. 2009b). Sono state fatte variare la portata (5, 10, 15, 20 e 25 l/s) e la pendenza (1.0, 1.5,

2.0, 2.5 e 3.0%) e, per ciascuna configurazione del regime di moto, sono state eseguite le prove “bianche”.

Il primo risultato è stato ottenuto dalle prove bianche. Oltre alla conferma del legame lineare tra temperatura e ossigeno disciolto e all'assenza di influenza di altri parametri nel calcolo della concentrazione a saturazione, si è notato, tramite un confronto con la relazione per la determinazione dell'ossigeno disciolto a saturazione ricavata nella precedente attività sperimentale in assenza di salto, come, a parità di temperatura, la concentrazione a saturazione in presenza di salto sia più alta rispetto alla concentrazione nello schema privo di salto.

L'altro risultato si è ottenuto dal confronto tra i coefficienti di riossigenazione stimati nelle configurazioni con e senza salto. Questo risultato dà la conferma che la presenza del salto, anche se di dimensioni dell'ordine del tirante della corrente e, quindi, tale da non generare distacchi della vena liquida e formazione di getti, ha una evidente influenza in termini di incremento sui fenomeni riossigenativi.

Le prove sono state svolte utilizzando due ossimetri posti nei cassoni di valle e di monte e ciò non ha permesso di determinare due coefficienti di riossigenazione per ciascuna prova, essendo la configurazione di misura non idonea a isolare l'effetto del salto. Da questa considerazione nasce l'esigenza di posizionare i due ossimetri in prossimità del salto e in particolare sul fondo del canale come specificato precedentemente. Per assicurare un tirante che garantisca una misura adeguata da parte degli ossimetri e considerando che il sistema non permette di ottenere portate più elevate di 35 l/s, si è deciso di restringere la sezione di deflusso.

La seconda è stata realizzata con un canale liscio di sezione rettangolare di 20 cm di larghezza e senza salto. Si sono eseguite nel totale 12 prove, delle quali 9 di riossigenazione utilizzando 3 diverse pendenze (1, 2 e 3 %) e tre diverse portate (10, 15 e 20 l/s). Attraverso queste indagini è stato possibile fissare i valori di portata e di pendenza da utilizzare nella sperimentazione e, inoltre,

verificare se la nuova configurazione dell'apparato sperimentale (sezione rettangolare stretta) potesse essere analizzata, in termini di legame tra il coefficiente di riossigenazione e le caratteristiche idrauliche della corrente, seguendo l'approccio utilizzato in precedenza dal gruppo di ricerca. Il riscontro è stato positivo: infatti, utilizzando l'analisi dimensionale per la costruzione di una correlazione fra grandezze adimensionali, si è pervenuti alla medesima forma del legame funzionale.

CAPITOLO V

ELABORAZIONE DEI DATI SPERIMENTALI

INTRODUZIONE

Allo scopo di pervenire all'interpretazione del fenomeno riossigenativo tramite l'analisi dimensionale, i dati ricavati mediante l'indagine sperimentale relativi alle caratteristiche idrauliche della corrente e all'efficienza dl salto sono stati raggruppati in grandezze adimensionali. In particolare, l'analisi idraulica è stata riferita alle caratteristiche della corrente indisturbata, ovvero in corrispondenza di una sezione sufficientemente lontana dal salto, tale da non risentire dell'influenza di quest'ultimo. Le prove sono state caratterizzate da valori di portata e pendenza che hanno determinato i diversi profili. Dai profili sono stati ricavati il tirante e la velocità caratteristici e, attraverso questi, è stato possibile ricavare le altre

grandezze idrauliche che hanno consentito di determinare il regime di moto della corrente caratteristico della prova.

Individuate le grandezze necessarie a descrivere il fenomeno fisico della riossigenazione e le caratteristiche del salto di fondo, si è ricavata, attraverso l'analisi dimensionale, la struttura del legame funzionale tra l'efficienza del salto e le caratteristiche idrauliche della corrente.

Sono stati, quindi, ricavati tutti i valori necessari a definire i raggruppamenti adimensionali ed è stata effettuata l'analisi di regressione multi parametrica, che ha fornito risultati più che soddisfacenti con una relazione sotto forma di potenza.

5.1. STUDIO DELLE GRANDEZZE IDRAULICHE

Nell'attività sperimentale di laboratorio sono state effettuate in tutto 144 prove, facendo variare la portata, Q , la pendenza, i , l'altezza del gradino, h , e la posizione dell'ossimetro di valle, d . Si riportano nella Tabella 5 i valori considerati delle grandezze che sono state variate.

Tabella 5-Valori esaminati nella sperimentazione

Q (l/s)	i (%)	d (cm)
20	1	50
25	2	100
30	3	150

Tutte le prove sono state ripetute per le quattro altezze di gradino considerate ($h=3, 4, 5, 7$ cm). In tutto, sono state eseguite 108 prove di riossigenazione e 36 prove "bianche".

La caratterizzazione idraulica della campagna sperimentale si basa sull'analisi di 36 prove: infatti, ogni prova caratterizzata da una portata, da una pendenza e da un'altezza del gradino è stata ripetuta tre volte facendo variare soltanto la posizione dell'ossimetro di valle.

Il primo passo per la caratterizzazione idraulica delle prove è stato proprio quello di determinare un unico profilo riferito mediando le letture dei piezometri.

Dalla ricostruzione del profilo, ovvero dalle misure dei piezometri, si è determinato il tirante Y_c , denominato tirante caratteristico della prova, il tirante di monte y_m e il tirante di valle y_v riferito a una distanza, d , dal salto rispettivamente di 50, 100 e 150 cm.

Il tirante caratteristico Y_c è stato calcolato come media di tutte le misure piezometriche. Successivamente, è stato effettuato un controllo sullo scostamento dei singoli tiranti dal valore medio. Dei 23 tiranti misurati, sono stati eliminati quei valori che avevano uno scarto di $\pm 10\%$ rispetto alla media, mediamente circa 6 valori. È stata, poi, calcolata la media del campione "depurato", il cui valore, Y_c , è stato assunto come tirante caratteristico della prova.

Il tirante di monte corrisponde, per ciascuna prova, al tirante misurato alla distanza di 50 cm dal salto, mentre la distanza rispetto alla quale viene misurato il tirante di valle varia in funzione della posizione dell'ossimetro. Si riportano, nelle Figura 60 e nella Figura 61, il confronto, per i valori di tirante caratteristico e tirante a monte, tra i valori dei tiranti mediati, rispettivamente Y_c e y_m , e i valori specifici di ogni singola prova, rispettivamente Y'_c e y'_m .

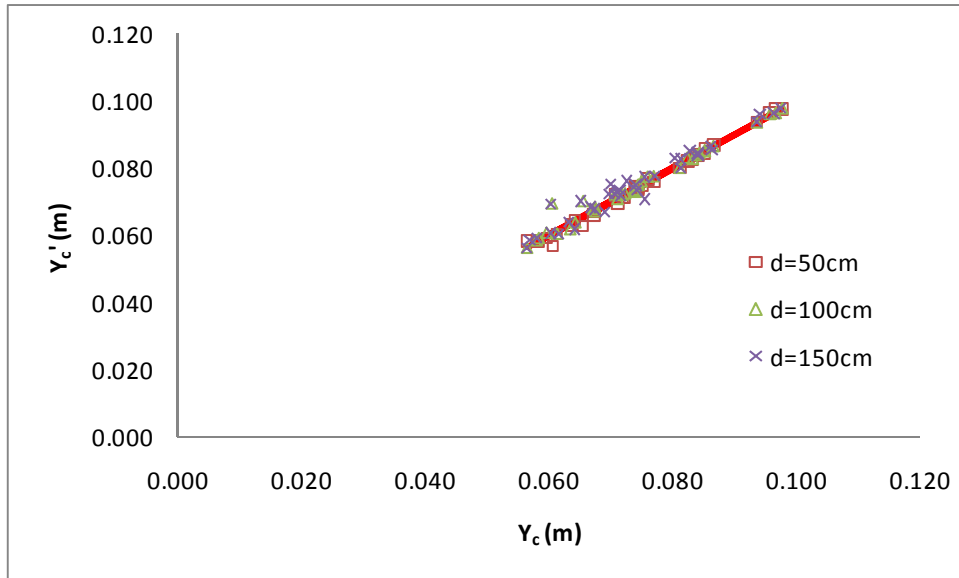


Figura 60 - Confronto tra Y'_c di ciascuna singola prova e Y_c

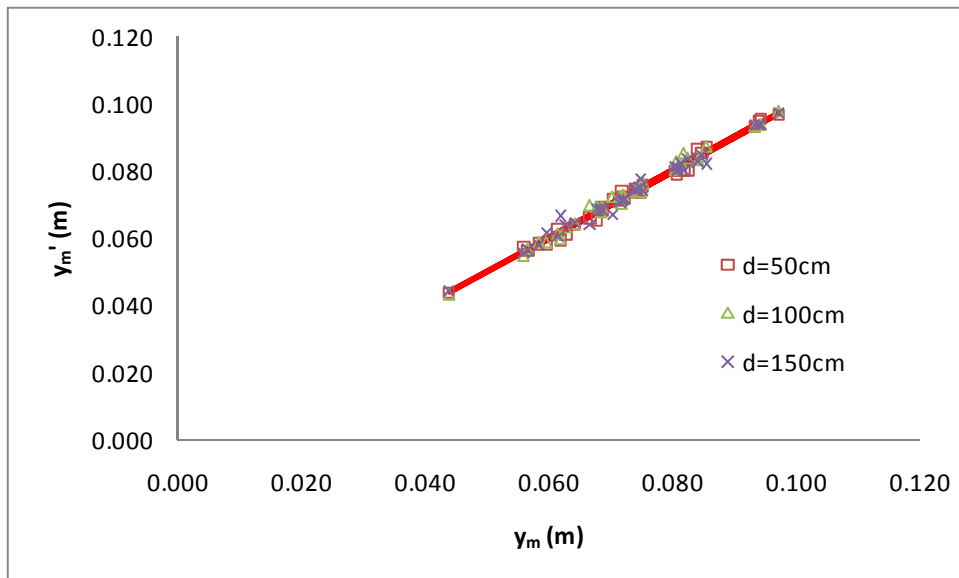


Figura 61 - Confronto tra y'_m di ciascuna singola prova e y_m

Analogamente, il confronto è stato effettuato tra il valore medio del tirante di valle y_v e quello, y'_v della singola prova, per tutte le distanze d considerate (Figura 62, Figura 63, Figura 64).

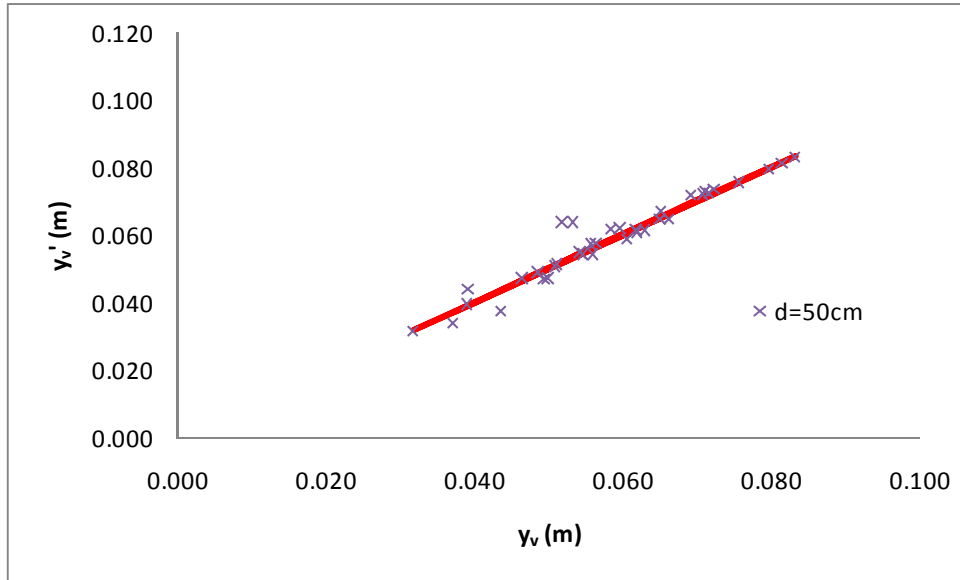


Figura 62 – Confronto tra y'_v di ciascuna singola prova e y_v ($d=50\text{cm}$)

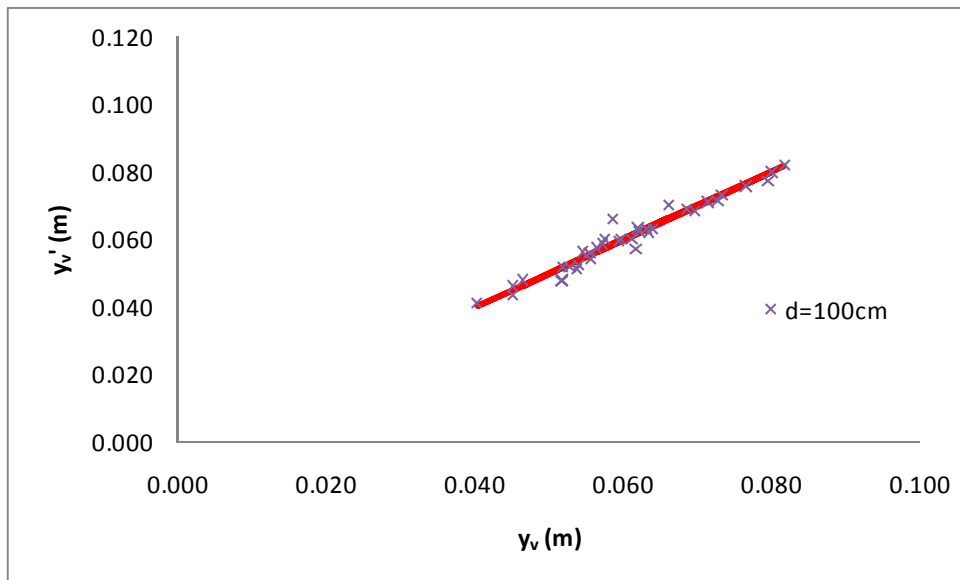


Figura 63 – Confronto tra y'_v di ciascuna singola prova e y_v ($d=100\text{cm}$)

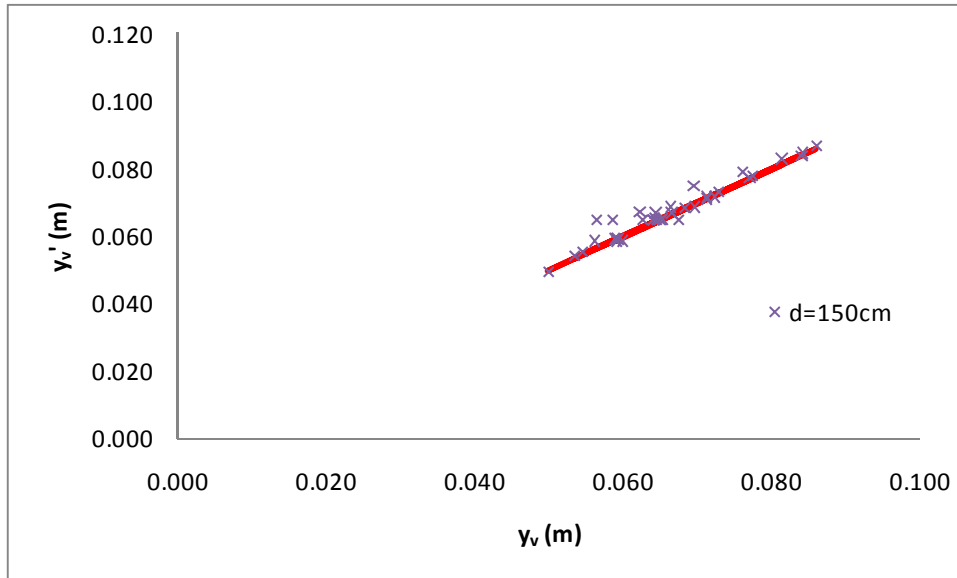


Figura 64 - Confronto tra y'_v di ciascuna singola prova e y_v ($d=150\text{cm}$)

Gli scostamenti medi tra i valori di ciascuna prova e i valori medi è del 1% per il tirante caratteristico e per il tirante di monte, mentre è del 4%, 3% e 2% per il tirante di valle, rispettivamente riferito a una distanza di 50, 100 e 150 cm dal salto.

Nella Figura 65 e nella Figura 66 è riportato l'andamento di Y_c in funzione, rispettivamente, delle portate, Q , e delle pendenze, i , per le diverse altezze di gradino.

Nell'Allegato A, sono riportati due grafici per ciascuna prova: nel primo vi sono le letture della singola prova e il profilo medio ricostruito; nel secondo, il profilo medio è confrontato con il tirante caratteristico e il tirante critico. Si può osservare come le letture dei singoli piezometri si discostano significativamente dal profilo medio ricostruito solo in prossimità del salto, a dimostrazione del raggiungimento della condizione di moto uniforme. Inoltre, è possibile osservare come tutte le prove avvengano in regime di corrente veloce.

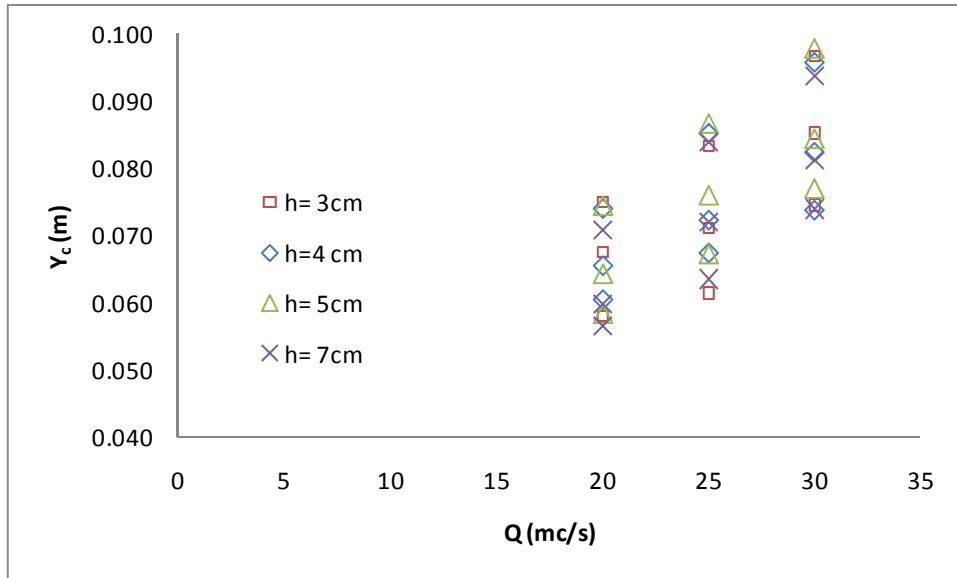


Figura 65 - Andamento di Y_c in funzione di Q

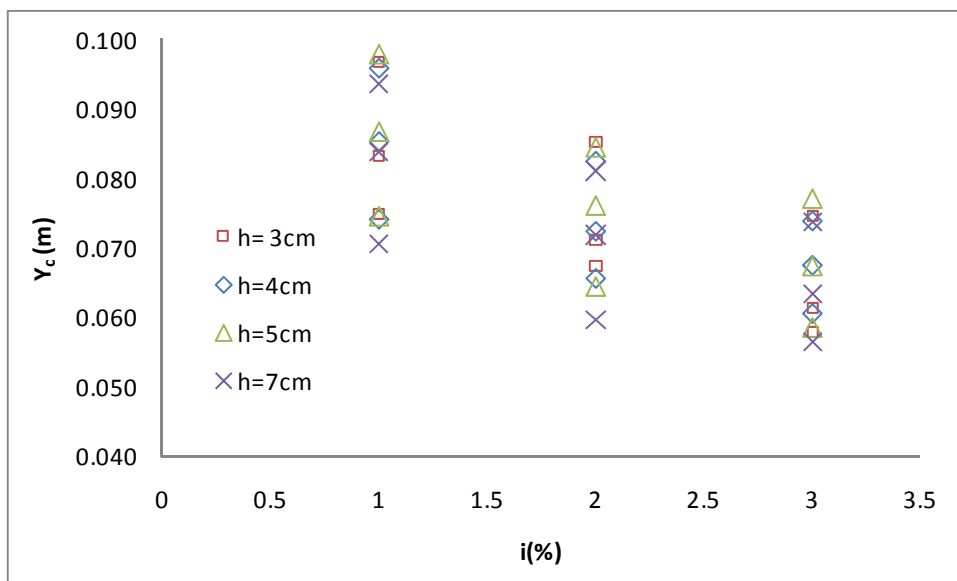


Figura 66 - Andamento di Y_c in funzione di i

Una volta ricostruito il profilo, si è passati a determinare la velocità media caratteristica della prova, U_c , calcolata come rapporto tra la portata, Q , misurata e la superficie trasversale A_c , calcolata a partire da Y_c :

$$U_c = \frac{Q}{A_c} \quad (127)$$

U_c è stata poi confrontata con la velocità, U_p , ricavata dal rapporto tra la lunghezza del canale L e il tempo di percorrenza, t_p , ottenuto a sua volta come somma dei tempi di percorrenza, t_i , riferiti a un singolo piezometro:

$$U_p = \frac{L}{t_p} \quad (128)$$

Il tempo di percorrenza, t_i , relativo al singolo piezometro è calcolato come rapporto tra l'area d'influenza, L_i , dell' i -esimo piezometro e il prodotto tra b e la velocità, U_i , a sua volta calcolata come rapporto tra la portata Q e la superficie trasversale, A_i , riferita a ciascun piezometro. L'area di influenza, L_i , già definita nel precedente capitolo, è calcolata come prodotto tra la somma della semidistanza parziale a destra e a sinistra dei piezometri e la larghezza del canale, b .

Il confronto tra le due velocità, U_c e U_p , è riportato in Figura 67.

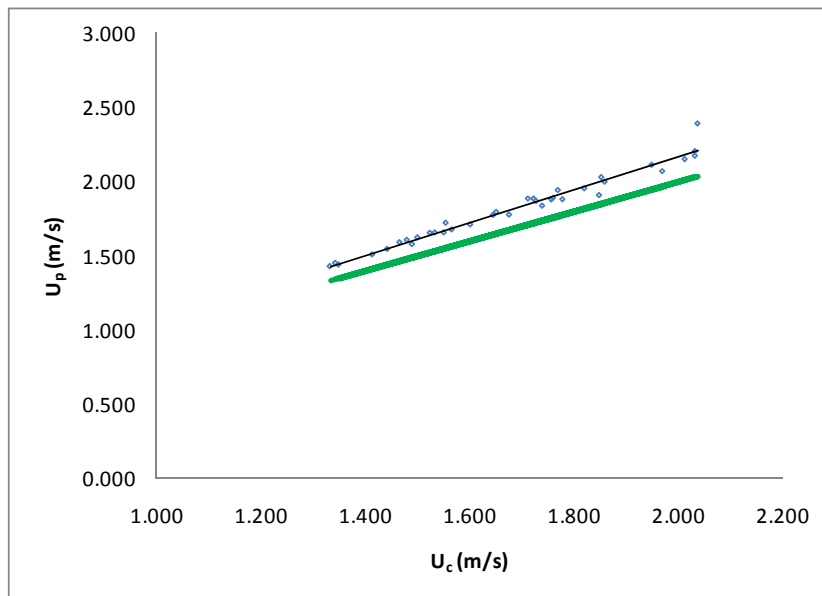


Figura 67 - Confronto fra le velocità U_c e U_p

Dalla Figura 67 possibile osservare come U_p risulti sempre più alta di U_c e, in particolare, lo scostamento tende ad aumentare con il crescere della velocità, confermando che l'influenza del salto si risente maggiormente, a parità di portata, per tiranti idrici più bassi.

Noti i valori del tirante Y_c e della velocità U_c caratteristici della prova, si è passati al calcolo delle altre grandezze idrauliche. Per la sezione rettangolare, si ha:

✓ perimetro bagnato, $P_c = b + 2 \cdot Y_c$ (m);

✓ raggio idraulico, $R_f = f \cdot \frac{A_c}{P_c}$ (m);

✓ tirante critico $k = \sqrt[3]{\frac{Q^2}{g \cdot b^2}}$ (m).

✓ energia cinetica, $E_k = \frac{U_c^2}{2g}$ (m);

✓ velocità d'attrito, $u^* = \sqrt{\frac{\tau}{\rho}} = \sqrt{\frac{\gamma \cdot R_f \cdot i}{\rho}}$ (m/s);

in cui τ è la tensione tangenziale (kPa).

Per determinare $f(-)$, fattore di forma utilizzato per la stima di R_f , si fa riferimento agli studi di Marchi (Ghetti, 1995), che forniscono (Tabella 6) il valore di f per diversi valori del rapporto $\left(\frac{B}{h}\right)$ da cui è possibile costruire una legge di variazione di f attraverso una curva polinomiale del secondo ordine (Figura 68).

Tabella 6-Valori di f forniti da Marchi (Ghetti,1995)

$\left(\frac{B}{h}\right)$	(f)
(-)	(-)
2	0.95
0.666667	0.9
6	0.8

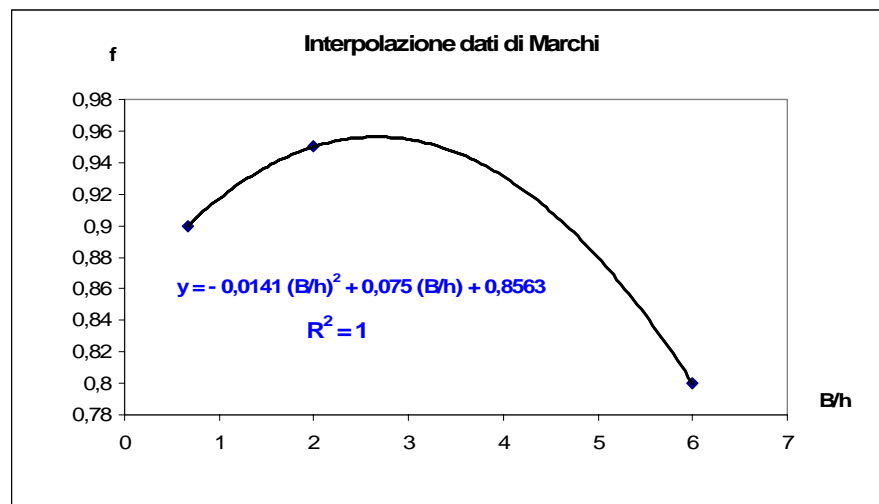


Figura 68 : Curva di interpolazione del fattore di forma, f , ottenuta a partire dai dati di Marchi (Ghetti, 1995)

Quindi, si sono calcolati i numeri adimensionali caratteristici del moto:

- ✓ numero di Froude $F_r = \frac{U_c}{\sqrt{g \cdot Y_c}}$,
- ✓ numero di Reynolds $Re = \frac{4 \cdot U_c \cdot R_f}{\nu}$,
- ✓ numero di Vedernikov $Ve = n \cdot \gamma_v \cdot F_r$, in cui $n = 2/3$ e γ_v è il parametro di forma della sezione che vale 0.6 per sezione rettangolare con $b = 3Y$.

Dai numeri adimensionali ricavati è possibile classificare la corrente idrica. Utilizzando il numero di Froude è possibile suddividere il regime della corrente in lento, critico e veloce, rispettivamente per $Fr < 1$, $Fr = 1$ e $Fr > 1$. Attraverso Re è, invece, possibile suddividere il regime di moto in laminare, di transizione e turbolento. In particolare, utilizzando $Re' = Re/4$ si ha:

- moto laminare per $Re' < 500$
- moto di transizione se $500 < Re' < 2000$
- moto assolutamente turbolento se $Re > 2000$.

Ve rappresenta, invece, una condizione di stabilità del moto uniforme, stabile se $Ve < 1$.

Un'ulteriore classificazione può essere fatta considerando che il moto avvenga in pareti lisce, in regime di transizione o in pareti scabre. A questo scopo si è determinato l'indice di resistenza (friction factor) λ (-), ricavato attraverso la seguente relazione:

$$\frac{U}{u^*} = \sqrt{\frac{8}{\lambda}} \quad (129)$$

Al fine di caratterizzare le prove identificando il regime di moto in cui si svolgono, sono stati collocati i punti di coordinate $(Re' - \lambda)$ sull'abaco di Moody, modificato da Yen (1992) per canali a pelo libero (Figura 69 - Figura 72). Si riportano nelle seguenti Tabelle (Tabella 7 - Tabella 10) le grandezze idrauliche calcolate. Come si può notare, punti rappresentativi delle prove svolte con $i=1\%$ ricadono nella zona dei tubi lisci, mentre gli altri ricadono nella zona di regime turbolento.

Tabella 7 - Grandezze idrauliche (h=3 cm)

Prova	Q	i	b	Y _c	A _c	V _c	P _c	R	Rf	k	u*	Ek	Re	Fr	λ	Ve
	[l/s]	[-]	[m]	[m]	[m ²]	[m/s]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m/s]	[m]	[-]	[-]	[-]	[-]
R_i1_q20_h3	20	0.01	0.2	0.075	0.015	1.33	0.350	0.043	0.041	0.101	0.063	0.091	4.30E+04	1.555	0.018	0.622
R_i2_q20_h3	20	0.02	0.2	0.068	0.014	1.48	0.335	0.040	0.038	0.101	0.087	0.112	4.49E+04	1.820	0.028	0.728
R_i3_q20_h3	20	0.03	0.2	0.058	0.012	1.72	0.316	0.037	0.035	0.101	0.101	0.151	4.72E+04	2.285	0.028	0.914
R_i1_q25_h3	25	0.01	0.2	0.083	0.017	1.50	0.367	0.045	0.043	0.117	0.065	0.115	5.13E+04	1.661	0.015	0.664
R_i2_q25_h3	25	0.02	0.2	0.071	0.014	1.76	0.342	0.042	0.040	0.117	0.088	0.157	5.50E+04	2.104	0.020	0.841
R_i3_q25_h3	25	0.03	0.2	0.061	0.012	2.04	0.323	0.038	0.036	0.117	0.103	0.211	5.80E+04	2.625	0.021	1.050
R_i1_q30_h3	30	0.01	0.2	0.097	0.019	1.55	0.393	0.049	0.047	0.132	0.068	0.123	5.71E+04	1.593	0.015	0.637
R_i2_q30_h3	30	0.02	0.2	0.085	0.017	1.76	0.370	0.046	0.044	0.132	0.093	0.158	6.09E+04	1.926	0.022	0.770
R_i3_q30_h3	30	0.03	0.2	0.075	0.015	2.01	0.349	0.043	0.041	0.132	0.110	0.206	6.47E+04	2.353	0.024	0.941

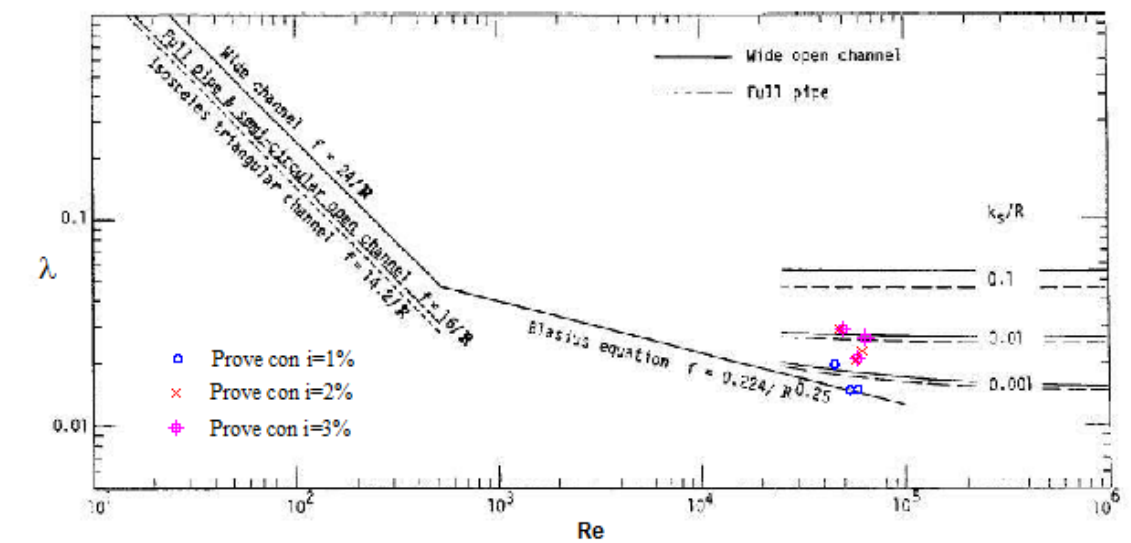


Figura 69 - Disposizione delle prove con h=3 sull'abaco di Yen

Tabella 8 - Grandezze idrauliche (h=4 cm)

Prova	Q	i	b	Y _c	A _c	V _c	P _c	R	Rf	k	u*	Ek	Re	Fr	λ	Ve
	[l/s]	[-]	[m]	[m]	[m ²]	[m/s]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m/s]	[m]	[-]	[-]	[-]	[-]
R_i1_q20_h4	20	0.01	0.2	0.074	0.015	1.35	0.348	0.043	0.041	0.101	0.063	0.093	4.32E+04	1.584	0.018	0.058
R_i2_q20_h4	20	0.02	0.2	0.066	0.013	1.52	0.331	0.040	0.038	0.101	0.086	0.119	4.54E+04	1.901	0.025	0.069
R_i3_q20_h4	20	0.03	0.2	0.061	0.012	1.65	0.321	0.038	0.036	0.101	0.103	0.139	4.66E+04	2.143	0.031	0.078
R_i1_q25_h4	25	0.01	0.2	0.085	0.017	1.47	0.370	0.046	0.044	0.117	0.066	0.110	5.07E+04	1.604	0.016	0.058
R_i2_q25_h4	25	0.02	0.2	0.072	0.014	1.73	0.345	0.042	0.040	0.117	0.089	0.152	5.46E+04	2.051	0.021	0.075
R_i3_q25_h4	25	0.03	0.2	0.067	0.013	1.85	0.335	0.040	0.038	0.117	0.106	0.175	5.61E+04	2.278	0.026	0.083
R_i1_q30_h4	30	0.01	0.2	0.096	0.019	1.57	0.391	0.049	0.047	0.132	0.068	0.125	5.74E+04	1.617	0.015	0.059
R_i2_q30_h4	30	0.02	0.2	0.082	0.016	1.82	0.365	0.045	0.043	0.132	0.092	0.169	6.18E+04	2.025	0.020	0.074
R_i3_q30_h4	30	0.03	0.2	0.074	0.015	2.03	0.348	0.042	0.041	0.132	0.109	0.210	6.50E+04	2.388	0.023	0.087

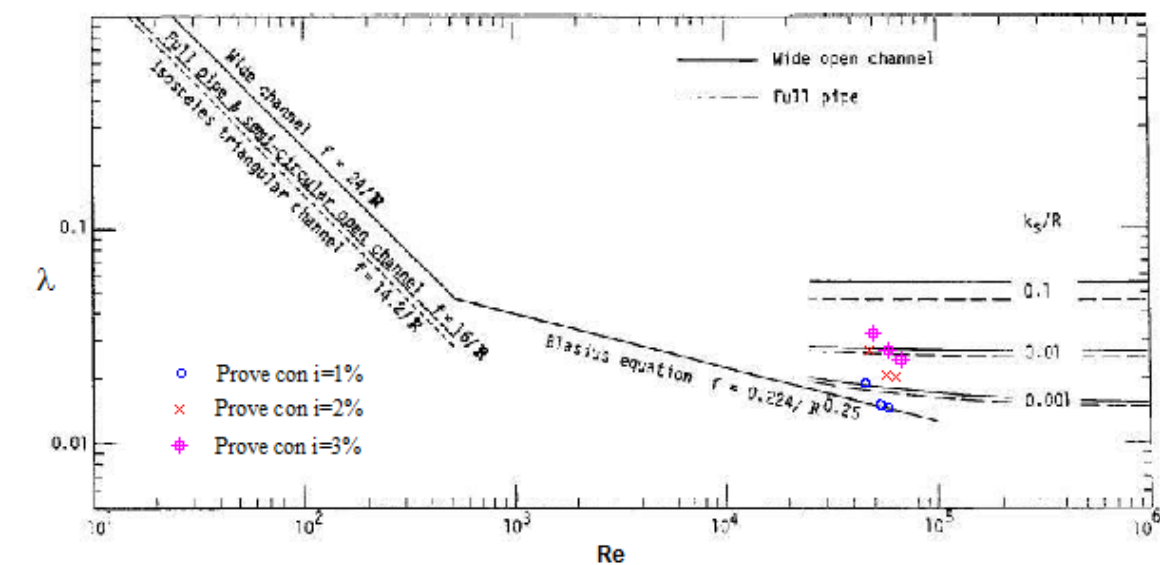


Figura 70 - Disposizione delle prove con h=4 sull'abaco di Yen

Tabella 9 - Grandezze idrauliche (h=5 cm)

Prova	Q	i	b	Y _c	A _c	V _c	P _c	R	Rf	k	u*	Ek	Re	Fr	λ	Ve
	[l/s]	[-]	[m]	[m]	[m ²]	[m/s]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m/s]	[m]	[-]	[-]	[-]	[-]
R_i1_q20_h5	20	0.01	0.2	0.074	0.015	1.34	0.349	0.043	0.041	0.101	0.063	0.092	4.32E+04	1.573	0.018	0.629
R_i2_q20_h5	20	0.02	0.2	0.064	0.013	1.56	0.329	0.039	0.037	0.101	0.086	0.123	4.57E+04	1.958	0.024	0.783
R_i3_q20_h5	20	0.03	0.2	0.058	0.012	1.71	0.317	0.037	0.035	0.101	0.101	0.149	4.71E+04	2.263	0.028	0.905
R_i1_q25_h5	25	0.01	0.2	0.087	0.017	1.44	0.373	0.046	0.044	0.117	0.066	0.106	5.03E+04	1.566	0.017	0.626
R_i2_q25_h5	25	0.02	0.2	0.076	0.015	1.65	0.352	0.043	0.041	0.117	0.090	0.138	5.35E+04	1.906	0.024	0.763
R_i3_q25_h5	25	0.03	0.2	0.067	0.013	1.86	0.334	0.040	0.038	0.117	0.106	0.176	5.62E+04	2.289	0.026	0.916
R_i1_q30_h5	30	0.01	0.2	0.098	0.020	1.53	0.395	0.049	0.047	0.132	0.068	0.120	5.68E+04	1.567	0.016	0.627
R_i2_q30_h5	30	0.02	0.2	0.084	0.017	1.78	0.369	0.046	0.044	0.132	0.093	0.161	6.12E+04	1.956	0.022	0.782
R_i3_q30_h5	30	0.03	0.2	0.077	0.015	1.95	0.354	0.043	0.042	0.132	0.111	0.194	6.38E+04	2.244	0.026	0.897

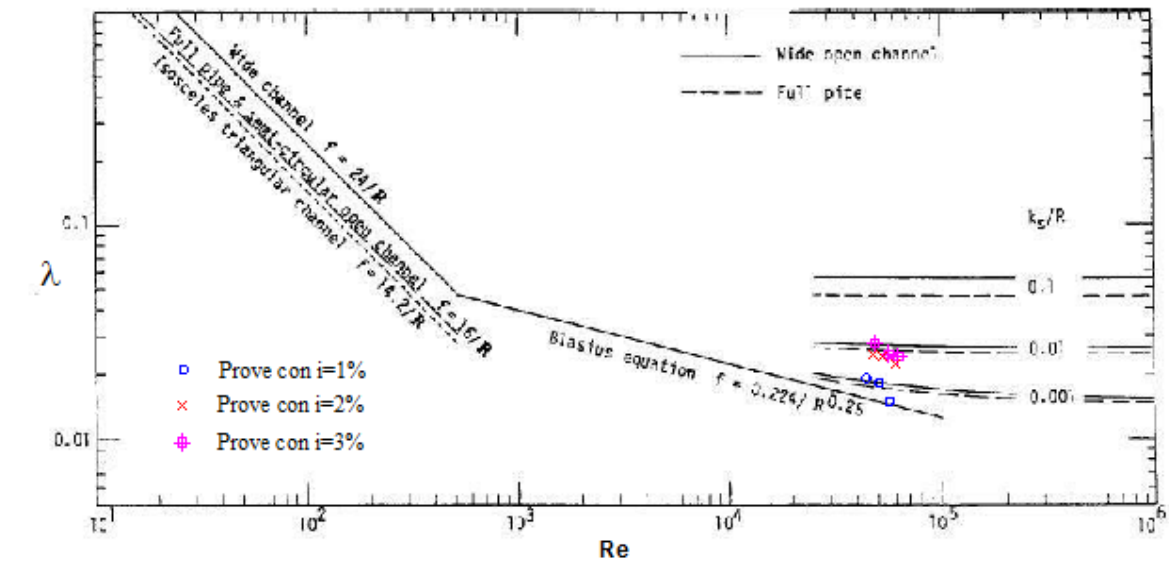


Figura 71 - Disposizione delle prove con h=5 sull'abaco di Yen

Tabella 10 - Grandezze idrauliche (h=7 cm)

Prova	Q	i	b	Y _c	A _c	V _c	P _c	R	Rf	k	u*	Ek	Re	Fr	λ	Ve
	[l/s]	[-]	[m]	[m]	[m ²]	[m/s]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m/s]	[m]	[-]	[-]	[-]	[-]
R_i1_q20_h7	20	0.01	0.2	0.071	0.014	1.41	0.341	0.041	0.040	0.101	0.062	0.102	4.41E+04	1.699	0.016	0.680
R_i2_q20_h7	20	0.02	0.2	0.060	0.012	1.68	0.319	0.037	0.035	0.101	0.083	0.143	4.68E+04	2.192	0.020	0.877
R_i3_q20_h7	20	0.03	0.2	0.057	0.011	1.77	0.313	0.036	0.034	0.101	0.100	0.160	4.75E+04	2.377	0.026	0.951
R_i1_q25_h7	25	0.01	0.2	0.084	0.017	1.49	0.368	0.046	0.044	0.117	0.065	0.113	5.11E+04	1.644	0.015	0.657
R_i2_q25_h7	25	0.02	0.2	0.072	0.014	1.74	0.344	0.042	0.040	0.117	0.089	0.154	5.47E+04	2.072	0.021	0.829
R_i3_q25_h7	25	0.03	0.2	0.063	0.013	1.97	0.327	0.039	0.037	0.117	0.104	0.198	5.74E+04	2.496	0.022	0.998
R_i1_q30_h7	30	0.01	0.2	0.094	0.019	1.60	0.387	0.048	0.046	0.132	0.067	0.131	5.81E+04	1.672	0.014	0.669
R_i2_q30_h7	30	0.02	0.2	0.081	0.016	1.85	0.362	0.045	0.043	0.132	0.092	0.174	6.23E+04	2.072	0.020	0.829
R_i3_q30_h7	30	0.03	0.2	0.074	0.015	2.03	0.348	0.042	0.041	0.132	0.109	0.210	6.50E+04	2.388	0.023	0.955

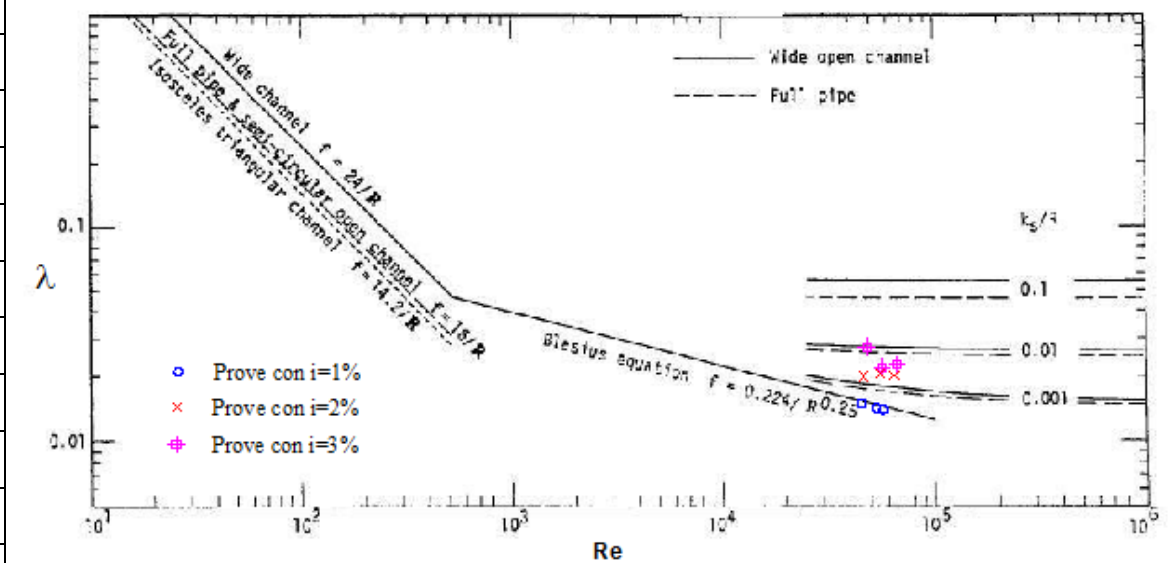


Figura 72 - Disposizione delle prove con h=7 sull'abaco di Yen

La scabrezza relativa ed equivalente in sabbia, ε [L], è stata calcolata utilizzando la seguente relazione:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = -K_1 \log \left(\frac{\varepsilon}{K_2 R_H} + \frac{K_3}{4 \text{Re} \sqrt{\lambda}} \right) \quad (130)$$

in cui i parametri K_1 , K_2 e K_3 sono indicati in Tabella 11 e assumono diversi valori, a seconda degli Autori che li hanno proposti e della tipologia di sezione di deflusso. In questa sede si è fatto riferimento ai coefficienti di Reinius (riga 9). Applicando la (130), il valore di ε , ricavato per le prove caratterizzate da una pendenza $i=1\%$, è prossimo allo zero.

Tabella 11: Coefficienti della formula di Yen (Yen, 2002)

	Geometria del canale	Autori	K_1	K_2	K_3	Note
1	Canale circolare in pressione	Colebrook 1939	2	14.83	2.52	
2	Canale largo	Keulegan 1938	2.03	11.09	3.41	
3	Canale largo	Rouse 1946	2.03	10.95	1.7	
4	Canale largo	Thijsse 1949	2.03	12.2	3.033	
5	Canale largo	Sayre and Albertson 1961	2.14	8.888	7.17	
6	Canale largo	Henderson 1966	2	12	2.5	
7	Canale largo	Graf 1971	2	12.9	2.77	
8	Canale largo	Reinius 1961	2	12.4	3.4	
9	Canale rettangolare	Reinius 1961	2	14.4	2.9	B/h = 4
10	Canale rettangolare	Reinius 1961	2	14.8	2.8	B/h = 2
11	Canale rettangolare	Zegzhda 1938	2	11.55	0	Sabbia addensata

Una ulteriore verifica nei riguardi del regime di moto delle prove è stata effettuata attraverso il calcolo del numero di Reynolds d'attrito, Re^* :

$$Re^* = \frac{\varepsilon u^*}{\nu}$$

in cui u^* è la già definita velocità d'attrito e ν è la viscosità cinematica dell'acqua. Com'è noto, il moto turbolento è pienamente sviluppato se $Re^* > 70$, è di transizione se $5 < Re^* < 70$, avviene, invece, in tubi lisci se $Re^* < 5$. Come si può osservare dalla Tabella 12, le prove caratterizzate da $i=1\%$ hanno un regime di moto in pareti lisce, mentre le restanti prove hanno un regime di moto di transizione.

Tabella 12 - Caratterizzazione del moto

Prova	Y_c	R_f	u^*	Re'	λ	ε	Re^*
	[m]	[m]	[m/s]	[-]	[-]	[m]	[-]
R_i1_q20_h3	0.075	0.041	0.063	4.30E+04	0.018	4.1E-05	2.02
R_i2_q20_h3	0.068	0.038	0.087	4.49E+04	0.028	5.1E-04	34.66
R_i3_q20_h3	0.058	0.035	0.101	4.72E+04	0.028	4.7E-04	37.12
R_i1_q25_h3	0.083	0.043	0.065	5.13E+04	0.015	4.5E-07	0.02
R_i2_q25_h3	0.071	0.040	0.088	5.50E+04	0.020	1.3E-04	8.74
R_i3_q25_h3	0.061	0.036	0.103	5.80E+04	0.021	1.3E-04	10.50
R_i1_q30_h3	0.097	0.047	0.068	5.71E+04	0.015	1.5E-07	0.01
R_i2_q30_h3	0.085	0.044	0.093	6.09E+04	0.022	2.4E-04	17.61
R_i3_q30_h3	0.075	0.041	0.110	6.47E+04	0.024	3.0E-04	26.30
R_i1_q20_h4	0.074	0.041	0.063	4.32E+04	0.018	2.4E-05	1.21
R_i2_q20_h4	0.066	0.038	0.086	4.54E+04	0.025	3.6E-04	24.70
R_i3_q20_h4	0.061	0.036	0.103	4.66E+04	0.031	7.3E-04	59.06
R_i1_q25_h4	0.085	0.044	0.066	5.07E+04	0.016	1.0E-08	0.00
R_i2_q25_h4	0.072	0.040	0.089	5.46E+04	0.021	1.6E-04	11.35
R_i3_q25_h4	0.067	0.038	0.106	5.61E+04	0.026	4.4E-04	36.67
R_i1_q30_h4	0.096	0.047	0.068	5.74E+04	0.015	2.8E-07	0.02

R_i2_q30_h4	0.082	0.043	0.092	6.18E+04	0.020	1.5E-04	11.13
R_i3_q30_h4	0.074	0.041	0.109	6.50E+04	0.023	2.7E-04	23.35
R_i1_q20_h5	0.074	0.041	0.063	4.32E+04	0.018	3.0E-05	1.50
R_i2_q20_h5	0.064	0.037	0.086	4.57E+04	0.024	2.9E-04	19.32
R_i3_q20_h5	0.058	0.035	0.101	4.71E+04	0.028	5.0E-04	39.90
R_i1_q25_h5	0.087	0.044	0.066	5.03E+04	0.017	1.5E-05	0.80
R_i2_q25_h5	0.076	0.041	0.090	5.35E+04	0.024	3.1E-04	21.90
R_i3_q25_h5	0.067	0.038	0.106	5.62E+04	0.026	4.2E-04	35.27
R_i1_q30_h5	0.098	0.047	0.068	5.68E+04	0.016	1.0E-08	0.00
R_i2_q30_h5	0.084	0.044	0.093	6.12E+04	0.022	2.1E-04	15.42
R_i3_q30_h5	0.077	0.042	0.111	6.38E+04	0.026	4.4E-04	37.94
R_i1_q20_h7	0.071	0.040	0.062	4.41E+04	0.016	1.0E-08	0.00
R_i2_q20_h7	0.060	0.035	0.083	4.68E+04	0.020	9.1E-05	6.00
R_i3_q20_h7	0.057	0.034	0.100	4.75E+04	0.026	3.4E-04	27.04
R_i1_q25_h7	0.084	0.044	0.065	5.11E+04	0.015	3.0E-07	0.02
R_i2_q25_h7	0.072	0.040	0.089	5.47E+04	0.021	1.5E-04	10.25
R_i3_q25_h7	0.063	0.037	0.104	5.74E+04	0.022	2.1E-04	17.27
R_i1_q30_h7	0.094	0.046	0.067	5.81E+04	0.014	6.3E-07	0.03
R_i2_q30_h7	0.081	0.043	0.092	6.23E+04	0.020	1.2E-04	8.77
R_i3_q30_h7	0.074	0.041	0.109	6.50E+04	0.023	2.7E-04	23.39

E' stato, infine, calcolato il tempo di ricircolo, t_{ric} , ovvero il tempo impiegato da un volume fluido elementare a percorrere un giro completo del circuito chiuso dell'apparato sperimentale. Il tempo t_{ric} può essere considerato somma di tre tempi. Il primo è rappresentato dal tempo di percorrenza del volume elementare del canale a pelo libero, il cui valore, t_p , è stato precedentemente misurato per il calcolo della velocità media. Il secondo, t_{cond} , è il tempo impiegato dal volume per attraversare la condotta in pressione. Il

terzo, t_{cass} , è il tempo di permanenza del volume elementare nei cassoni. Per valutare t_{cond} si è divisa la condotta in tre tratti distinti: il primo, di diametro $D = 100$ mm e di lunghezza 2.5 m, che va dal cassone di valle sino alla pompa; il secondo, di lunghezza 12 m e diametro $D = 125$ mm, che va dall'uscita della pompa fino al tubo di raccordo in PeaD della condotta con il cassone di monte; il terzo è rappresentato dal tubo di raccordo in PeaD, di diametro $D=100$ mm e lunghezza 1.5 m. È, quindi, possibile calcolare il tempo impiegato a percorrere i tre tratti come rapporto tra il volume d'acqua, prodotto dell'area della sezione per la lunghezza del tratto, e la portata della prova. Il t_{cass} si valuta come rapporto tra il volume contenuto nei cassoni, funzione del tirante che si genera nel canale, e la portata.

Sommando, infine, i tre tempi impiegati per percorrere la condotta in pressione, si arriva alla determinazione di t_{ric} . Si riportano di seguito, nelle Tabella 13 - Tabella 15, i calcoli effettuati per le prove con altezza del gradino rispettivamente di 3, 4 e 5cm.

Tabella 13 - Tempi di ricircolo ($h=3$ cm)

Prova	Q	i	b	Y_c	A_c	t_p	t_{cass}	t_{cond}	t_{ric}
	[l/s]	[-]	[m]	[m]	[m ²]	[s]	[s]	[s]	[s]
R_i1_q20_h3	20	0.01	0.2	0.071	0.014	9.2	31.8	8.93	49.9
R_i2_q20_h3	20	0.02	0.2	0.069	0.014	7.8	31.5	8.93	48.2
R_i3_q20_h3	20	0.03	0.2	0.057	0.011	7.1	29.5	8.93	45.5
R_i1_q25_h3	25	0.01	0.2	0.084	0.017	8.5	27.0	7.14	42.7
R_i2_q25_h3	25	0.02	0.2	0.074	0.015	7.2	25.8	7.14	40.1
R_i3_q25_h3	25	0.03	0.2	0.068	0.014	6.5	25.0	7.14	38.7
R_i1_q30_h3	30	0.01	0.2	0.096	0.019	8.2	23.8	5.95	38.0
R_i2_q30_h3	30	0.02	0.2	0.086	0.017	7.0	22.8	5.95	35.7
R_i3_q30_h3	30	0.03	0.2	0.075	0.015	6.2	21.6	5.95	33.8

Tabella 14 - Tempi di ricircolo ($h=4$ cm)

Prova	Q	i	b	Y _c	A _c	t _p	t _{cass}	t _{cond}	t _{ric}
	[l/s]	[-]	[m]	[m]	[m ²]	[s]	[s]	[s]	[s]
R_i1_q20_h4	20	0.01	0.2	0.071	0.014	9.5	31.8	8.93	50.2
R_i2_q20_h4	20	0.02	0.2	0.061	0.012	8.2	30.1	8.93	47.3
R_i3_q20_h4	20	0.03	0.2	0.054	0.011	7.4	29.2	8.93	45.5
R_i1_q25_h4	25	0.01	0.2	0.084	0.017	8.9	27.1	7.14	43.1
R_i2_q25_h4	25	0.02	0.2	0.069	0.014	7.6	25.2	7.14	40.0
R_i3_q25_h4	25	0.03	0.2	0.063	0.013	6.9	24.4	7.14	38.5
R_i1_q30_h4	30	0.01	0.2	0.094	0.019	8.5	23.6	5.95	38.1
R_i2_q30_h4	30	0.02	0.2	0.080	0.016	7.3	22.2	5.95	35.5
R_i3_q30_h4	30	0.03	0.2	0.071	0.014	6.6	21.2	5.95	33.7

Tabella 15 - Tempi di ricircolo ($h=5$ cm)

Prova	Q	i	b	Y _c	A _c	t _p	t _{cass}	t _{cond}	t _{ric}
	[l/s]	[-]	[m]	[m]	[m ²]	[s]	[s]	[s]	[s]
R_i1_q20_h5	20	0.01	0.2	0.074	0.015	10.4	32.2	8.93	51.5
R_i2_q20_h5	20	0.02	0.2	0.063	0.013	8.7	30.5	8.93	48.2
R_i3_q20_h5	20	0.03	0.2	0.058	0.012	7.9	29.7	8.93	46.5
R_i1_q25_h5	25	0.01	0.2	0.086	0.017	9.8	27.3	7.14	44.2
R_i2_q25_h5	25	0.02	0.2	0.075	0.015	8.4	26.0	7.14	41.6
R_i3_q25_h5	25	0.03	0.2	0.067	0.013	7.6	25.0	7.14	39.7
R_i1_q30_h5	30	0.01	0.2	0.097	0.019	9.1	24.0	5.95	39.0
R_i2_q30_h5	30	0.02	0.2	0.084	0.017	8.0	22.5	5.95	36.6
R_i3_q30_h5	30	0.03	0.2	0.077	0.015	7.2	21.8	5.95	34.9

Tabella 16 - Tempi di ricircolo ($h=7\text{cm}$)

Prova	Q	i	b	Y_c	A	t_p	t_p osservato	t_{cass}	t_{cond}	t_{ric}	t_{ric} osservato
	[l/s]	[-]	[m]	[m]	[m ²]	[s]	[s]	[s]	[s]	[s]	[s]
R_i1_q20_h7	20	0.01	0.2	0.074	0.015	10.2	11.0	32.2	8.93	51.3	45.0
R_i2_q20_h7	20	0.02	0.2	0.060	0.012	8.5	10.0	30.1	8.93	47.5	42.0
R_i3_q20_h7	20	0.03	0.2	0.056	0.011	7.7	8.0	29.5	8.93	46.1	40.0
R_i1_q25_h7	25	0.01	0.2	0.084	0.017	9.6	11.0	27.1	7.14	43.8	43.0
R_i2_q25_h7	25	0.02	0.2	0.072	0.014	8.2	9.0	25.5	7.14	40.9	38.0
R_i3_q25_h7	25	0.03	0.2	0.064	0.013	7.3	8.0	24.5	7.14	38.9	36.0
R_i1_q30_h7	30	0.01	0.2	0.095	0.019	8.8	9.0	23.7	5.95	38.4	38.0
R_i2_q30_h7	30	0.02	0.2	0.080	0.016	7.6	8.0	22.1	5.95	35.7	36.0
R_i3_q30_h7	30	0.03	0.2	0.075	0.015	7.0	7.0	21.6	5.95	34.5	35.0

5.2. ELABORAZIONE DELLE PROVE BIANCHE

Per ciascuna prova bianca, sono state ricavate due tipologie di grafici: uno riporta l'andamento della temperatura e dell'ossigeno disciolto nel tempo t (Figura 73), l'altro riporta l'andamento, nel tempo, dell'ossigeno disciolto, OD , in funzione della temperatura T (Figura 74).

La costruzione di questi due tipi di grafici consente una migliore comprensione di come l'ossigeno disciolto e la temperatura evolvono nel tempo (Figura 73) e di come l'ossigeno disciolto sia influenzato dalla temperatura (Figura 74). In particolare, dal grafico di Figura 73 si evince come la temperatura abbia un andamento lineare rispetto al tempo, mentre l'ossigeno disciolto ha un andamento non lineare nella prima parte della prova, assumendo, però, in seguito un andamento lineare.

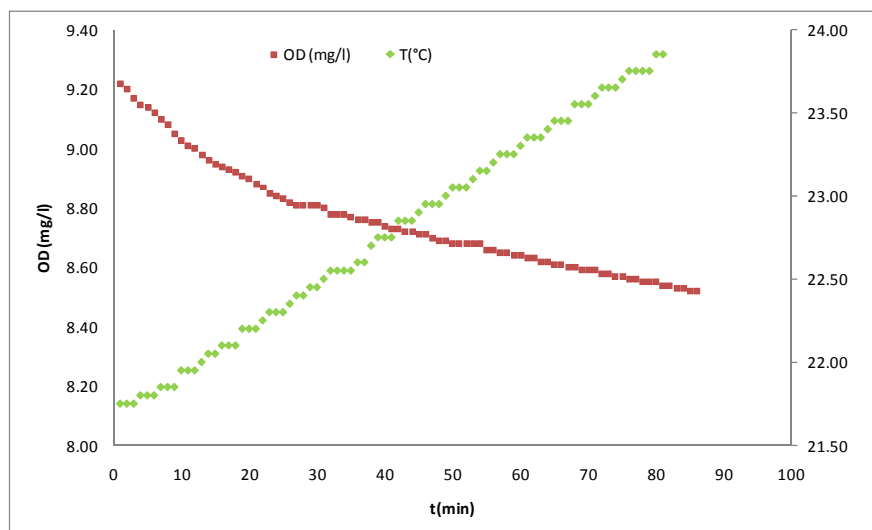


Figura 73 – Andamento di T e OD in funzione del tempo

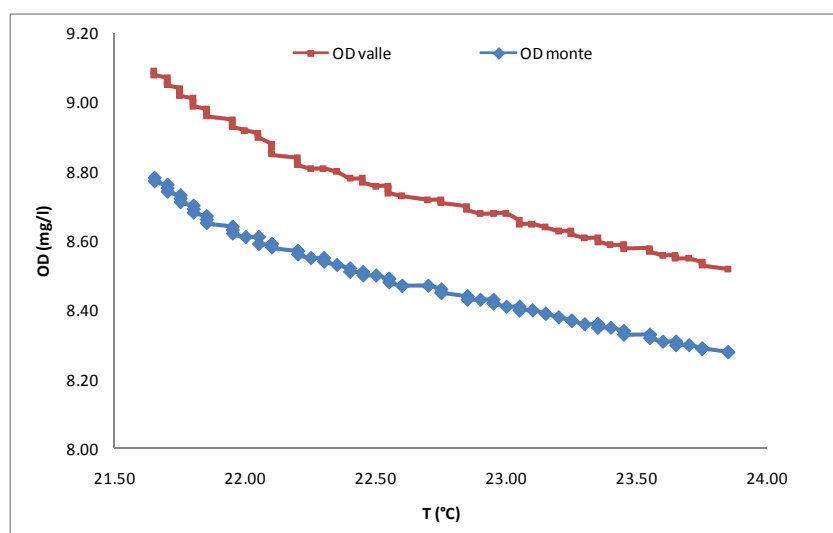


Figura 74 – Andamento dell'OD in funzione della temperatura

Tale comportamento, sia della temperatura, sia dell'ossigeno disciolto, è stato riscontrato in tutte le prove bianche: ciò ha portato alla suddivisione in due parti distinte dei dati relativi all'ossigeno disciolto, così come si può evidenziare dal grafico di Figura 75. Nello specifico, si ha una fase di avvio della durata di circa 30 – 35 minuti e una fase di regime, che arriva fino al termine della prova.

Medesimi risultati sono stati raggiunti nelle precedenti prove sperimentali. Lo scopo delle prove bianche è, come già evidenziato, quello di arrivare alla determinazione di una legge che consenta di determinare i valori dell'ossigeno a saturazione in funzione della temperatura.

L'elaborazione dei dati è avvenuta in maniera separata per i due ossimetri.

Il primo passo è stato posizionare in un grafico tutti i valori di ossigeno disciolto ricavati dalle varie prove in ordinata e le relative temperature in ascissa, allo scopo di valutare il grado di correlazione di questi due valori (Figura 76, Figura 77).

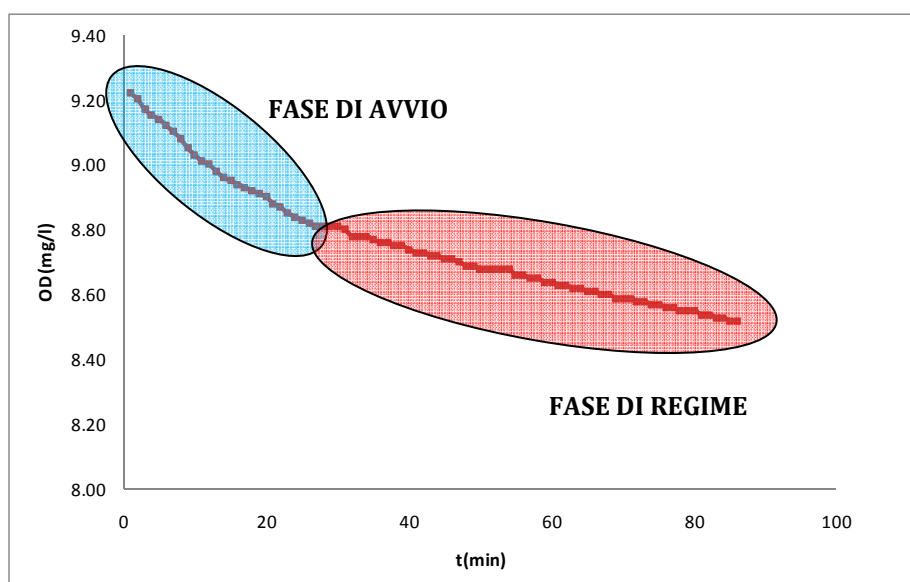


Figura 75 - *Suddivisione della prova bianca in due fasi*

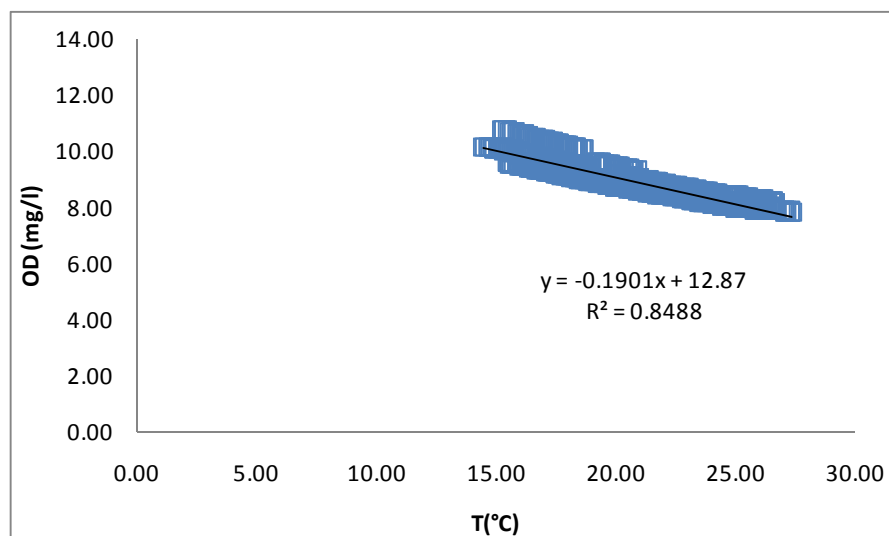


Figura 76- Andamento OD in funzione di T relativo all'ossimetro di monte

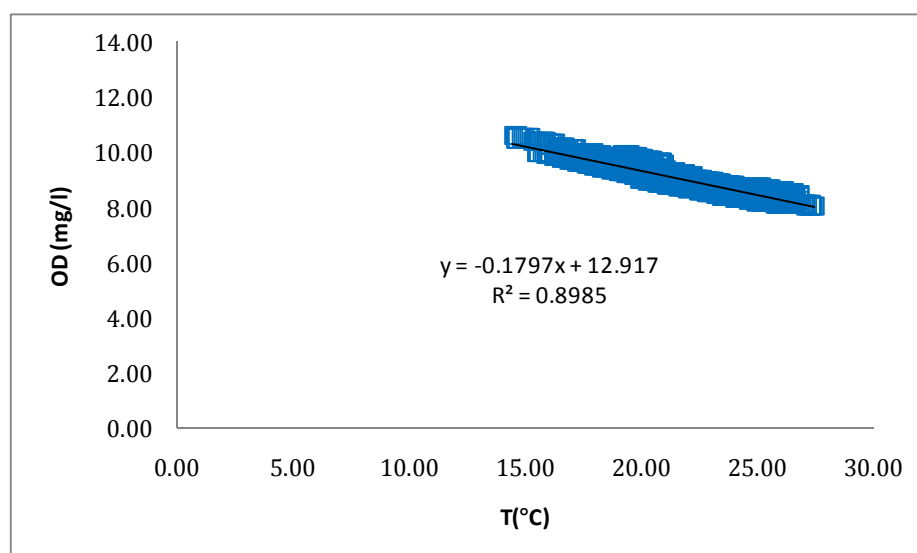


Figura 77- Andamento OD in funzione di T relativo all'ossimetro di valle

Sia per l'ossimetro di monte, sia per quello di valle sono state ricavate due relazioni: la (131) per l'ossimetro di monte, la (132) per l'ossimetro di valle.

$$OD = -0.1901T + 12.87 \quad \text{con } R^2 = 0.848 \quad (131)$$

$$OD = 0.1797T + 12.917 \quad \text{con } R^2 = 0.898 \quad (132)$$

In Figura 78 si sono sovrapposte la (131) e la (132), è possibile notare come le concentrazioni misurate all'ossimetro di valle siano sempre superiori a quelle misurate con l'ossimetro di monte.

Per il calcolo del deficit di ossigeno, DO , sia a monte sia a valle del salto, si è fatto riferimento alla relazione ricavata per l'ossimetro di monte.

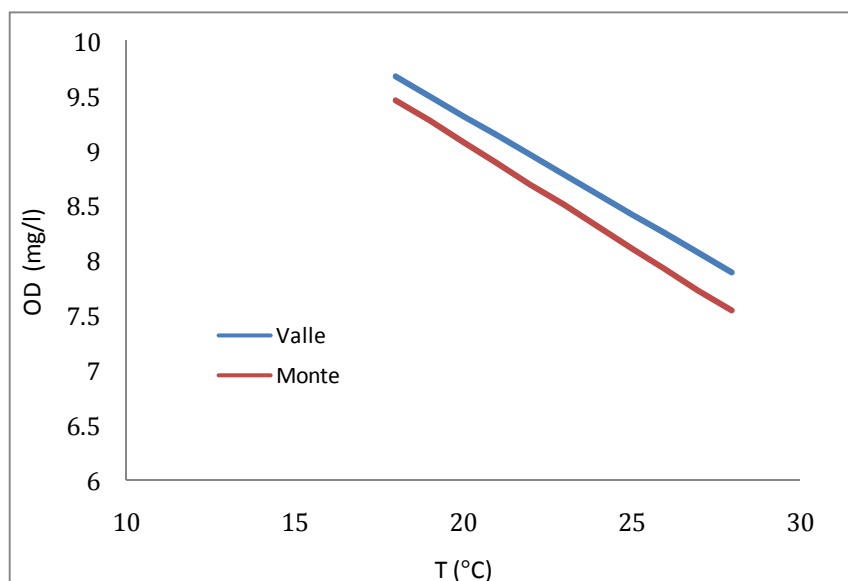


Figura 78 - Confronto tra le relazioni di valle e di monte

5.3. PROVE DI RIOSSIGENAZIONE

Le prove di riossigenazione sono state svolte per determinare l'efficienza del salto. Imponendo alla corrente una deossigenazione forzata e misurando la concentrazione di ossigeno nel tempo sia per la sezione di valle, sia per la sezione di monte, è stato possibile, inoltre, determinare il valore dei coefficienti di riossigenazione di monte, K_{rM} , e di valle, K_{rV} .

Anche in questo caso, avendo ripetuto ciascuna prova con uguali caratteristiche idrauliche, variando la distanza dell'ossimetro di valle, per ottenere un unico valore rappresentativo del coefficiente di riossigenazione di monte si è proceduto mediando i valori. In Figura 79, è riportato il

confronto tra il coefficiente di riossigenazione di ciascuna singola prova, K_{rM}' , e il valore mediato K_{rM} .

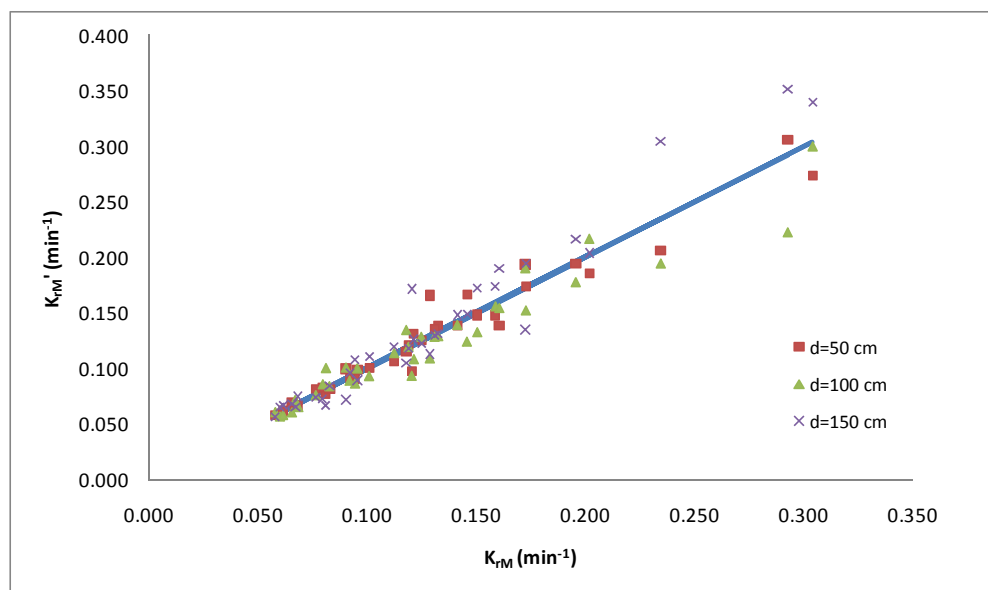


Figura 79- Confronto tra K_{rM}' di ciascuna singola prova e K_{rM}

Nella Tabella 17 vengono riportati i valori dei coefficienti di riossigenazione e dell'efficienza ricavati e riportati alla temperatura standard di 20 °C.

Tabella 17 - Tabella riassuntiva dei valori dei coefficienti di riossigenazione

	Q(l/s)	i	h	$K_{rM}(d^{-1})$	$K_{rV}(d^{-1})$			E (-)		
					50 cm	100 cm	150 cm	50 cm	100 cm	150 cm
Distanza dal salto										
R_i1_q20_h3	20	0.010	3	86.8	111.7	104.2	114.0	3.37%	3.57%	4.13%
R_i2_q20_h3	20	0.020	3	136.3	171.5	165.7	194.8	2.63%	3.20%	3.54%
R_i3_q20_h3	20	0.030	3	179.9	242.6	220.1	231.3	2.20%	2.35%	2.73%
R_i1_q25_h3	25	0.010	3	88.8	113.5	105.1	116.2	3.25%	3.44%	3.79%
R_i2_q25_h3	25	0.020	3	162.1	195.2	221.2	212.3	2.72%	3.04%	2.47%
R_i3_q25_h3	25	0.030	3	228.9	282.0	275.0	334.5	1.83%	2.10%	2.30%
R_i1_q30_h3	30	0.010	3	117.1	127.2	162.0	122.4	3.10%	3.39%	3.54%
R_i2_q30_h3	30	0.020	3	175.0	240.4	206.3	237.2	2.30%	2.78%	2.38%
R_i3_q30_h3	30	0.030	3	290.7	364.0	413.5	423.4	1.60%	2.10%	1.98%

R_i1_q20_h4	20	0.010	4	83.7	107.7	106.0	101.2	3.99%	4.15%	4.27%
R_i2_q20_h4	20	0.020	4	132.6	174.3	164.9	182.3	3.33%	3.34%	3.39%
R_i3_q20_h4	20	0.030	4	171.5	234.8	227.8	248.9	2.98%	2.90%	2.18%
R_i2_q25_h4	25	0.020	4	170.0	117.0	127.8	119.5	3.37%	3.54%	3.88%
R_i1_q25_h4	25	0.010	4	96.8	206.8	206.8	197.0	2.76%	2.85%	2.76%
R_i3_q25_h4	25	0.030	4	203.7	245.9	262.4	288.1	2.02%	2.40%	2.40%
R_i1_q30_h4	30	0.010	4	130.3	180.9	180.9	128.4	2.80%	3.48%	3.56%
R_i2_q30_h4	30	0.020	4	210.0	310.3	229.9	287.6	2.10%	2.94%	2.58%
R_i3_q30_h4	30	0.030	4	337.8	386.3	377.1	521.2	1.66%	2.04%	2.20%
R_i1_q20_h5	20	0.010	5	94.7	128.4	110.6	123.2	4.98%	5.30%	5.80%
R_i2_q20_h5	20	0.020	5	137.8	183.8	182.1	164.3	4.10%	4.60%	3.79%
R_i3_q20_h5	20	0.030	5	191.1	256.5	240.4	253.4	3.80%	4.10%	2.84%
R_i1_q25_h5	25	0.010	5	115.0	155.7	159.9	133.2	4.33%	4.87%	5.10%
R_i2_q25_h3	25	0.020	5	185.6	322.1	203.5	212.1	3.80%	3.98%	3.65%
R_i3_q25_h5	25	0.030	5	281.8	399.0	341.9	420.5	2.50%	3.40%	3.10%
R_i1_q30_h5	30	0.010	5	173.6	181.5	169.8	311.2	4.23%	4.64%	4.50%
R_i2_q30_h5	30	0.020	5	248.5	374.5	382.4	246.0	2.45%	2.65%	3.10%
R_i3_q30_h5	30	0.030	5	437.9	594.1	589.6	629.1	2.30%	2.86%	2.80%
R_i1_q20_h7	20	0.01	7	98.9	131.0	122.9	138.2	5.82%	5.98%	6.20%
R_i2_q20_h7	20	0.02	7	145.5	208.8	176.0	224.8	4.17%	4.44%	3.38%
R_i3_q20_h7	20	0.03	7	188.7	260.9	265.3	244.3	3.97%	4.05%	3.01%
R_i1_q25_h7	25	0.01	7	110.4	149.1	145.9	137.2	5.37%	5.68%	5.90%
R_i2_q25_h7	25	0.02	7	216.9	282.4	260.3	333.0	3.70%	3.97%	3.50%
R_i3_q25_h7	25	0.03	7	248.9	356.4	298.3	393.1	3.02%	3.70%	2.90%
R_i1_q30_h7	30	0.01	7	119.4	158.7	161.2	156.8	5.02%	5.26%	4.40%
R_i2_q30_h7	30	0.02	7	231.4	270.6	293.4	362.7	2.30%	4.06%	3.70%
R_i3_q30_h7	30	0.03	7	421.5	574.1	438.2	620.5	2.50%	2.80%	2.70%

In prima analisi, è possibile evidenziare l'effetto del salto sulla riossigenazione osservando i valori di K_r . Infatti, dall'allegato B, in cui sono riportate le fasi di riossigenazione sia per la corrente di monte, sia per quella

di valle per ciascuna prova, è possibile notare come la pendenza della retta e, quindi, il valore di K_{rM} sia sempre inferiore al K_{rV} .

Nei grafici successivi (Figura 80 - Figura 91) sono riportate i valori di E in funzione delle portate e delle pendenze, per ciascuna altezza del gradino e per ciascuna distanza dal salto considerata.

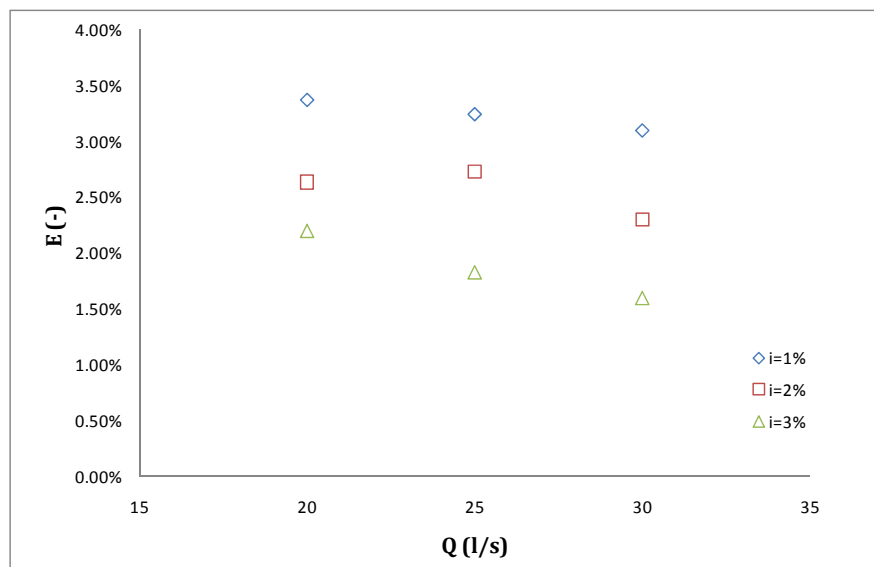


Figura 80 - Valori di E in funzione di Q e i ($h=3\text{cm}$; $d=50\text{cm}$)

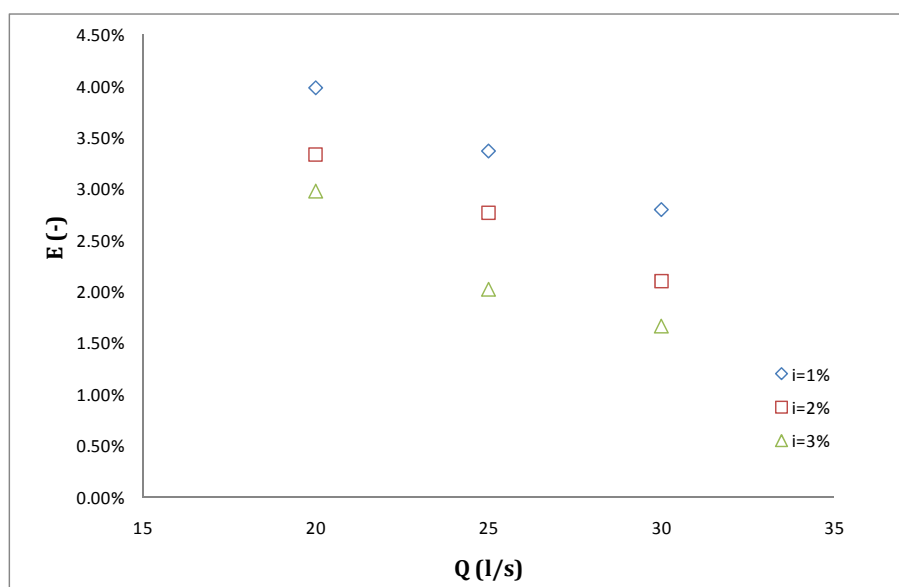


Figura 81 - Valori di E in funzione di Q e i ($h=4\text{cm}$; $d=50\text{cm}$)

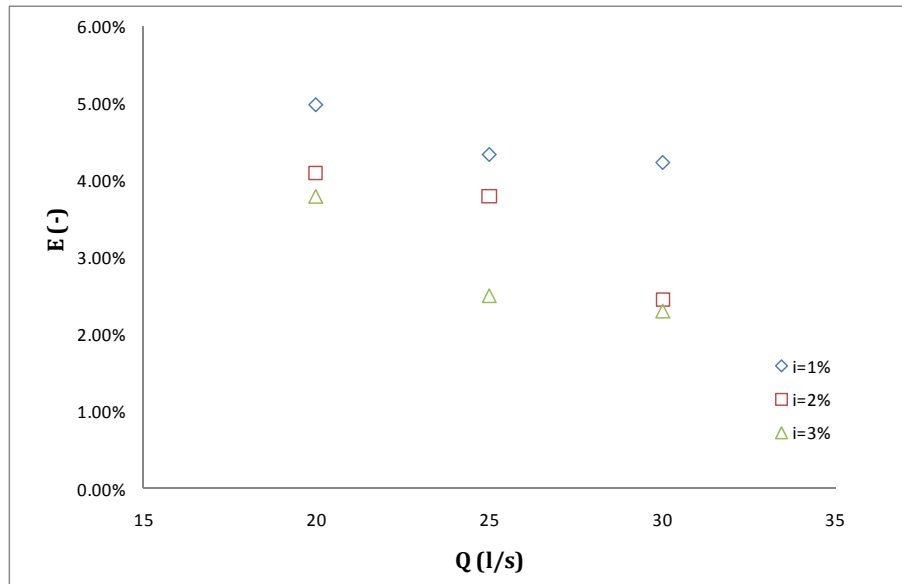


Figura 82 - Valorie di E in funzione di Q e i(h=5cm; d=50cm)

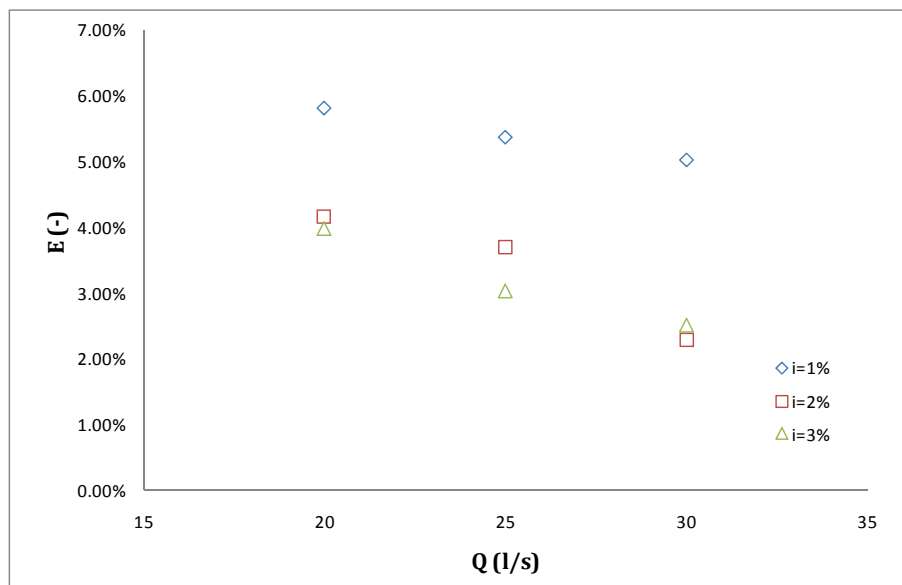


Figura 83 - Valorie di E in funzione di Q e i(h=7cm; d=50cm)

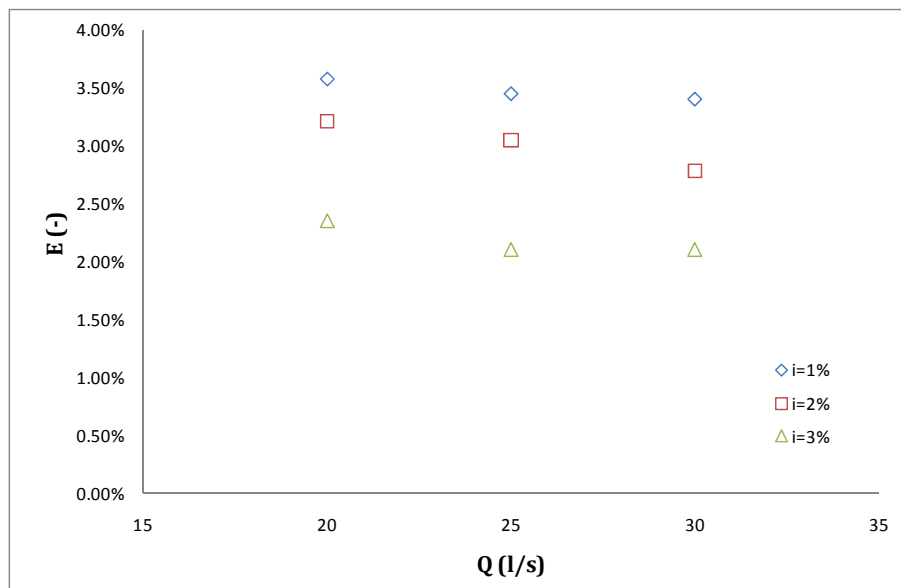


Figura 84 - Valori di E in funzione di Q e i (h=3cm; d=100cm)

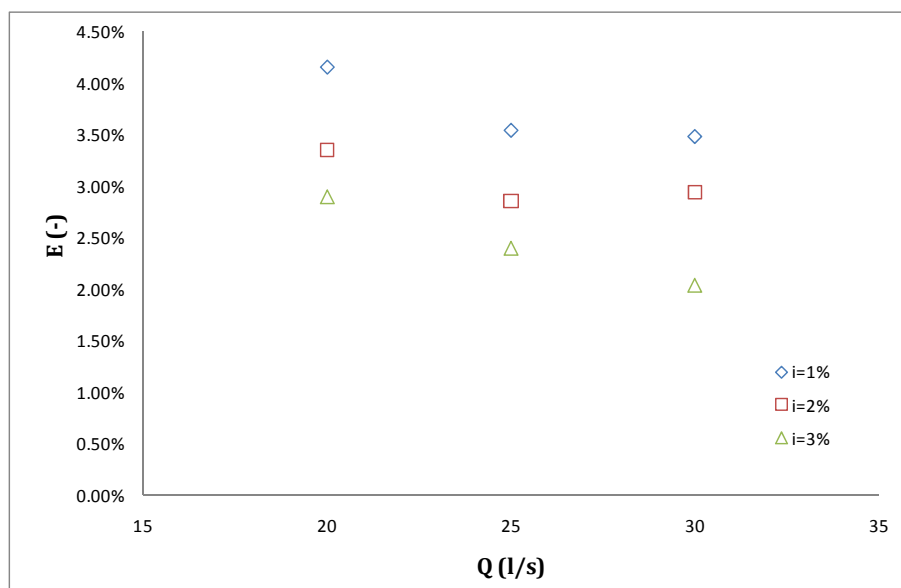


Figura 85 - Valori di E in funzione di Q e i (h=4cm; d=100cm)

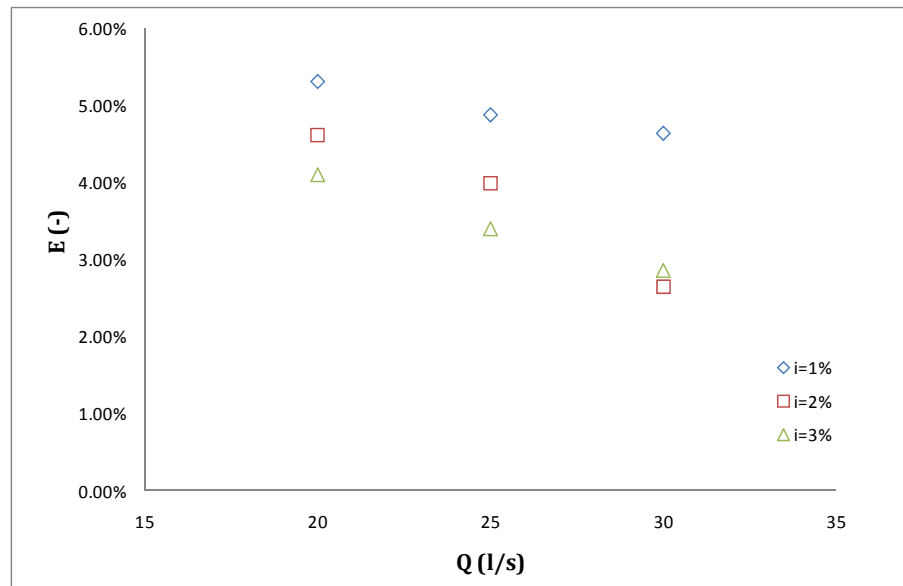


Figura 86 - Valori di E in funzione di Q e i (h=5cm; d=100cm)

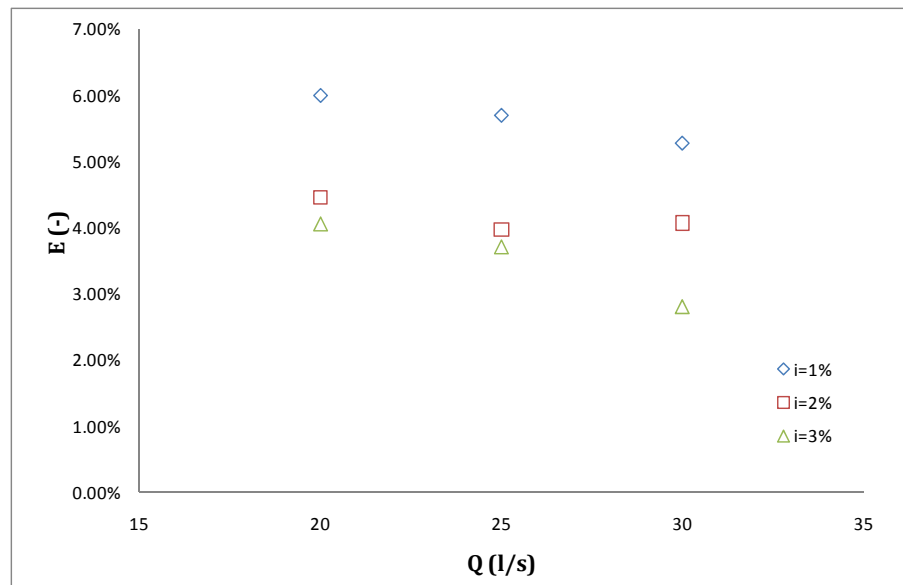


Figura 87 - Valori di E in funzione di Q e i (h=7cm; d=100cm)

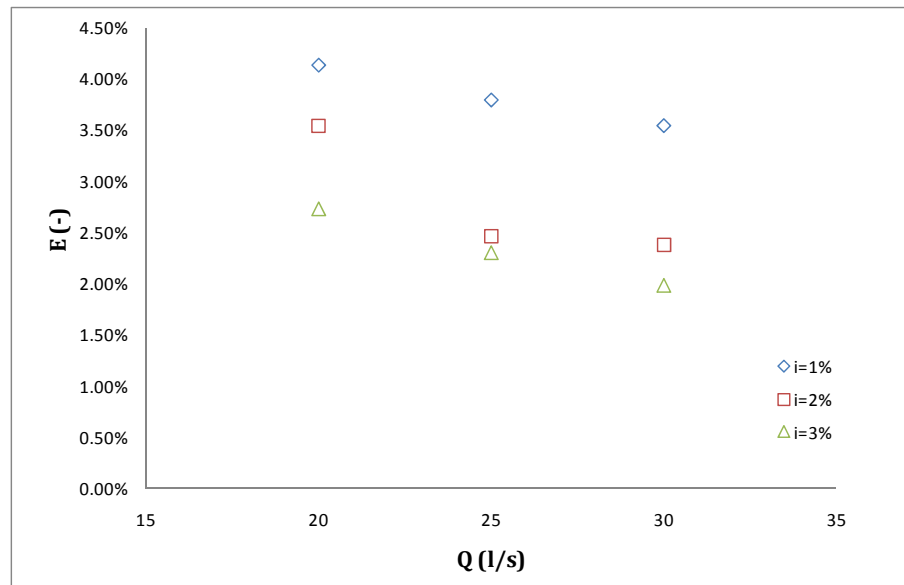


Figura 88 - Valorie di E in funzione di Q e i(h=3cm; d=150cm)

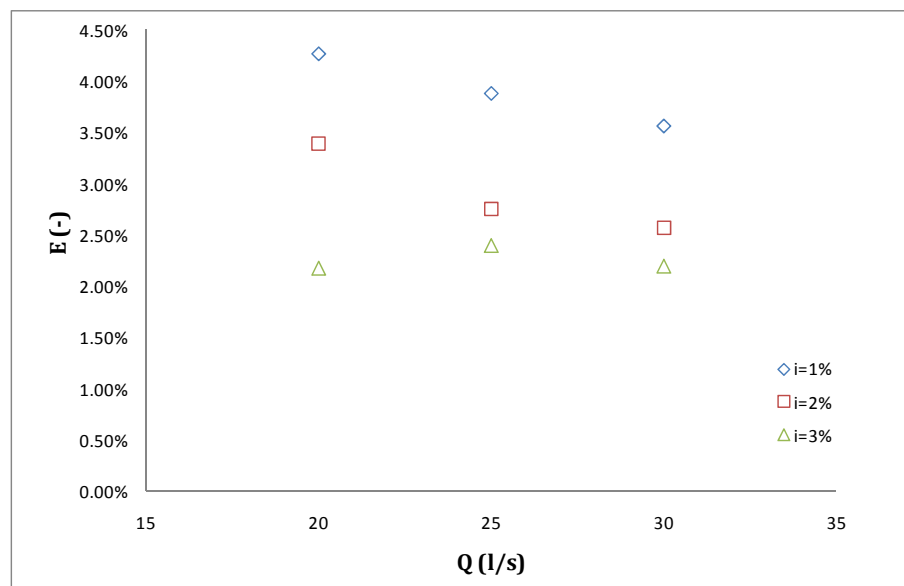


Figura 89 - Valori di E in funzione di Q e i(h=4cm; d=150cm)

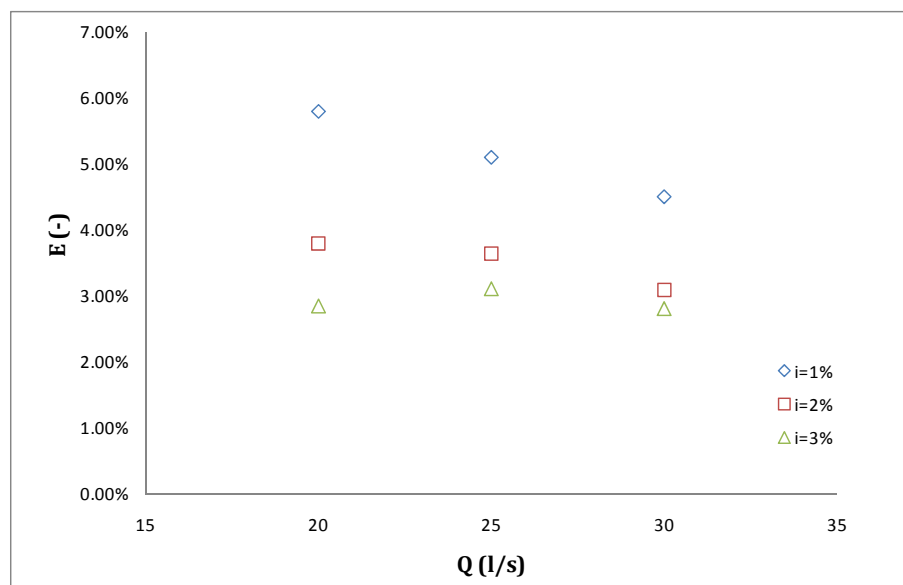


Figura 90 - Valori di E in funzione di Q e i (h=5cm; d=150cm)

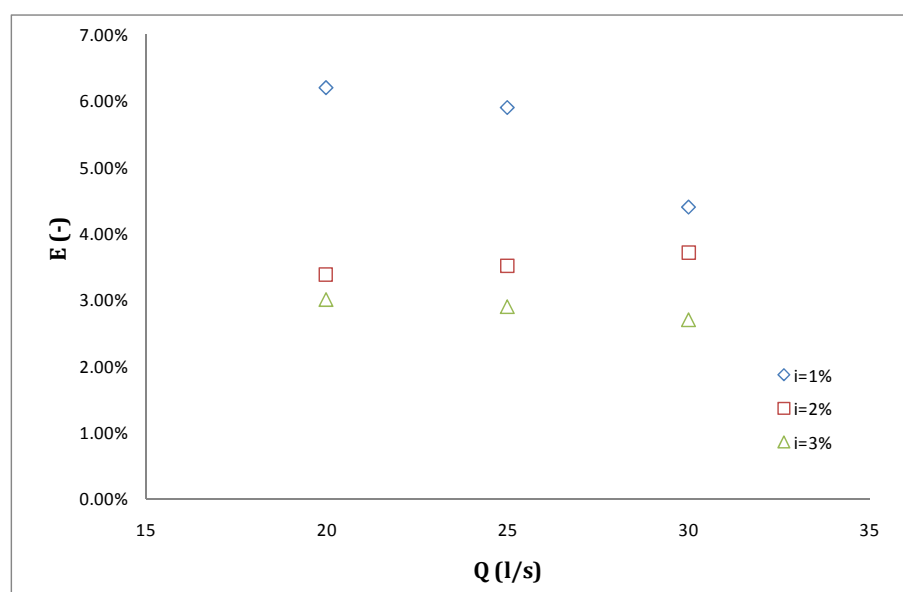


Figura 91 - Valori di E in funzione di Q e i (h=7cm; d=150cm)

Tendenzialmente, l'efficienza diminuisce con l'aumentare della portata e della pendenza. Diagrammando per tutte le prove le variazioni di E in funzione della distanza dal gradino, della portata (Figura 92) e della pendenza (Figura 93), si può osservare che l'efficienza tende ad aumentare con l'aumentare della distanza dal salto.

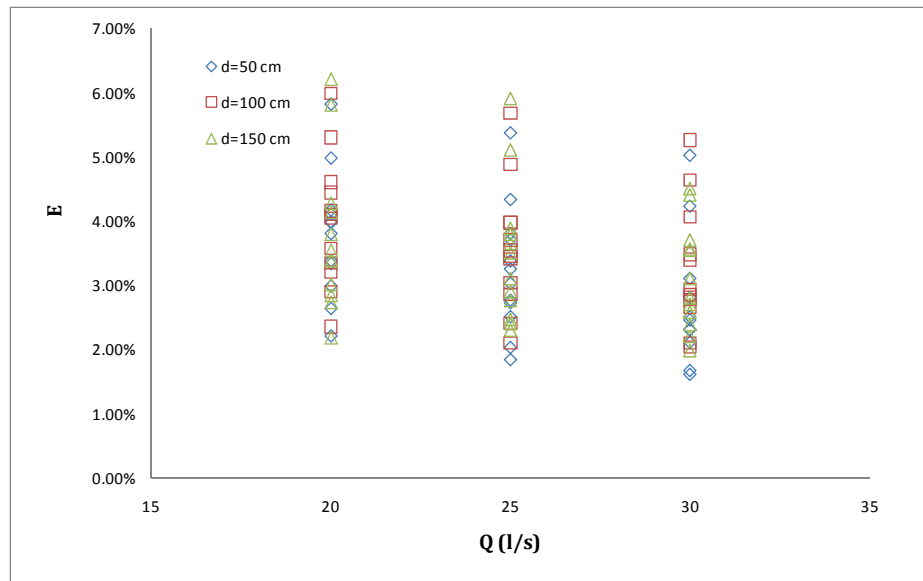


Figura 92 - Variazione di E in funzione di Q e d

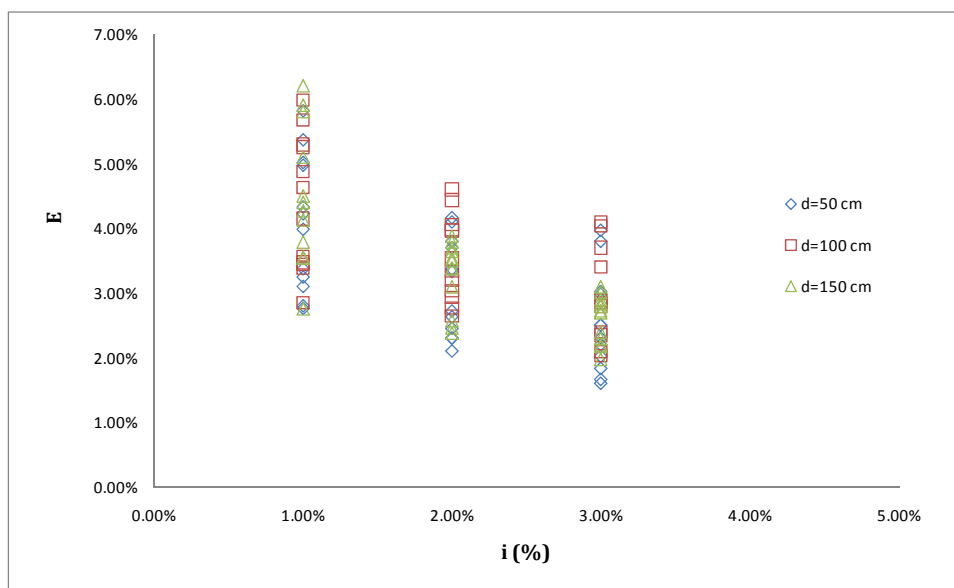


Figura 93 - Variazione di E in funzione di i e d

Diagrammando le variazioni di E in funzione della pendenza, della portata e dell'altezza del gradino, è possibile osservare che l'efficienza tende a crescere con l'aumentare del gradino. (Figura 94- Figura 99).

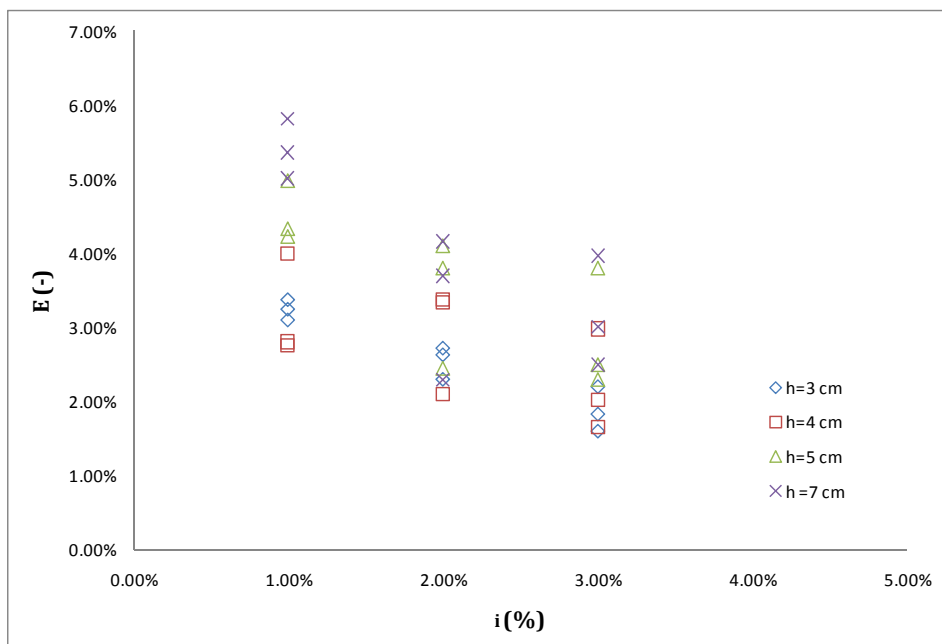


Figura 94 - Variazione di E in funzione di i e h ($d=50$ cm)

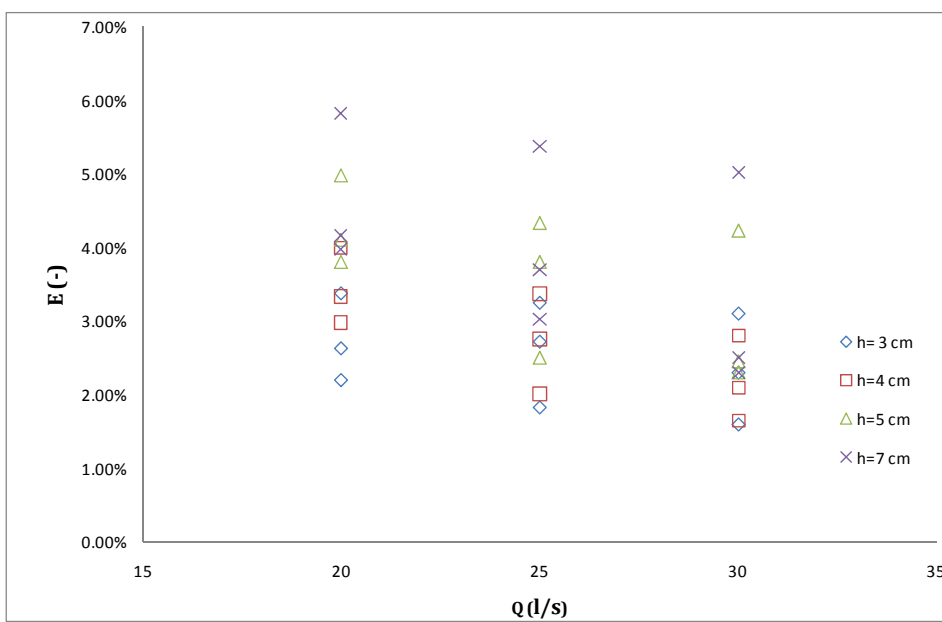


Figura 95 - Variazione di E in funzione di Q e h ($d=50$ cm)

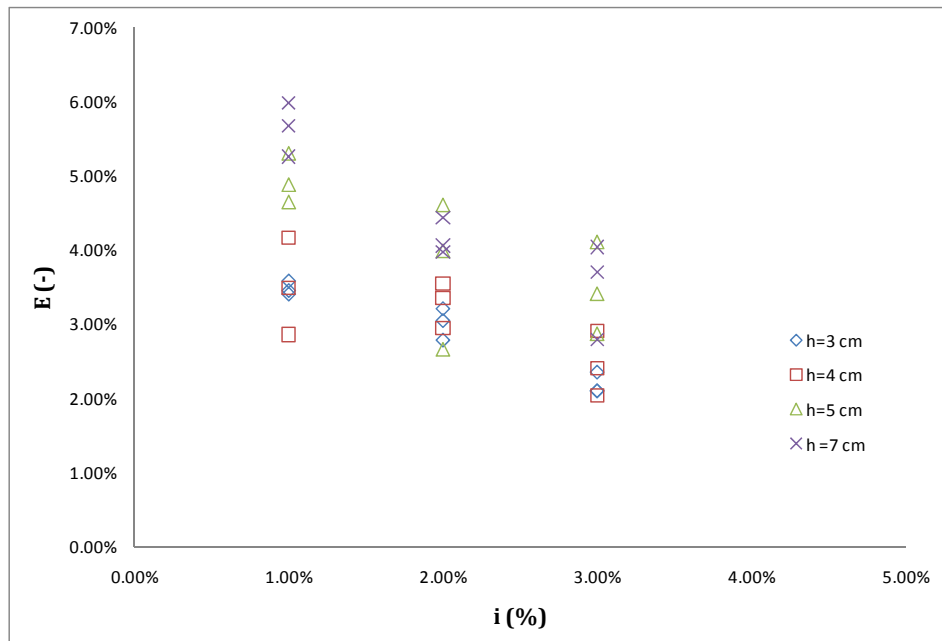


Figura 96 - Variazione di E in funzione di i e h ($d=100$ cm)

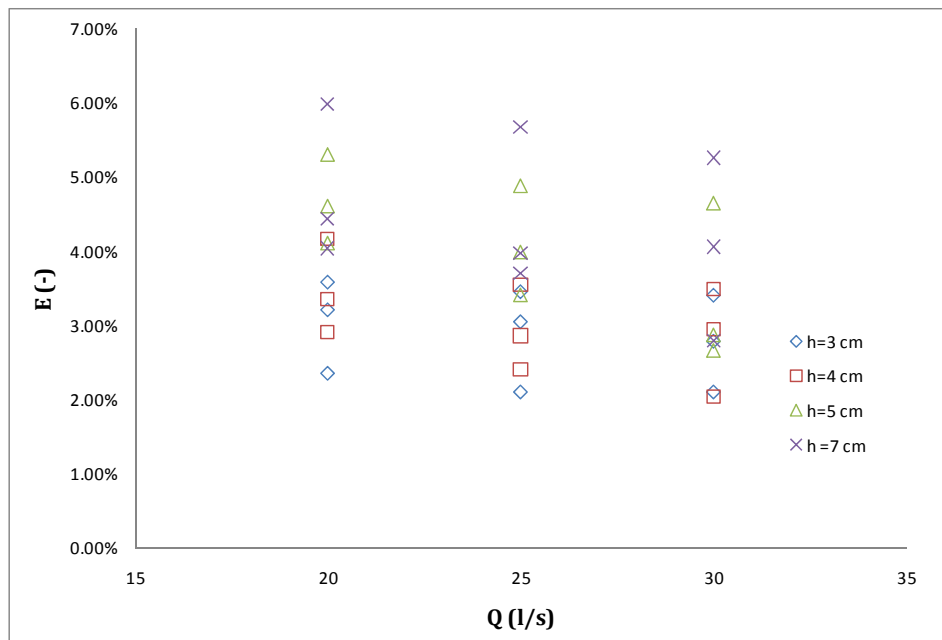


Figura 97 - Variazione di E in funzione di Q e h ($d=100$ cm)

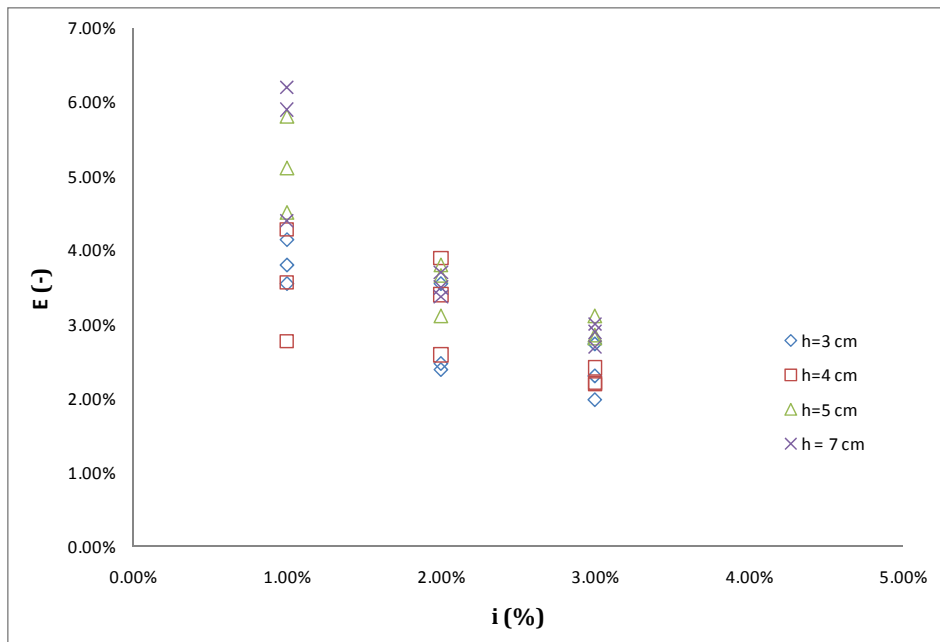


Figura 98 - Variazione di E in funzione di i e h (d=150 cm)

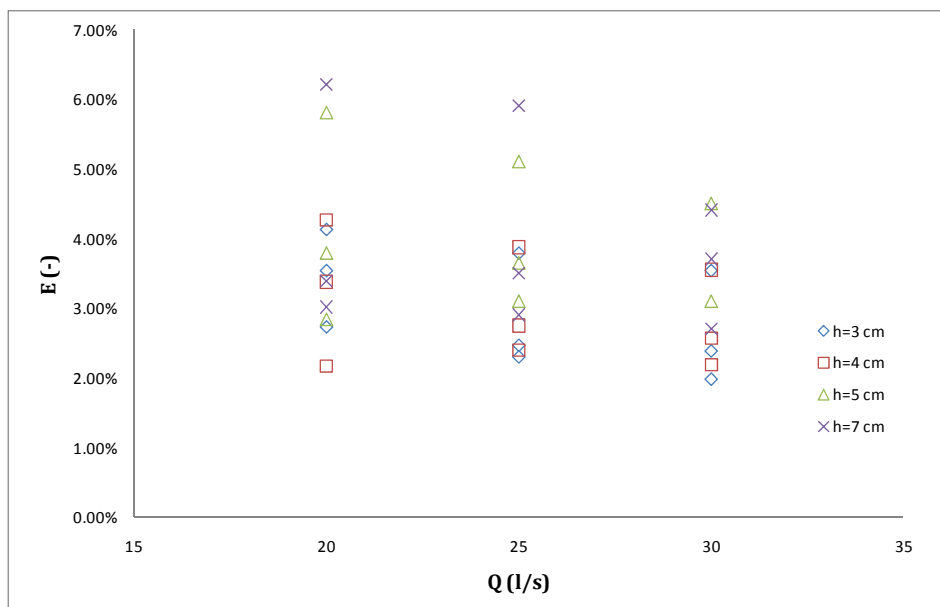


Figura 99 - Variazione di E in funzione di Q e h (d=150 cm)

5.4. INTERPRETAZIONE DEI DATI SPERIMENTALI

Una volta stimati i valori dell'efficienza, E , per ciascuna portata, pendenza, altezza del salto e distanza della sezione di valle, si è proceduto alla ricerca di un legame funzionale fra le proprietà fisiche del fluido, quelle dinamiche della corrente e quelle geometriche con il valore dell'efficienza del salto, seguendo l'approccio dell'analisi dimensionale.

Negli ultimi anni, la ricerca ha mostrato la possibilità di interpretare il processo riossigenativo tramite l'analisi dimensionale, sulla base di dati provenienti da sperimentazioni di campo e laboratorio (Gualtieri et al., 2002, 2004, 2006 e Veltri et al., 2007a, 2007b, 2008, 2009a).

Seguendo questa l'impostazione, e avendo a disposizione un notevole set di dati sperimentali, omogeneo dal punto di vista delle modalità di raccolta, è stata, quindi, condotta una analisi dimensionale, che tiene conto di tutte le grandezze considerate nella schematizzazione del fenomeno fisico della riossigenazione e, inoltre, delle caratteristiche del salto di fondo.

5.4.1. EFFETTI SCALA

I modelli fisici dei canali a superficie libera sono tipicamente basati sulla similitudine di Froude, essendo predominante l'effetto della gravità. Nel caso del trasferimento dell'ossigeno dall'aria all'acqua, risultano prevalenti, però, gli effetti della tensione superficiale esigendo, quindi, uno studio basato sulla similitudine di Weber. Allo stesso tempo, non è sempre possibile trascurare l'effetto della viscosità e, quindi, trascurare, nell'analisi, la similitudine di Reynolds.

Per i modelli costruiti attraverso similitudini geometriche, è impossibile soddisfare simultaneamente più di una similitudine e gli effetti scala nascono quando una o più grandezze assumono valori diversi nel modello e nel prototipo.

In riferimento alle correnti areate, Chanson and Toombes (2003) e Wood (1991) sono giunti alla conclusione che gli effetti scala, utilizzando la similitudine di Froude, possono essere trascurati se si mantiene la scala modello-prototipo al di sotto di un valore 1:10

Nel presente lavoro, gli esperimenti sono stati condotti utilizzando un canale non troppo grande, ma tale da poter rappresentare un modello in scala geometrica 1:10 di corsi d'acqua a carattere torrentizio, quindi con discrete pendenze ($i=1, 2, 3 \%$), con tiranti relativamente bassi ($0.5m < h < 1m$) e con sezioni trasversali di 2 m di larghezza.

5.4.2. ANALISI DIMENSIONALE

I processi di aerazione possono essere considerati in tre passi consecutivi: i meccanismi di ingresso dell'aria in acqua; i meccanismi di trasporto dal punto di ingresso all'interno del corpo idrico; il trasferimento di ossigeno dalle bolle d'aria alla soluzione. I primi due passi dipendono esclusivamente dall'idrodinamica, mentre il terzo rappresenta la fase del processo che dipende dalle proprietà dell'acqua, come temperatura, salinità e contenuto iniziale di ossigeno disciolto (Kobus and Koschitzky, 1991).

La relazione funzionale in forma generale tra le dodici grandezze che intervengono nell'efficienza, E , di un processo riossigenativo in presenza di un salto è la seguente:

$$E = f_1 \left(\underbrace{\rho; \nu; \sigma; D_m; g}_{\text{Proprietà fisiche}}; \underbrace{Y_c; y_M; y_V; q}_{\text{Proprietà dinamiche}}; \underbrace{i; h; d}_{\text{Geometria}} \right) \quad (133)$$

Le proprietà fisiche sono la densità, ρ [ML^{-3}], la viscosità dinamica, ν [L^2T^{-1}], e la tensione superficiale, σ [MT^{-2}], dell'acqua, la diffusività molecolare dell'ossigeno in acqua, D_m [MT^{-2}]; e la costante di gravità, g [LT^{-2}].

Le proprietà dinamiche sono il tirante caratteristico della corrente, Y_c [L], (lontano dagli effetti del salto), i tiranti riferiti alle sezioni di misura di monte, y_M , e di valle, y_V , (delimitanti il volume di controllo) e la portata specifica, $q=Q/b$ [$L^3 L^{-1}T^{-1}$], in cui b [L] è la larghezza del canale.

Le grandezze geometriche sono l'altezza del gradino, h [L], la pendenza del fondo, i [-], e la distanza della sezione di valle riferita al gradino, d [L].

Tutte le grandezze funzioni della temperatura sono riportate ai valori standard di 20°C ($\nu = 1 \cdot 10^{-6} m^2 / s$, $D_m = 1.8 \cdot 10^{-9} m^2 / s$, $\sigma = 7.28 \cdot 10^{-2} kg / s^2$), ciascuna secondo le proprie leggi di variazione.

La prima considerazione da fare è sul legame esistente fra la viscosità cinematica e la diffusività molecolare: l'equazione di Stokes-Einstein (Chao et al., 1987), infatti, lega le due grandezze e rende possibile eliminare una delle due dall'analisi.

$$E = f_2(\rho; \sigma; D_m; g; Y_c; y_M; y_V; q; i; h; d) \quad (134)$$

Scegliendo come grandezze di base indipendenti per l'applicazione del teorema di Buckingham ρ, g, Y_c si ottengono nove parametri adimensionali fra loro legati:

$$E = f_3(We; Pe^*; Fr^*; Y_M; Y_V; i; H; D) \quad (135)$$

I primi tre raggruppamenti rappresentano il classico numero di Weber e i numeri di Peclet e Froud modificati:

$$We = \frac{\sigma}{\rho g Y_c^2}, Pe^* = \frac{q}{D_m}, Fr^* = \frac{q}{Y_c \sqrt{Y_c g}} \quad (136)$$

I restanti raggruppamenti sono ricavati adimensionalizzando i tiranti e le grandezze geometriche riferite al salto rispetto al tirante caratteristico:

$$Y_M = \frac{y_m}{Y_c}; Y_V = \frac{y_v}{Y_c}; H = \frac{h}{Y_c}, D = \frac{d}{Y_c} \quad (137)$$

A temperatura costante, We , Pe e Fr sono legati tra di loro attraverso il numero di Morton, che è un numero adimensionale funzione soltanto delle proprietà del fluido e dell'accelerazione di gravità:

$$We \cdot Pe^{-4/3} \cdot Fr^{-2/3} = \text{cost.} \quad (138)$$

Decidendo di eliminare Pe^* , la (135) diventa, quindi:

$$E = f_3(We; Fr^*; Y_M; Y_V; i; H; D) \quad (139)$$

La (139) esprime il legame funzionale fra le variabili adimensionali, di cui occorre precisare la struttura tramite i dati sperimentali disponibili.

5.4.3. STRUTTURA DEL LEGAME FUNZIONALE

La struttura del legame funzionale di cui all'equazione (139) è stata ricavata con l'ausilio dei dati sperimentali.

Riassumendo, si sono analizzate quattro altezze diverse del gradino ($h=3, 4, 5, 7$ cm), tre valori di portata ($Q= 20, 25, 30$ l/s), tre valori di pendenza ($i=1, 2, 3\%$) e tre volumi di controllo, ovvero tre sezioni di misura di valle poste a distanza diversa dal salto ($d=50, 100, 150$ cm); in tutto sono state considerate 108 prove.

Analizzando tutti i raggruppamenti adimensionali si è ottenuta una regressione di potenza multiparametrica, con coefficiente di correlazione pari a 0.90, della seguente forma:

$$E = \alpha \cdot We^\beta \cdot Fr^{*\chi} \cdot i^\gamma \cdot Y_M^\sigma \cdot Y_V^\psi \cdot H^\varepsilon \cdot D^\varphi \quad (140)$$

Dall'analisi della (140) si è riscontrata la possibilità di trascurare le grandezze, We , i , e Y_M . Aggiornando la regressione senza i raggruppamenti adimensionali meno influenti, si è ottenuta una nuova regressione dei dati, con coefficiente di correlazione leggermente minore e pari a 0.88, della seguente forma:

$$E = \alpha \cdot Fr^{*\chi} \cdot Y_V^\psi \cdot H^\varepsilon \cdot D^\varphi \quad (141)$$

in cui $\alpha = 0.08$, $\chi = -1.73$, $\psi = -0.65$, $\varepsilon = 0.49$, $\varphi = 0.18$.

Dalla (141) si deduce che, a parità di altre condizioni, l'efficienza aumenta all'aumentare della distanza e dell'altezza del gradino, mentre diminuisce all'aumentare del numero di Froude e del tirante che si instaura a valle del salto in corrispondenza della sezione rispetto cui è misurata la distanza.

Il range di variazione dei parametri adimensionali sulla base dei quali si è costruita la (141) sono riportati in Tabella 18.

Tabella 18: Range dei parametri adimensionali

Fr^*	Y_V	H	D
1.57	0.56	0.31	5.13
2.55	1.00	1.24	27.59

Esplicitando nella (141) i raggruppamenti adimensionali, si ottiene:

$$E = 0.55 \cdot \frac{Y_c^{2.57}}{y_V^{0.64} q^{1.72}} \cdot h^{0.49} \cdot d^{0.18} \quad (142)$$

in cui Y_c , y_V , h e d sono espressi in m e q in m^2/s . Dalla (142) è possibile osservare che l'efficienza aumenta all'aumentare del tirante della corrente lontana dall'effetto del salto, dell'altezza del gradino e della distanza rispetto alla quale questa viene misurata, mentre diminuisce con l'aumentare del tirante misurato nella sezione rispetto alla quale viene misurata la distanza e della portata specifica.

Le considerazioni sopra esposte trovano corrispondenza con l'approccio teorico del problema, potendosi osservare che:

- l'incremento di E con l'incremento dell'altezza del gradino comporta un aumento della turbolenza e, quindi, un aumento dell'ingresso di aria nella corrente;
- l'incremento di E con la distanza dal salto è ovvio se si considera che man mano che ci si allontana dal salto si aggiunge la porzione di corrente che si riossigena a prescindere dal salto stesso;

- l'incremento di E con il tirante della corrente "indisturbata" si può spiegare considerando che a parità di altre condizioni, ovvero a parità di portata, il tirante aumenta se la pendenza del fondo è, quindi, la velocità diminuisce e questo comporta un maggior tempo di residenza delle bolle d'aria in acqua con una maggiore possibilità di scambio con la corrente;
- E diminuisce all'aumentare della portata specifica, perché, se aumenta q e il tirante rimane costante, aumenta la velocità e quindi diminuisce il tempo di residenza delle bolle d'aria nella corrente.

Il grafico successivo (Figura 100) evidenzia il confronto tra i valori del parametro E calcolato, E_{calc} , ricavati attraverso la (141), e quelli di E misurato, E_{mis} .

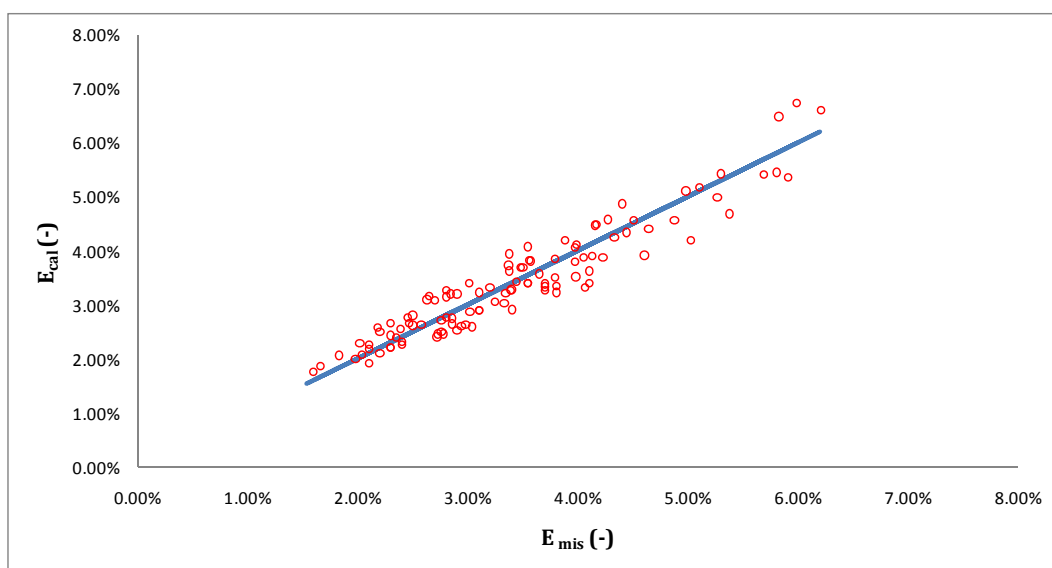


Figura 100: Confronto tra E misurato ed E calcolato

Gli scostamenti percentuali tra E calcolato e E misurato sono stati, per tutti i punti campionari, calcolati a partire dalla seguente relazione:

$$S\% = \frac{|E_{cal} - E_{mis}|}{0.5 \cdot (E_{cal} + E_{mis})} \quad (143)$$

in base alla quale si è ottenuto un valore medio di scostamenti pari a 8.5 % e un valore massimo del 24.6%. Analizzando l'insieme dei valori ottenuti dalla (143) si ha che il 64% dei punti ha un errore contenuto entro il 10% e solo il 2.8% soffre di un errore superiore al 20%.

CONCLUSIONI

In questo lavoro di tesi si sono analizzati i processi riossigenativi delle correnti idriche caratterizzate da salti di fondo, con l'obiettivo di ricavare una relazione fra l'efficienza del salto, che indica l'incremento di riossigenazione dovuto al salto, e le caratteristiche della corrente stessa.

L'efficienza di riossigenazione, E , di una struttura può essere calcolata come rapporto fra la differenza di ossigeno misurato in sezioni subito a monte e a valle della struttura idraulica e il deficit di ossigeno a monte. Dalla letteratura è noto che il valore dell'efficienza è influenzato dalla temperatura dell'acqua, dalla portata, dall'altezza del salto e dal deficit di ossigeno disciolto. Le ricerche, però, si riferiscono essenzialmente a opere le cui altezze sono di notevole entità rispetto al tirante della corrente, caso in cui si genera un getto che impatta con l'acqua a valle. Nel caso dei corsi d'acqua appenninici e in generale pedemontani, invece, si riscontra la presenza di numerosi salti di fondo con altezza comparabile al tirante medio della corrente. Le condizioni di moto che si generano sono diverse da quelle usualmente considerate in letteratura: infatti, molto spesso, la modesta entità dei salti non genera un distacco della lama liquida della corrente.

Allo studio teorico è seguita l'attività sperimentale attraverso l'indagine del fenomeno dell'aerazione con l'obiettivo di determinare una relazione che permetta di calcolare l'efficienza d'aerazione di un salto di fondo di piccole dimensioni. L'attività sperimentale è stata svolta nel laboratorio "Grandi Modelli Idraulici" del Dipartimento di Difesa del Suolo "V. Marone" dell'Università della Calabria. L'apparato sperimentale utilizzato è quello realizzato nell'ambito del progetto di ricerca PRIN-COFIN 2005 "*Caratterizzazione teorica e sperimentale dell'impatto sui corsi d'acqua ricettori degli inquinanti conservativi e non conservativi veicolati dalle acque meteoriche urbane*" ed è essenzialmente un sistema a ricircolo dotato di un canale di deflusso di circa 15 m. L'apparecchiatura è stata modificata per renderla idonea alla campagna di misure, realizzando un nuovo canale di sezione rettangolare con un gradino posto a circa 6 m dalla sezione d'imbocco, la cui altezza è stata fatta variare da 3 a 7 cm. Il sistema nel suo complesso è dotato di un misuratore di portata ultrasonico, una batteria di 23 piezometri, una punta idrometrica con misuratore digitale e due ossimetri digitali con termometro incorporato.

Si è pianificata e realizzata una campagna sperimentale comprendente 36 prove bianche e 108 prove di riossigenazione, facendo variare l'altezza del gradino, la portata (20, 25, 30 l/s), la pendenza del canale (1, 2, 3 %) e la posizione della sezione di misura dell'ossigeno a valle del salto (50, 100, 150 cm) cercando di ottenere un range di dati il più completo possibile.

Nelle prove si è misurato, oltre che le caratteristiche idrauliche della corrente, l'andamento dell'ossigeno disciolto in funzione della temperatura.

I dati raccolti sono stati elaborati per ricavare le grandezze geometriche e idrauliche caratteristiche del moto e altre grandezze fisiche legate più direttamente al processo riossigenativo.

Una prima importante novità dello studio effettuato nel laboratorio "Grandi Modelli Idraulici" dell'Università della Calabria, rispetto agli studi pubblicati sulle riviste specialistiche, riguarda l'analisi dell'evoluzione dell'ossigeno

disciolto in acqua all'aumentare della temperatura nelle condizioni di prova. Sono state, infatti, eseguite delle prove, definite "bianche" perché fatte senza versamento dell'agente deossigenante, che hanno permesso di legare nel tempo il valore dell'ossigeno disciolto e della temperatura dell'acqua, nelle stesse condizioni idrauliche e ambientali delle prove di riossigenazione, in modo da stabilire una legge di variazione fedele alle condizioni reali delle prove. I risultati trovati, indipendenti dalle condizioni idrauliche, sono stati utilizzati per "depurare" i dati di riossigenazione dagli effetti dell'apparato sperimentale.

Successivamente, sono state condotte le prove di riossigenazione vere e proprie, secondo la procedura dell'equilibrio disturbato, che hanno permesso di stimare i valori dei coefficiente di riossigenazione riferiti alle diverse sezioni di misura considerate e il valore di efficienza riferito al salto.

Una volta acquisiti questi dati, si è passati all'elaborazione degli stessi attraverso l'analisi dimensionale, sulla base delle grandezze caratteristiche del fenomeno prima individuate.

L'analisi dimensionale formulata ha riguardato la definizione di raggruppamenti adimensionali combinazione delle proprietà fisiche del fluido (ρ [ML^{-3}], e σ [MT^{-2}], rispettivamente densità e tensione superficiale dell'acqua, D_m [L^2T^{-1}], diffusività dell'ossigeno in acqua, g [LT^{-2}], costante di gravità), delle proprietà dinamiche della corrente (Y_c [L], tirante caratteristico della corrente, y_M [L], e y_V [L], tiranti riferiti alle sezioni di misura di monte e di valle e $q=Q/b$ [$L^3 L^{-1}T^{-1}$], portata specifica, in cui b [L] è la larghezza del canale) e delle grandezze geometriche del sistema (h [L], altezza del gradino, i [-], pendenza del fondo e d [L], distanza della sezione di valle riferita al gradino).

Tutte le grandezze funzioni della temperatura sono state riportate ai valori standard di 20°C ciascuna secondo le proprie leggi di variazione.

Applicando i dati ricavati in laboratorio ai raggruppamenti adimensionali, si è potuta determinare la struttura del legame funzionale precedentemente ricavato.

Dall'espressione ricavata si deduce che, a parità di altre condizioni, l'efficienza aumenta all'aumentare della distanza e dell'altezza del gradino, mentre diminuisce all'aumentare del numero di Froude e del tirante che si instaura a valle del salto in corrispondenza della sezione rispetto cui è misurata la distanza. Esplicitando i raggruppamenti adimensionali che compaiono nell'espressione dell'efficienza ricavata, si può osservare che quest'ultima aumenta all'aumentare del tirante della corrente lontana dall'effetto del salto, dell'altezza del gradino e della distanza rispetto alla quale questa viene misurata, mentre diminuisce con l'aumentare del tirante misurato nella sezione rispetto alla quale viene valutata la distanza e della portata specifica.

Le considerazioni sopra esposte trovano piena corrispondenza con l'analisi empirica del problema, infatti si ha che:

l'incremento di E con l'incremento dell'altezza del gradino è giustificato dall'aumento della turbolenza e, quindi, da un aumento dell'ingresso di aria nella corrente;

l'incremento di E con la distanza dal salto è ovvio se si considera che man mano che ci si allontana dal salto si aggiunge la porzione di corrente che si riossigena a prescindere dal salto stesso;

l'incremento di E con il tirante della corrente "indisturbata" si può spiegare considerando che, a parità di altre condizioni, ovvero a parità di portata, il tirante aumenta se la pendenza del fondo e, quindi, la velocità diminuisce e questo comporta un maggior tempo di residenza delle bolle d'aria in acqua con una maggiore possibilità di scambio con la corrente;

E diminuisce all'aumentare della portata specifica perché, se aumenta q e il tirante rimane costante, aumenta la velocità e quindi diminuisce il tempo di residenza delle bolle d'aria nella corrente.

L'espressione ricavata, comunque, è limitata ai range delle grandezze adimensionali, non essendo possibile, a rigore, applicarla ai casi che abbiano range di valori esterni a quelli qui ottenuti.

BIBLIOGRAFIA

Ackers, P., Priestley, S.J. (1985). "Self-Aerated Flow down a Chute Spillway", *2nd International Conference on the Hydraulics of Floods and Flood Control*, Fluid Engineering, Cambridge, England, pp. 1-16.

Atkinson J.F., Blair S., Taylor S., Ghosh U.(1995). "Surface Aeration", *Journal of Environmental Engineering*, Vol. 121 n.1, , pp. 113-118.

Anwar, H.O. (1994). "Self-Aerated Flows on Chutes and Spillways", *Journal of Hydraulic Engineering.*, ASCE, Vol. 120, n. 6, pp. 778-779.

Avery, S.T., Novak, P. (1978). "Oxygen Transfer at Hydraulic Structures", *Journal of Hydraulic Div.*, ASCE, Vol. 104, n. HY11, pp. 1521-1540.

Baylar A., Bagatur T., (2000)."Aeration performance of weirs", *Water SA*, Vol.26, n. 4.

Baylar A., Bagatur T.,(2006). "An experimental investigation of aeration performance in stepped spillways", *Water and Environmental Journal*, Vol. 20, pp 35-42.

Bennett, J. P., Rathbun, R.E., (1971). " Reaeration in Open-Channel Flow", U.S. Geological Survey Professional Paper, 73.

Butts, T. A., Evans, R. L. (1983). "Small Stream Channel Dam Aeration Characteristics", *Journal of Environmental Engineering*, Vol. 109, n. 3, pp 555-573.

Cain, P., Wood, I.R. (1981). "Measurements of Self-aerated Flow on a Spillway", *Journal Hydraulic Div.*, ASCE, 107, HY11, pp. 1425-1444.

Chapra S.(1997). *Surface Water-Quality Modelling*, New York, McGraw-Hill, pp.834.

Chanson, H. (1988). "A Study of Air Entrainment and Aeration Devices on a Spillway Model", *Ph.D. thesis*, Dept. of Civil Engineering., University of Canterbury, New Zealand.

Chanson, H. (1993). "Self-Aerated Flows on Chutes and Spillways", *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE, Vol. 119, n. 2, pp. 220-243.

Chanson, H. (1994). *Hydraulic Design of Stepped Cascades, Channes, Weirs and Spillweys*, Pergamon, Oxford, U.K. pp. 292.

Chanson, H. (1995). *Air Bubble Entrainment in Free-surface Turbulent Flows. Experimental Investigations, Report CH46/95*, Department. of Civil Engineering, University of Queensland, Australia, 368 pages.

Chanson H., (1996), "Prediction of the transition nappe/skimming flow on a stepped spillway", *Journal of Hydraulic Research*, Vol. 34, n. 3, pp. 421-429.

Chanson H., (2004). *Hydraulic of Dams and River Structures*, Yazdandoost & Attari (eds), Taylor & Francis Group, London.

Chanson, H., Brattberg, T. (1996). "Air-Water Bubbly Flow in Free-Shear Layers." *Fluids Engineering. Conference*, San Diego, USA, Vol. 236, pp. 357-364.

Chanson H., Toombes L., (2002). "Air-water flows on stepped spillway by aeration", *Journal of Hydraulic Reserch*, Vol. 2, n. 11, pp. 1737-1761.

Chanson H , Toombes L.,(2003). "Strong Interaction between Free-Surface Aeration and Turbulence in a Open Channel Flow", *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 27, n. 5, pp. 525-535

Chanson U., Toombes L., (2004). "Hydraulics of Stepped Chutes: the Transition Flow", *Journal of Hydraulic Research*, IAHR, Vol. 42, n. 1, pp. 43-54.

Chamani M.R., and Rajaratnam M., (1999). " Characteristics of skimming flow over stepped spillways", *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 125, n. 4, pp 361-367.

Chao A. C., Chang D. S., Smallwood Jr. C., Galler W. S., (1987). "Effect of Temperature on Oxygen Transfer - Laboratory Studies", *Journal of Environmental Engineering*, Vol. 113 n. 5, pp. 1089-1101.

Churchill M. A., Elmore H. L., Buckingham R. A, (1962). "The Prediction of Stream Reaeration Rates", *Journal of the Sanitary Engineering Division*, Vol.88 n.SA4, pp.1-46.

Cummings P.D., and Chanson H, (1997). " Air Entrainment in the Developing Flow region of Plunging jets. Part 2: Experimental", *Journal of Fluids Engineering*, Vol. 119, n. 3, pp 603-608.

De Filpo M., De Rosa S., Veltri P., (2000). "Contributo della classificazione dei corsi d'acqua al risanamento ambientale dei bacini fluviali", in *Atti alla II Conferenza Nazionale sul Drenaggio Urbano*, Palermo.

Essery, I.T.S., Horner, M.W. (1978). "The Hydraulic Design of Stepped Spillways", *CIRIA Report No. 33*, 2nd edition, Jan., London, UK.

Ervine, D.A., Falvey, H.T. (1987). "Behaviour of Turbulent Water Jets in the Atmosphere and in Plunge Pools", *Proc. Instn Civ. Engrs.*, Part 2, Mar. 1987, Vol. 83, pp. 295-314.

Falvey, H.T. (1980). "Air-Water Flow in Hydraulic Structures", *USBR Engineering. Monograph*, No. 41, Denver, Colorado, USA.

Foree, E.G. (1975). "Reaeration and Velocity Prediction for Small Streams", *Journal of the Environmental Engineering Division*, American Society of Civil Engineers, Vol. 102, n. 5, pp. 937-951.

Gualtieri C., Gualtieri P., Pulci Doria, (2002). "Dimensional Analysis of Reaeration Rate in Streams", *Journal of Environmental Engineering*, Vol. 128 n. 1, January, pp. 12-18.

Gualtieri C., Gualtieri P., (2004). "Turbulence Based Models for Gas Transfer Analysis with channel Shape Factor Influence", *Environmental Fluid Mechanics*, pp.249-271.

Gualtieri C., Pulci Doria G., D'Avino A, (2006). "Gas-transfer coefficient in a smooth channel. A dimensional analysis-based equation", in *Atti del XXX° Convegno Nazionale di Idraulica e Costruzioni Idrauliche - IDRA 2006*, Roma, Università La Sapienza.

Ghetti A., (1980), *Idraulica*, Padova, Libreria Cortina, pp.566.

Gulliver, J. S., Thene, J. R., and Rindels, A. J. (1990). "Indexing Gas Transfer in Self-Aerated Flows", *Journal of Environmental Engineering*, Vol. 116, n. 3, pp 503-523.

Kobus H., Koschizky H. P.,(1991). "Local surface areation at hydraulic structures", in: Wood I. R., *Air entrainment in free-surface flows*, IAHR, Hydraulic Design Structures Series, Vol. 4, pp 29-53.

Kisi O., Emiroglu M.E., Baylar. A, (2008). "Flow Regime Prediction in Stepped Channels Using Neural Computing Technique", *International Journal of Science & Technology*, Vol. 3, n. 1.

Maradei G.,(2007). "Riossigenazione naturale dei corsi d'acqua", *Tesi di dottorato*, Dipartimento di difesa del suolo "V. Marone", Università della Calabria.

Mateos I. G., and Elviro-Garcia V, (1995). " Stepped spillway design for the transitino between the spillway crest and the step", *HYDRA 2000*, London, U.K.

Matos J., Yasuda Y., Chanson H., (2001). " Interaction between free-surface aeration and cavity recirculation in skimming flow down stepped chutes", *XXIX IAHR Congress*, Beijing, China.

- Melching C.S., Flores H.E., (1999). "Reaeration Equations derived from U.S. Geological Survey database", *Journal of Environmental Engineering*, Vol. 125, n. 5, pp. 407-414.
- Moog D. B., Jirka G. H., (1999). "Air-Water gas transfer in uniform channel flow", *Journal of the Hydraulics Engineering*, ASCE, Vol. 125, n. 1, pp. 3-10.
- Nakasone, H (1987). "Study of aeration at weirs and cascades", *Journal of Environmental Engineering*, Vol. 113, n. 1, pp. 64-81.
- Ohtsu I., Yasuda Y., (1997). "Characteristics of flow conditions on stepped channels", *XXVII IAHR Congress*, San Francisco, USA.
- Peyras L., Royet P., Degoutte G. (1992). "Flow and Energy Dissipation over Stepped Gabion Weirs", *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE, Vol. 118, n. 5, pp. 707-717.
- Pegram G.G.S., Officier A.K., Mottram S.R. (1999). "Hydraulics of Skimming Flow on Modeled Stepped Spillways", *Journal of Hydraulic Engineering*, pp. 500-510.
- Rathbun R.E., (1977). "Reaeration Coefficients of Streams- State of the Art", *Journal of Hydraulic division*, Vol. 103, pp. 409-424.
- Rajaratnam, N. (1990). "Skimming flow in stepped spillways", *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE, Vol. 116, n. 4, pp. 587-591.
- Rindels, A. J., and Gulliver J. S., (1989). "Measurements of Oxygen Transfer at Spillways and Overfalls", *Project Report No. 266*, University of Minnesota, St. Anthony Falls Hydraulic Laboratory, Minneapolis, MN.
- Rindels, A. J., and Gulliver, J. S. (1991). "Oxygen Transfer at Spillways", *Air-Water Mass Transfer: Selected Papers from the Second International Symposium on Gas Transfer at Water Surfaces*, ASCE, New York, pp 524-533.
- Sirini P., (2003). *Ingegneria sanitaria-ambientale. Principi, teorie e metodi di rappresentazione*, Milano, McGraw-Hill, pp. 535.
- Socolofsky S.A., Jirka G.H, (2005). *Special Topics in Mixing and Transport Processes in the Environment*, Coastal and Ocean Engineering Division -Texas A&M University, pp168.
- Thene, J. R. (1988). "Gas Transfer at Weirs Using the Hydrocarbon Gas Tracer Method with Headspace Analysis," *M.S. Thesis*, University of Minnesota, Minneapolis.

Thene, J. R., Gulliver, J. S. (1989). "Gas Transfer at Weirs Using the Hydrocarbon Gas Tracer Method with Headspace Analysis", *Project Report No. 273*, University of Minnesota, St. Anthony Falls Hydraulic Laboratory, Minneapolis.

Thibodeaux L.J.,(1996). *Environmental Chemodynamics*, John Wiley & Sons, Chichester, U.K

Toombes, L. (2002). "Experimental Study of Air-Water Flow Properties on low-gradient Stepped Cascades." *Ph.D. Thesis*, Department of Civil Engineering, University of Queensland, Brisbane, Australia.

Veltri P., De Filpo M., Maradei G., (2004), "Indagine sperimentale sulla riossigenazione dei corsi d'acqua naturali a basso tirante idrico: primi risultati", in *Atti del XXX° Convegno Nazionale di Idraulica e Costruzioni Idrauliche - IDRA*, Vol. 3, Trento, Bios Cosenza, pp. 123-130.

Veltri P., Fiorini Morosini A., Maradei G., (2006). "La dipendenza del coefficiente di riossigenazione dalle caratteristiche idrauliche di un corso d'acqua", in *Atti del XXX° Convegno Nazionale di Idraulica e Costruzioni Idrauliche - IDRA*, Roma.

Veltri P., Fiorini Morosini A., Maradei G., Verbeni B., (2007a). "Analysis of the Re-Oxygenation Process in a Water Streams", in *Atti del Convegno Armonizing the Demands of Art and Nature in Hydraulics, 32nd Congress of IAHR*, Venezia.

Veltri P., Fiorini Morosini A., Maradei G., Verbeni B., (2007b). "La Riossigenazione dei corsi d'acqua: tecniche di misura e validazione con dati di campo di un modello empirico", in *Atti del Convegno Acqua e Città*, Cagliari.

Veltri P., Maradei G, Fiorini Morosini A, Verbeni B. (2008). "Analisi dimensionale e indagine sperimentale del fenomeno di riossigenazione delle correnti liquide", *L'ACQUA*.

Veltri P., Maradei G, Fiorini Morosini A, Verbeni B. (2009a). "Re-oxygenation process of stream waters: a new laboratory study based on dimensional analysis", in *Impact on receiving streams due to polluted urban runoff waters*, CSDU.

Veltri, P., Verbeni, B. Fiorini Morosini A., Maradei G., (2009b). "La riossigenazione in presenza di salti di fondo: un'indagine di laboratorio", in *Atti del 3° Convegno Nazionale di Idraulica Urbana "Acqua e Città '09"*, Milano, Vol. unico, pp. 99-100.

Yen B.C., (2002) "Open channel flow resistance", *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 128, n. 1, pp. 20-39.

Wilhelms S.C., Gulliver J. S., Parkhill K., (1993). "Water quality Reaserch Program Reaeration at Low-Head Hydraulic Stuctures", *Technical Report W-93-2*, US Army Engineer Waterways Experiment Station, Vicksburg, MS.

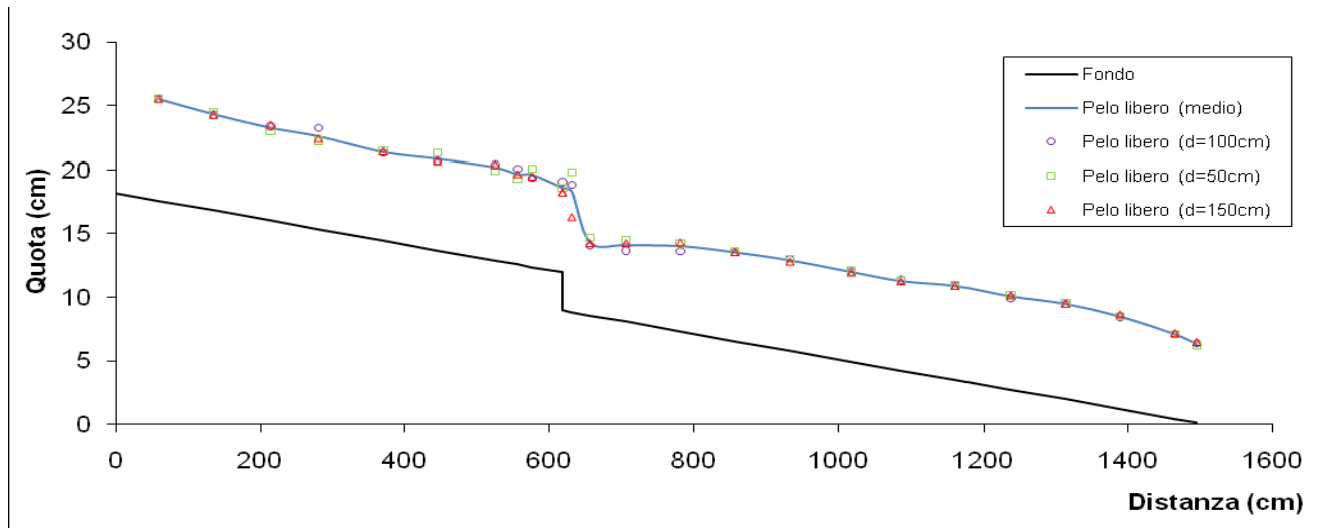
Wormleaton, P.R., Soufiani, E., (1998). "Aeration Performance of Triangular Platform Labyrinth Weirs", *Journal of Environmental Engineering*, ASCE, 124, 709-719.

Wood, I.R. (1983). "Uniform Region of Self-Aerated Flow", *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE, Vol. 109, n. 3, pp. 447- 461.

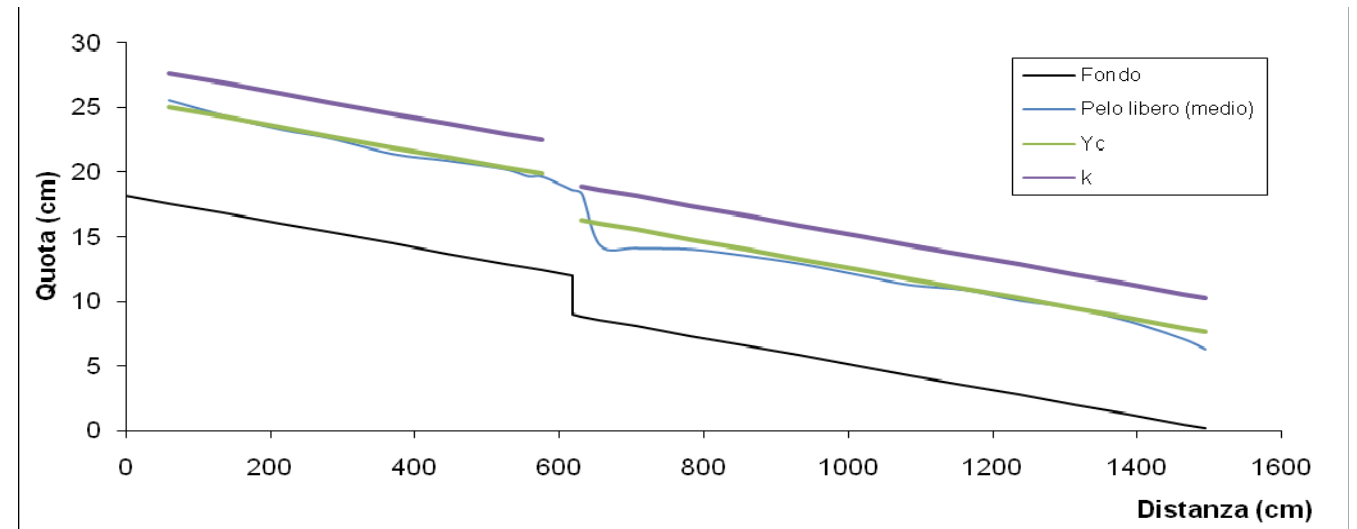
Wood, I.R. (1991). "Air Entrainment in Free-Surface Flows." *IAHR Hydraulic Structures Design Manual No. 4*, Hydraulic Design Considerations, Balkema Publ., Rotterdam, The Netherlands, pp.149.

ALLEGATO A

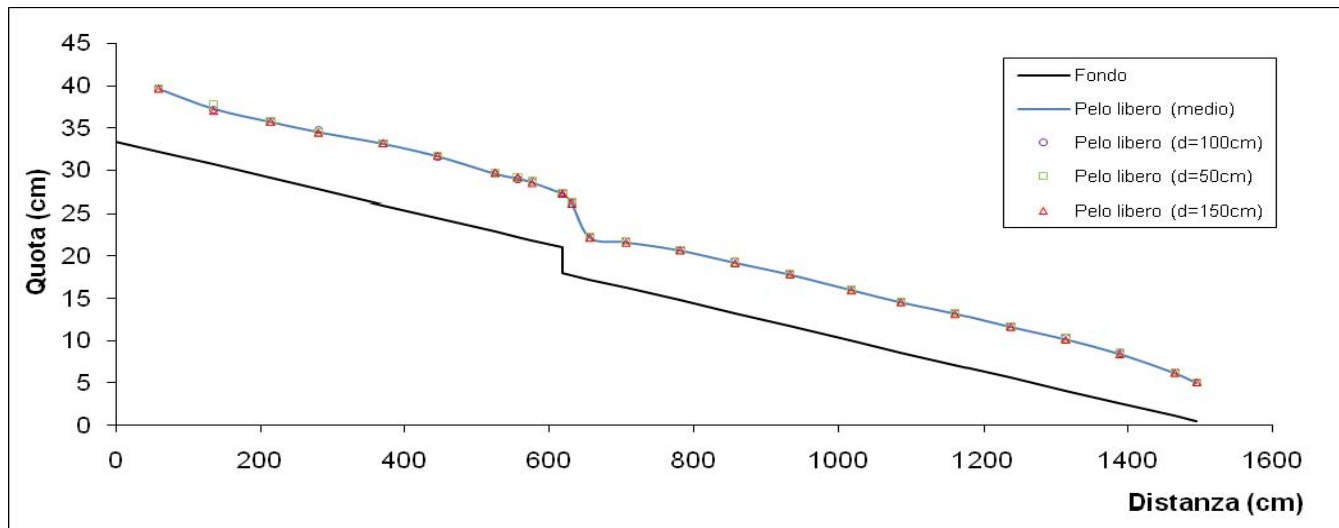
PROFILI IDRAULICI



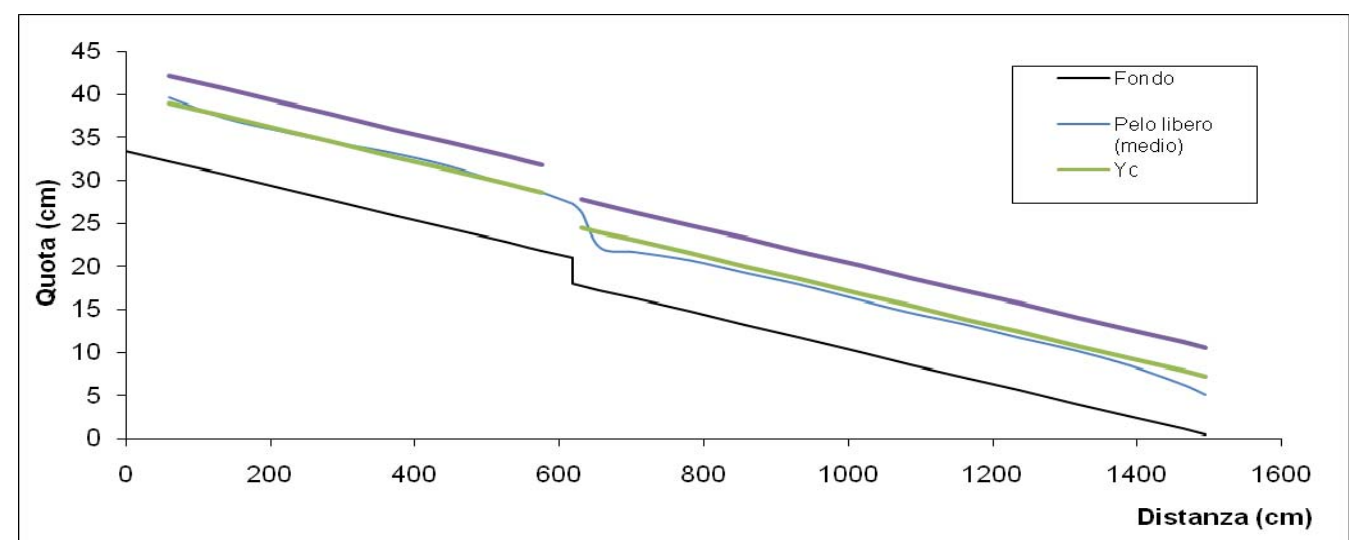
Prova Q=20l/s, i=1%, h=3cm



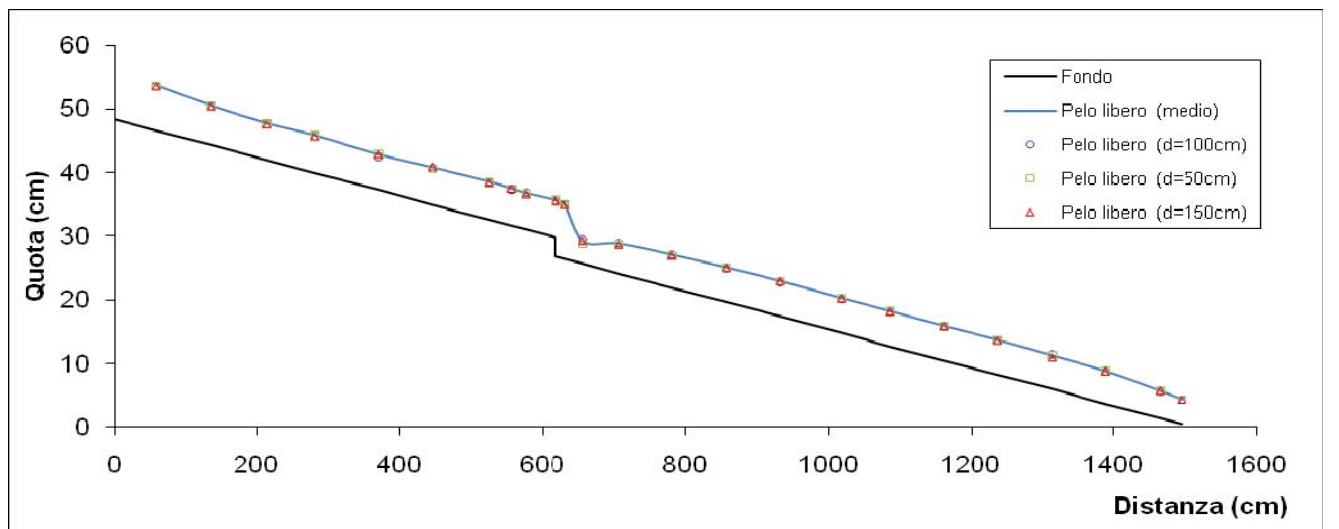
Prova Q=20l/s, i=1%, h=3cm



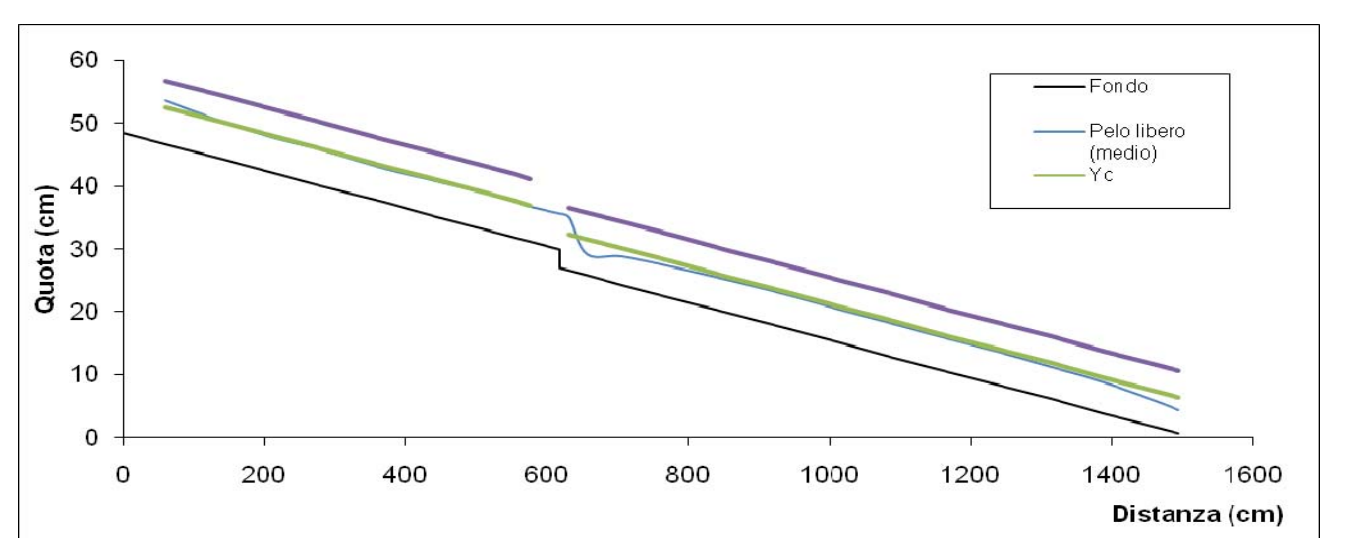
Prova Q=20l/s, i=2%, h=3cm



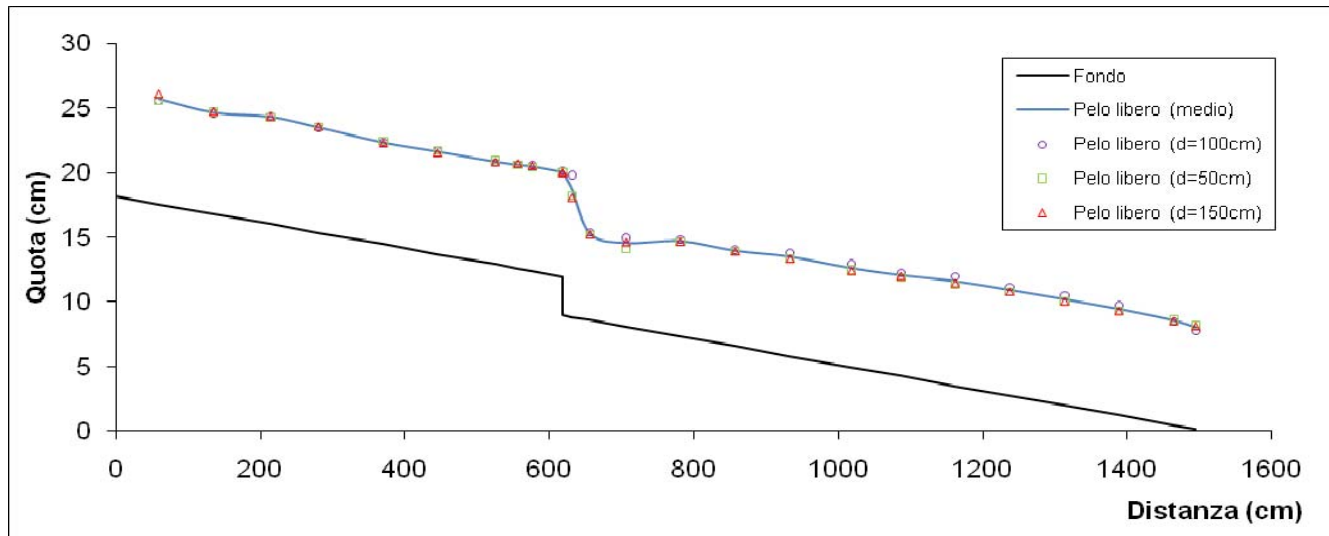
Prova Q=20l/s, i=2%, h=3cm



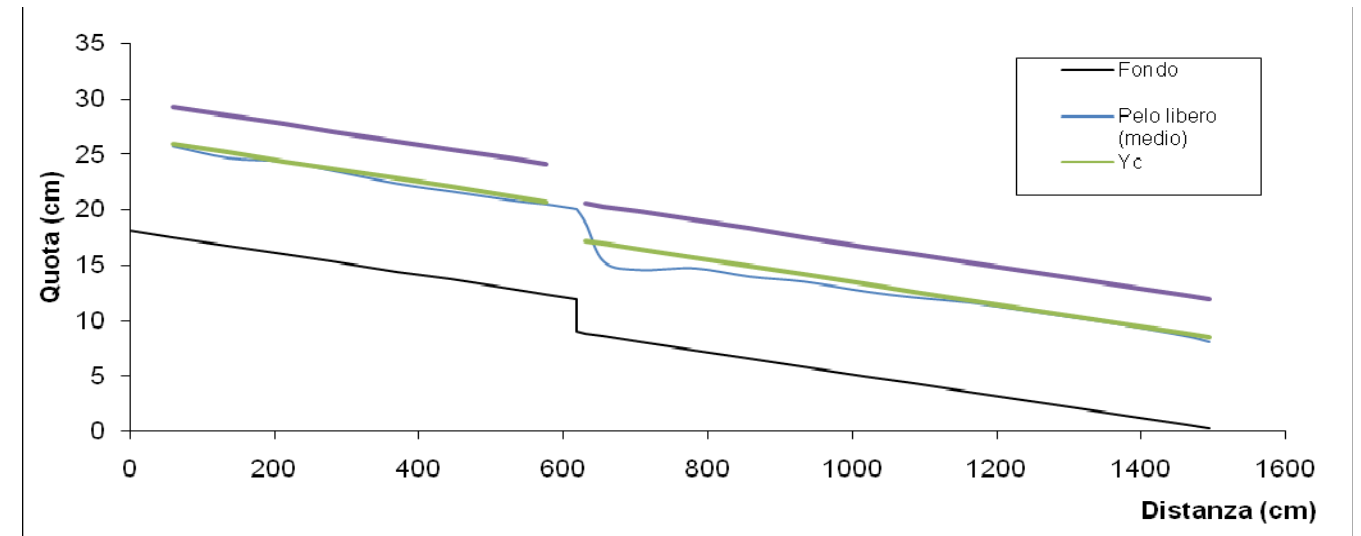
Prova Q=20l/s, i=3%, h=3cm



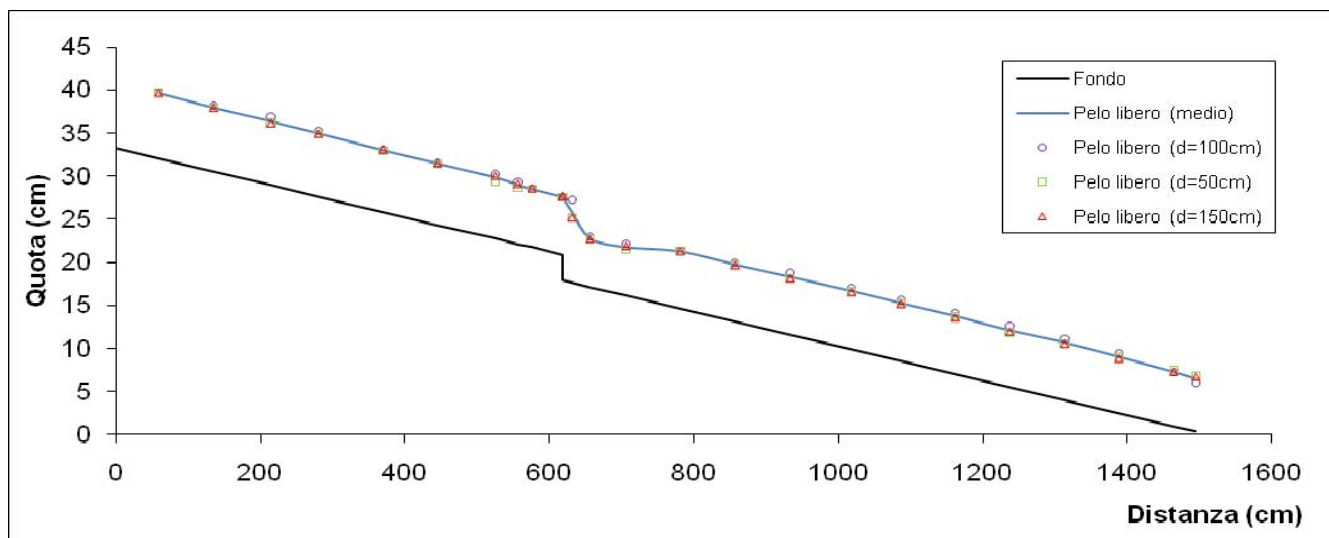
Prova Q=20l/s, i=3%, h=3cm



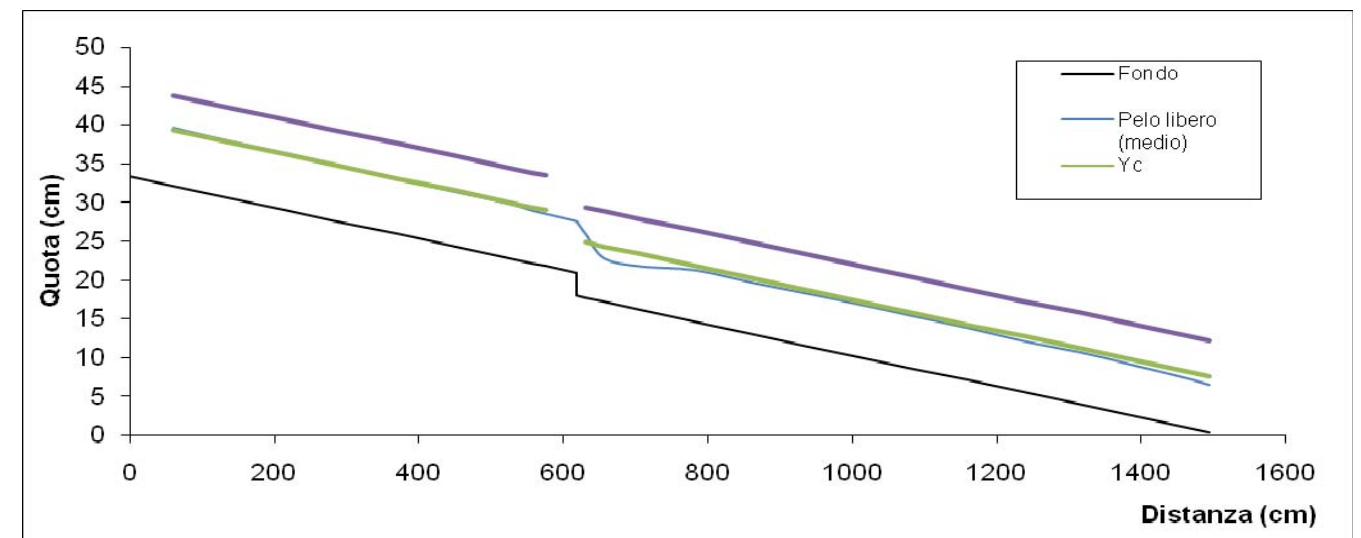
Prova Q=25l/s, i=1%, h=3cm



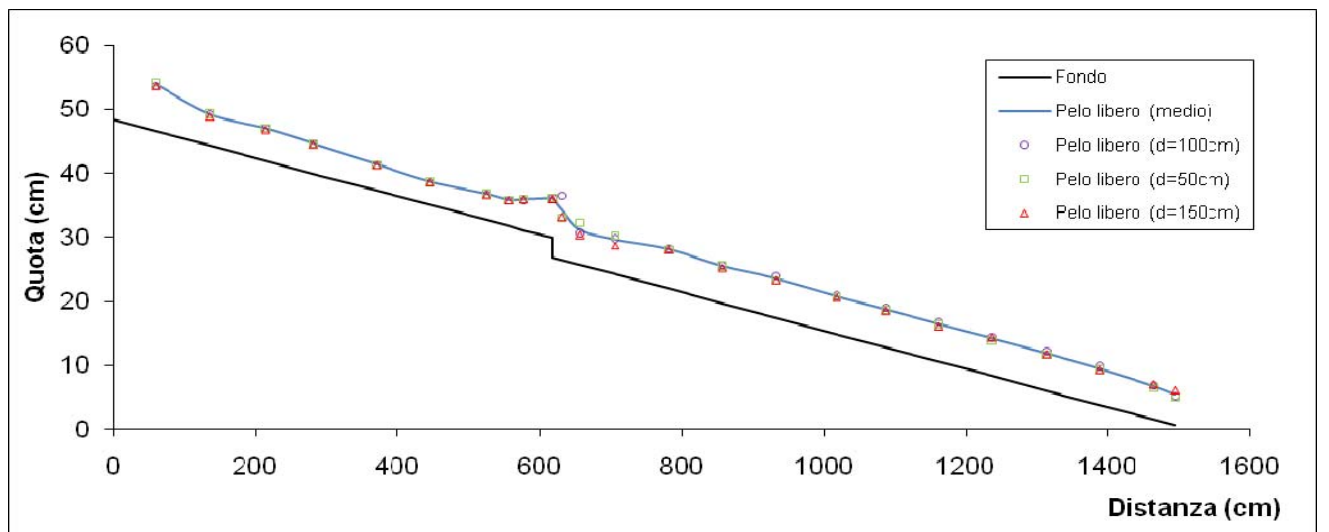
Prova Q=25l/s, i=1%, h=3cm



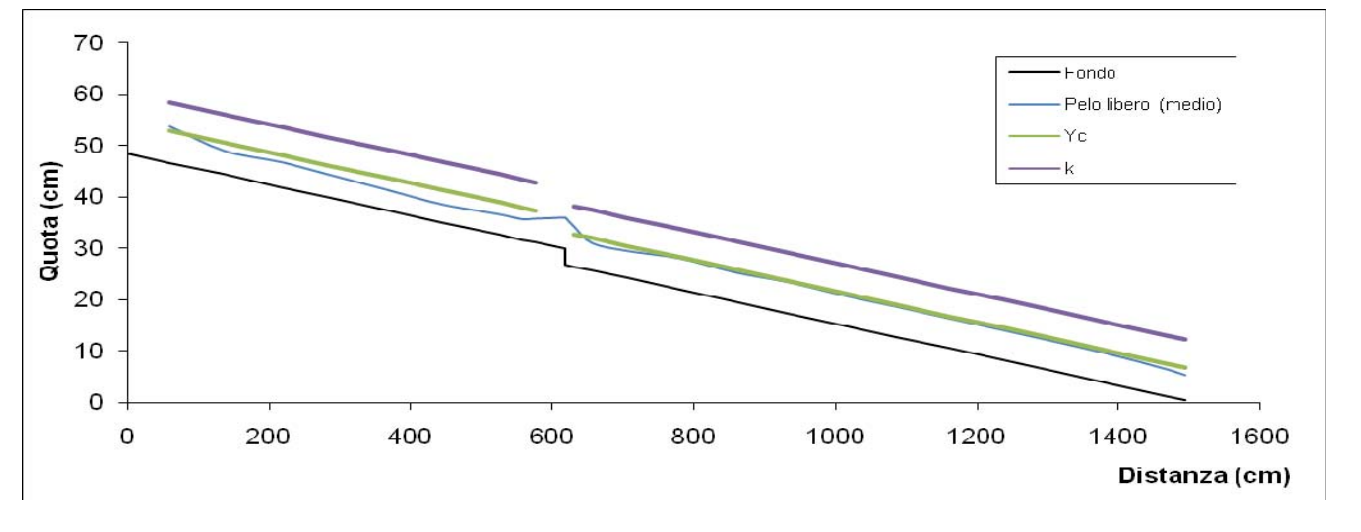
Prova Q=25l/s, i=2%, h=3cm



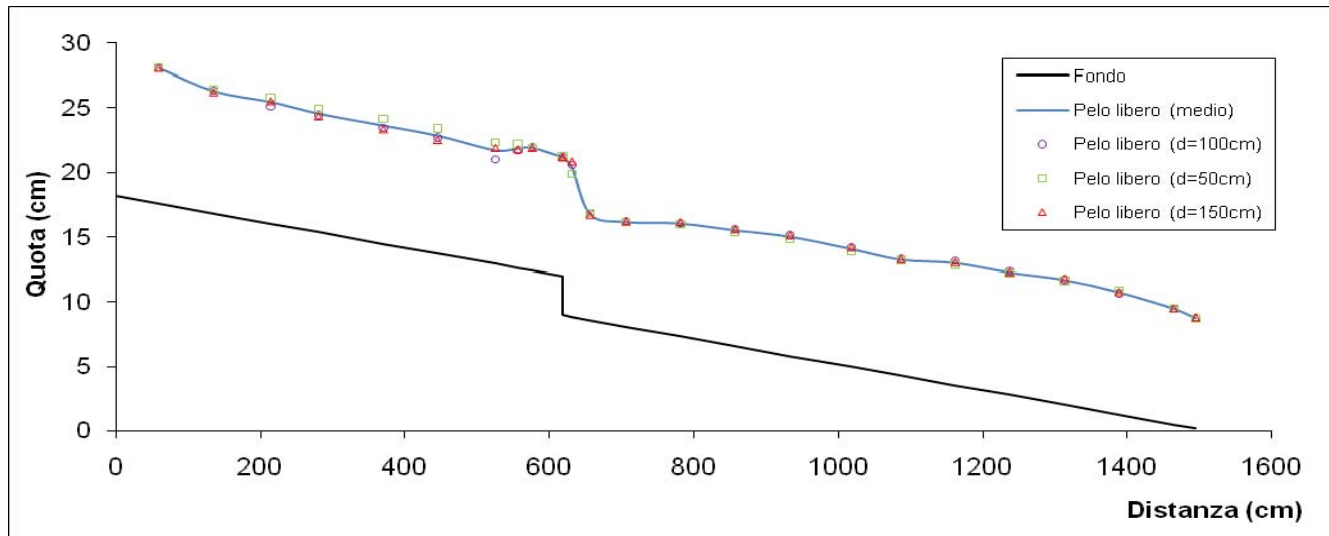
Prova Q=25l/s, i=2%, h=3cm



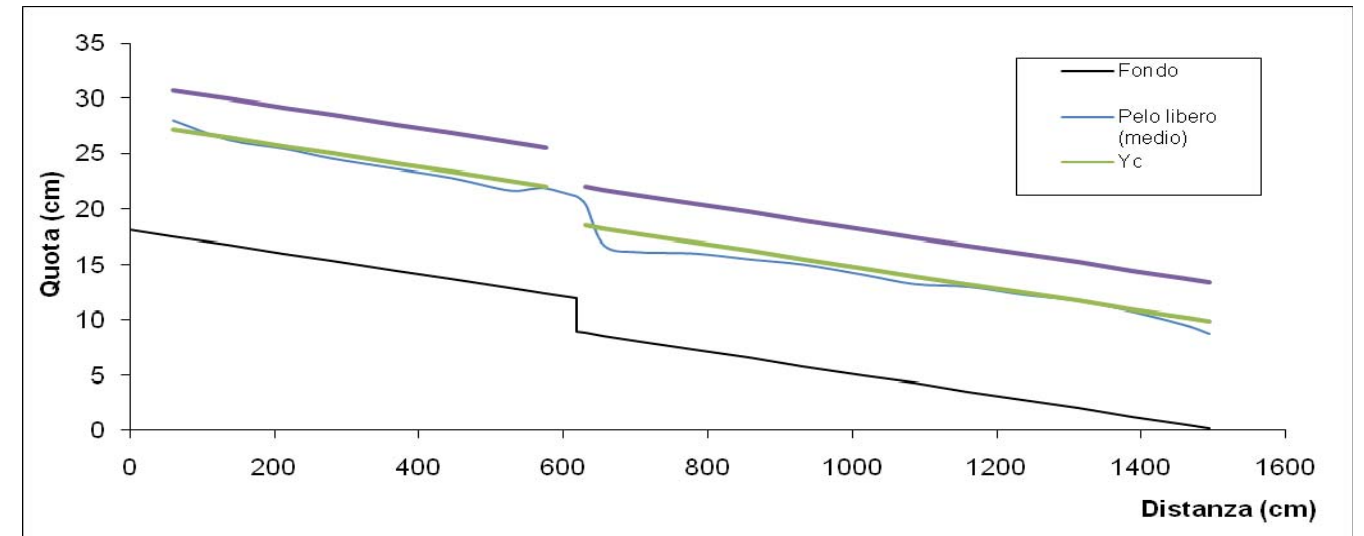
Prova Q=25l/s, i=3%, h=3cm



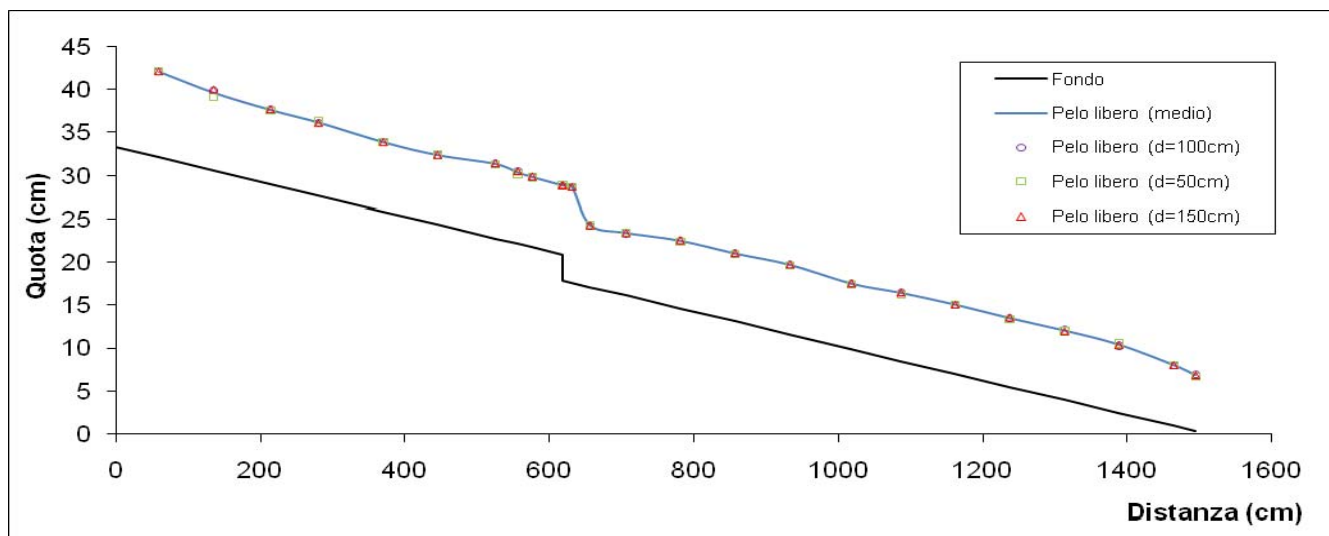
Prova Q=25l/s, i=3%, h=3cm



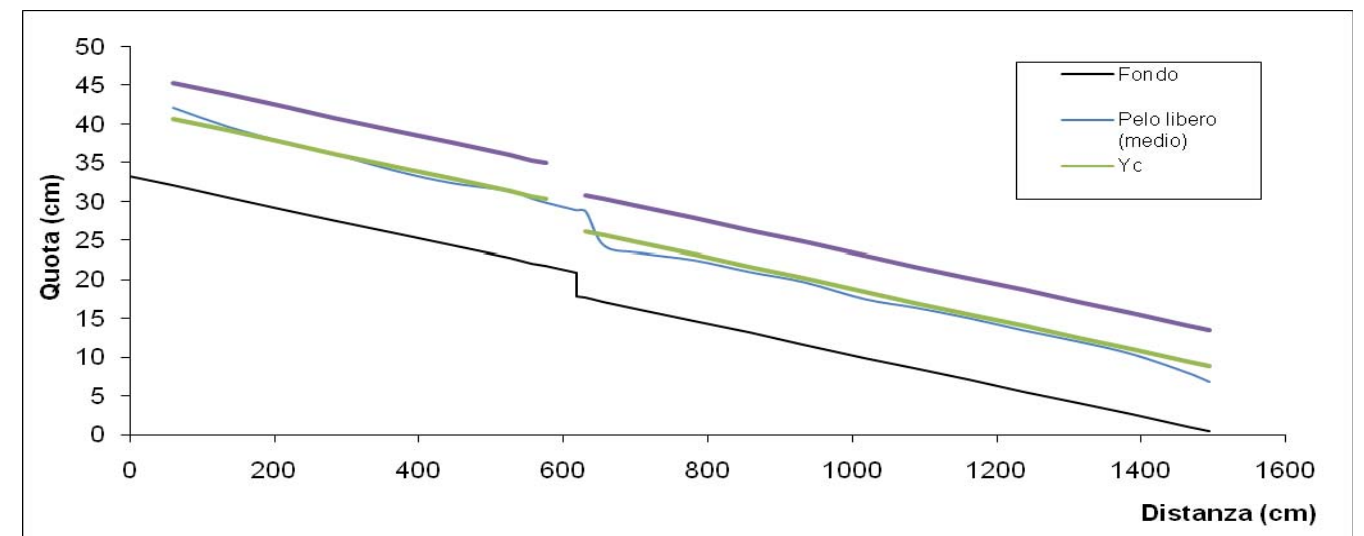
Prova Q=30l/s, i=1%, h=3cm



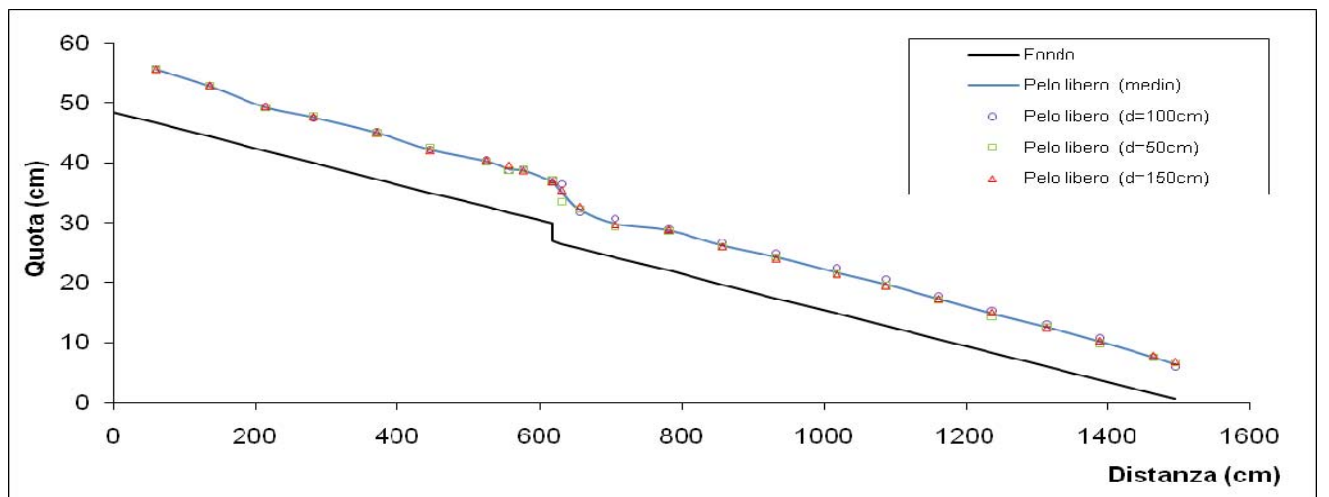
Prova Q=30l/s, i=1%, h=3cm



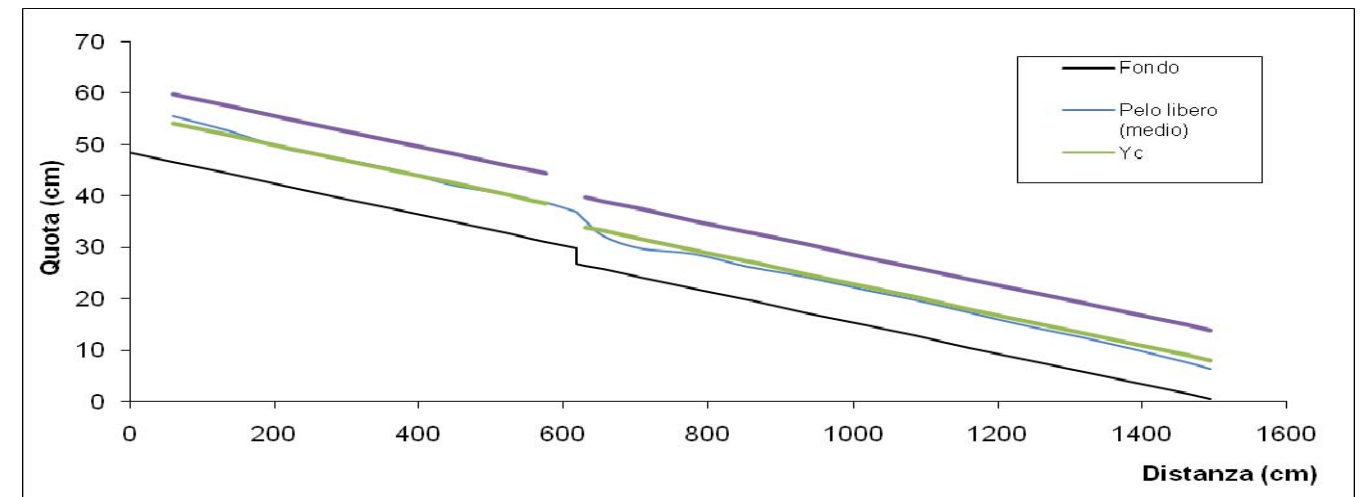
Prova Q=30l/s, i=2%, h=3cm



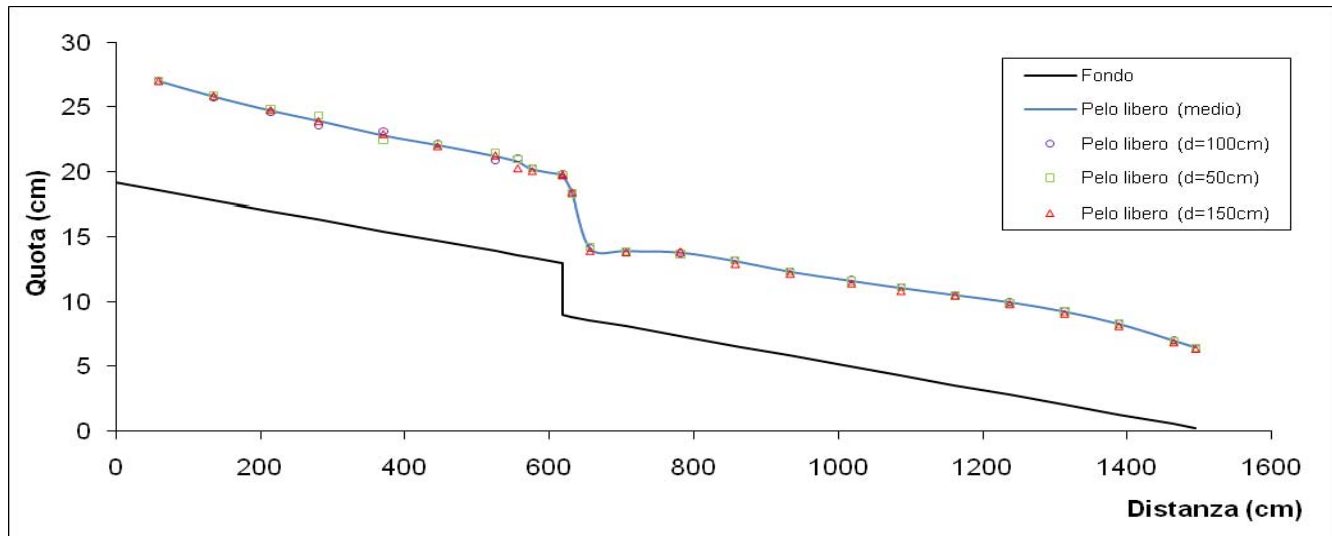
Prova Q=30l/s, i=1%, h=3cm



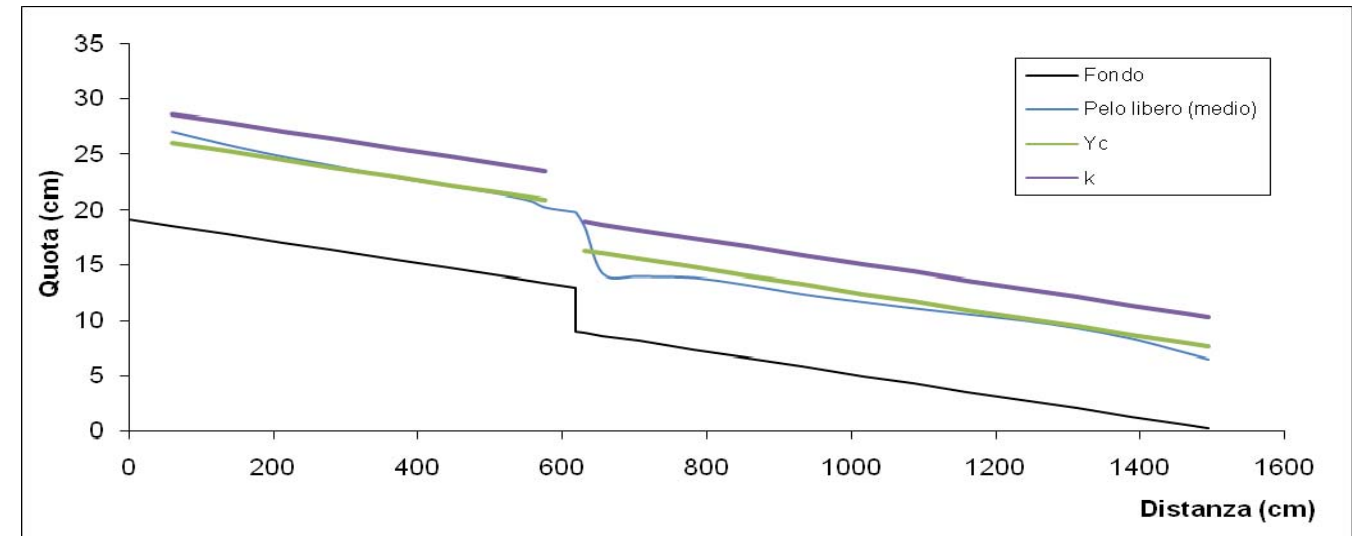
Prova Q=30l/s, i=3%, h=3cm



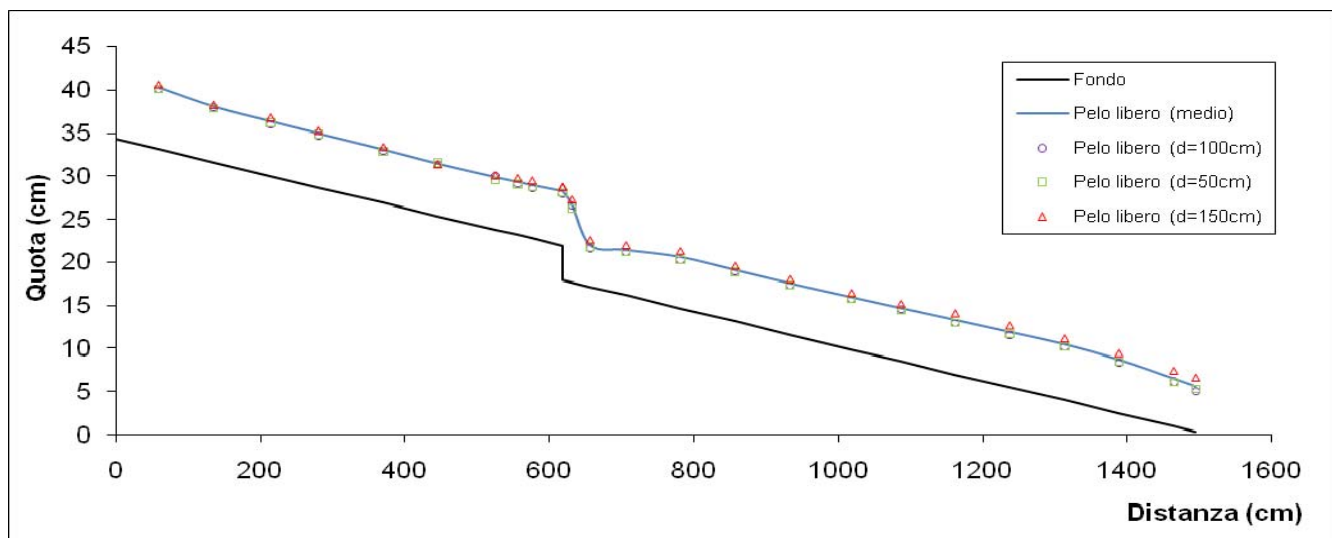
Prova Q=30l/s, i=1%, h=3cm



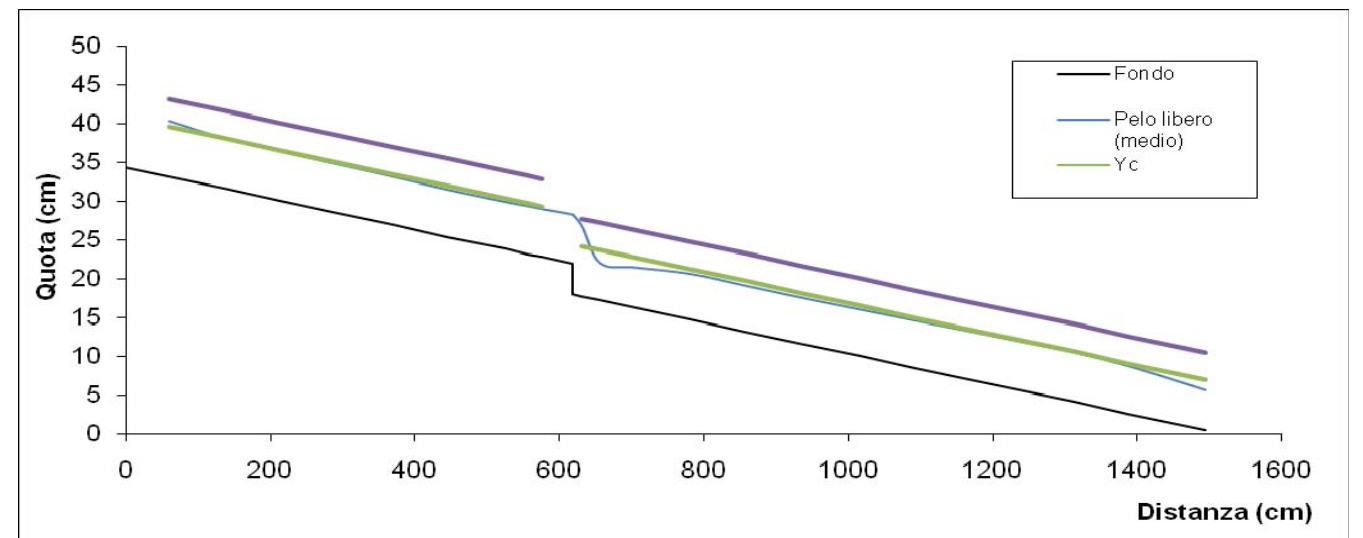
Prova Q=20l/s, i=1%, h=4cm



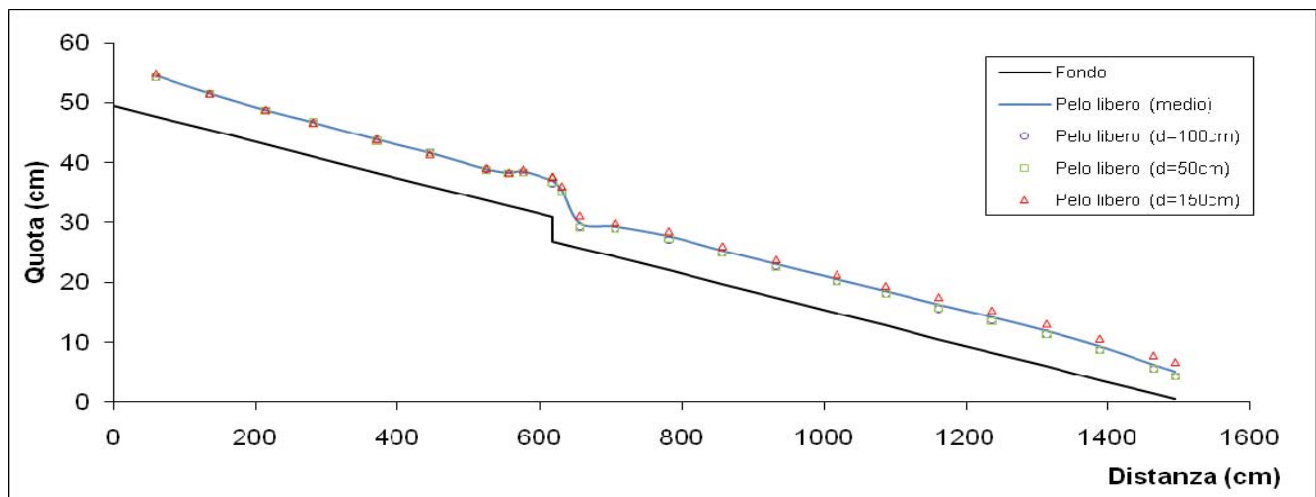
Prova Q=20l/s, i=1%, h=4cm



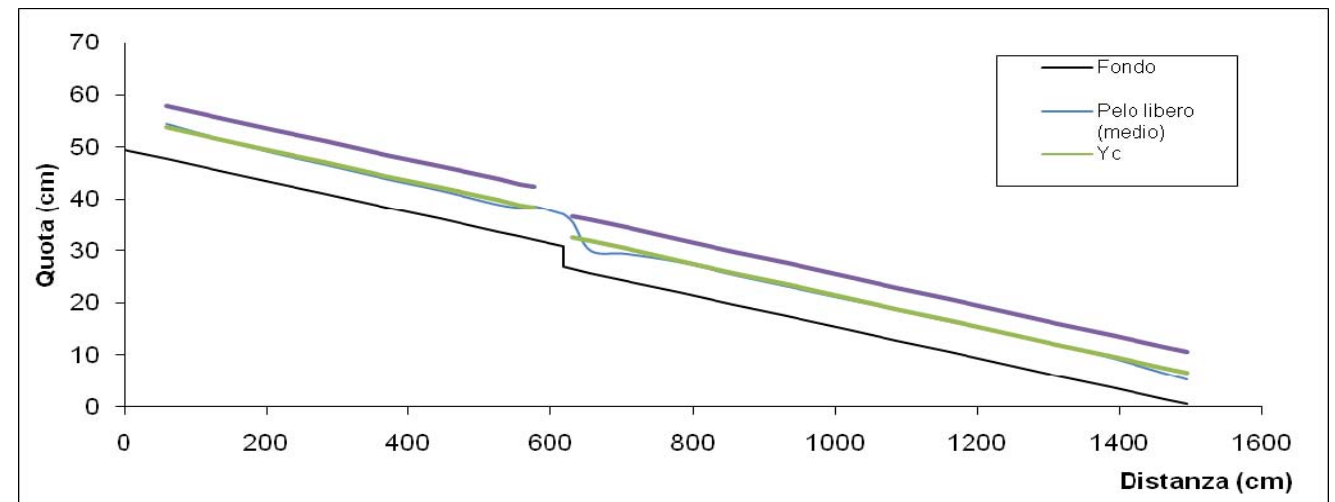
Prova Q=20l/s, i=2%, h=4cm



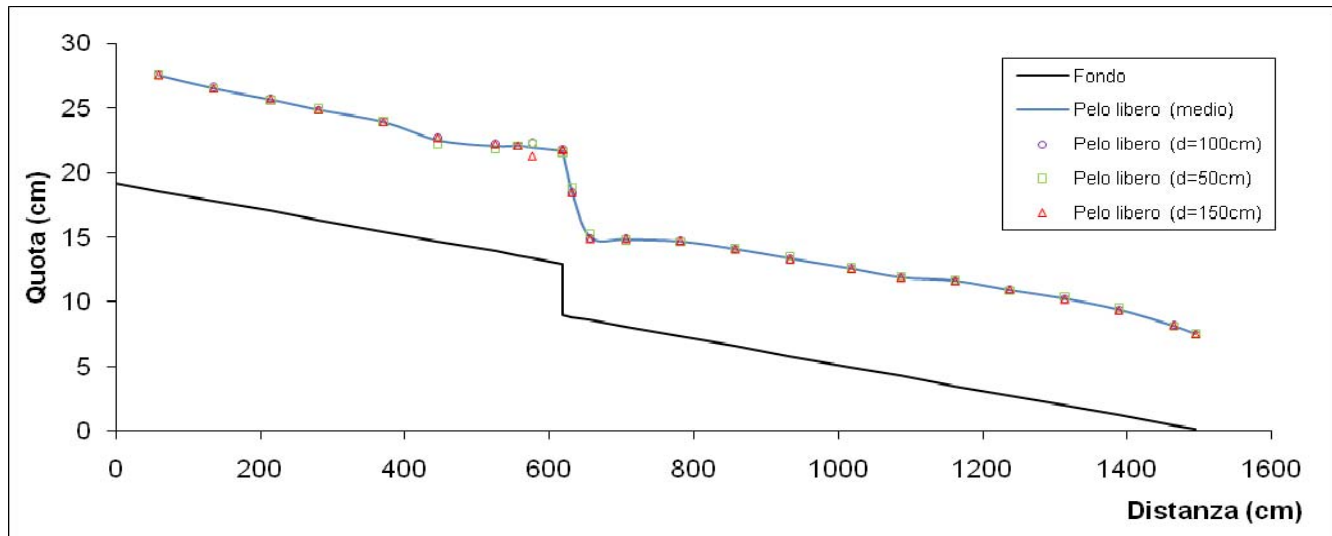
Prova Q=20l/s, i=2%, h=4cm



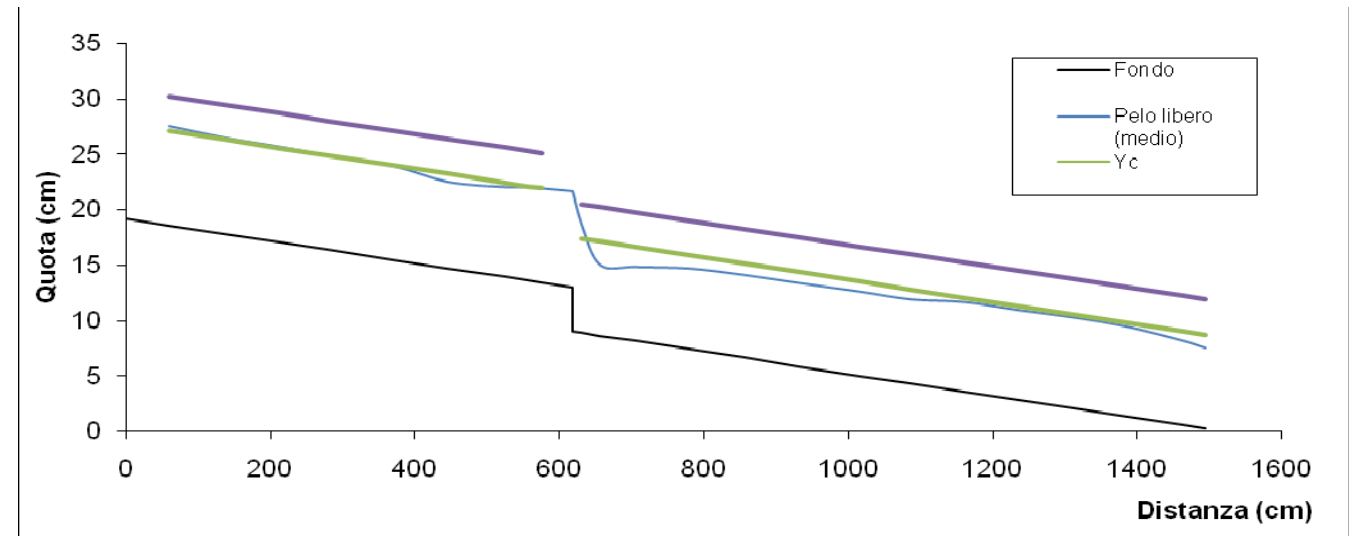
Prova Q=20l/s, i=3%, h=4cm



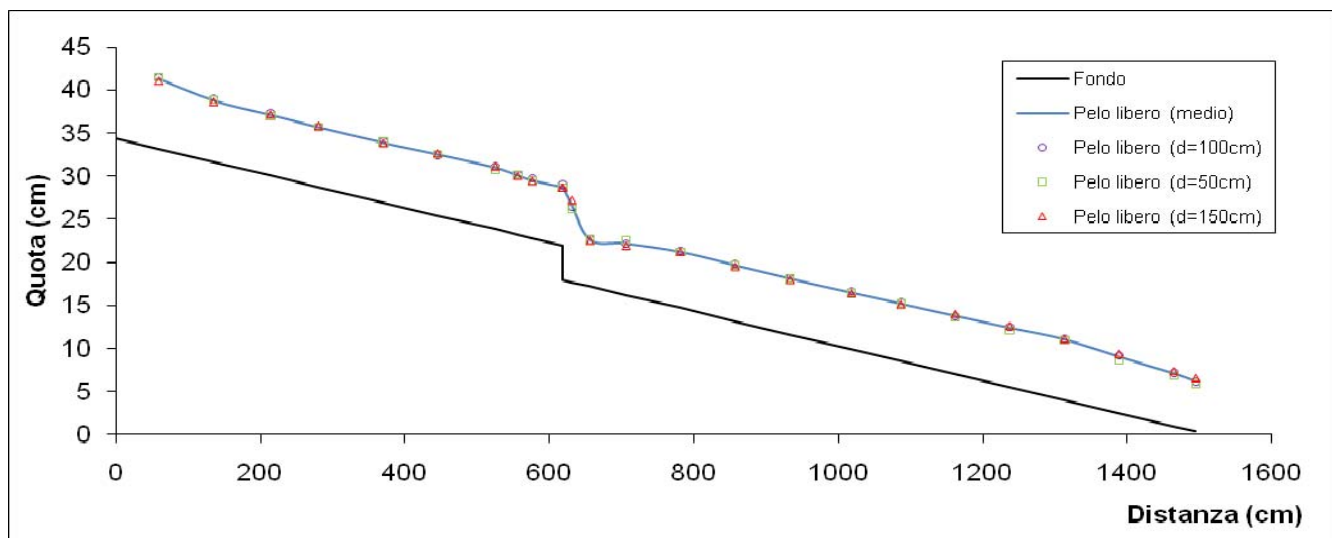
Prova Q=20l/s, i=2%, h=4cm



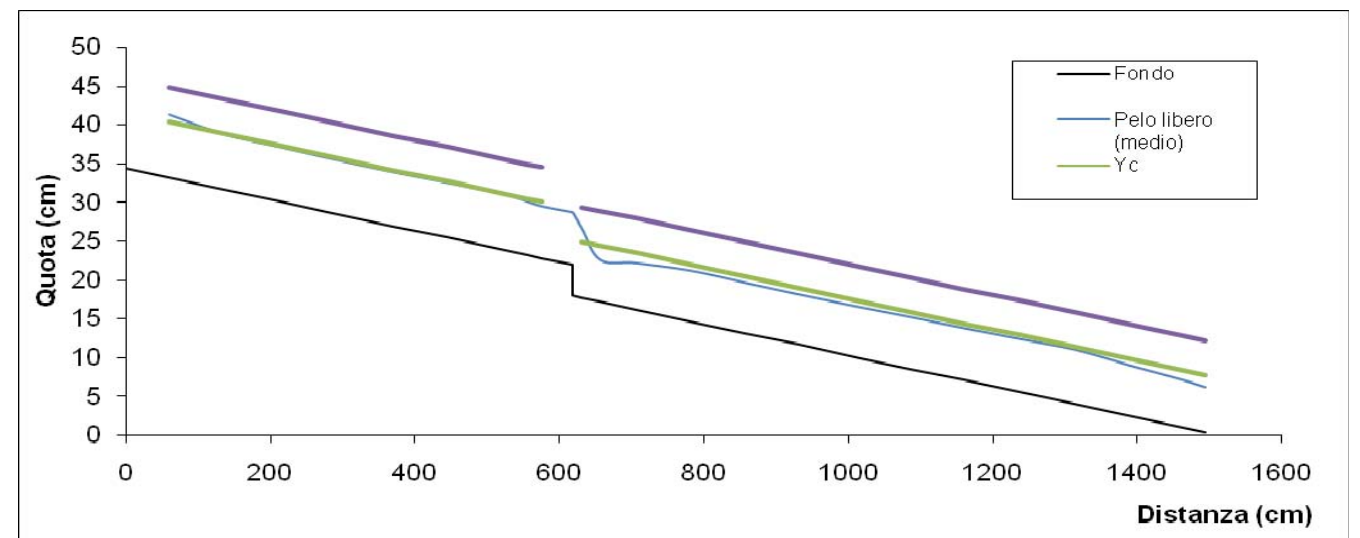
Prova Q=25l/s, i=1%, h=4cm



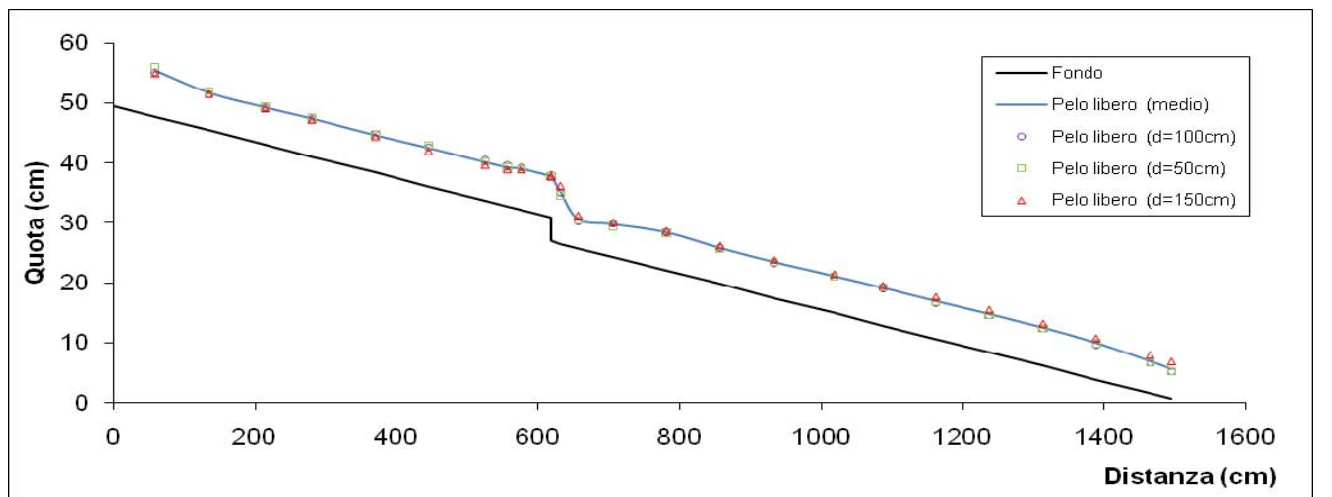
Prova Q=25l/s, i=1%, h=4cm



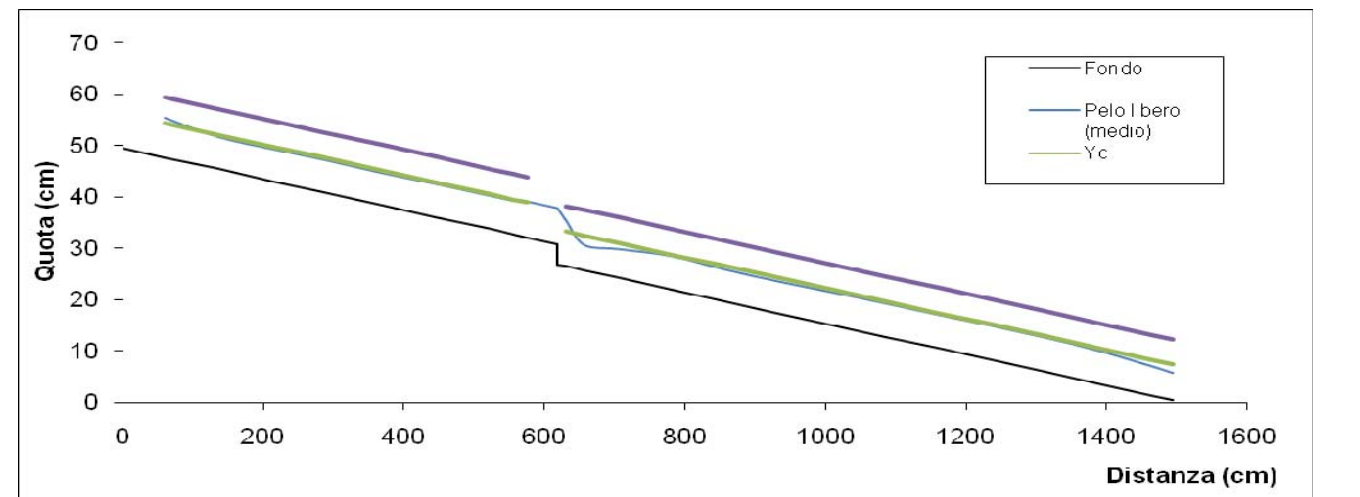
Prova Q=25l/s, i=2%, h=4cm



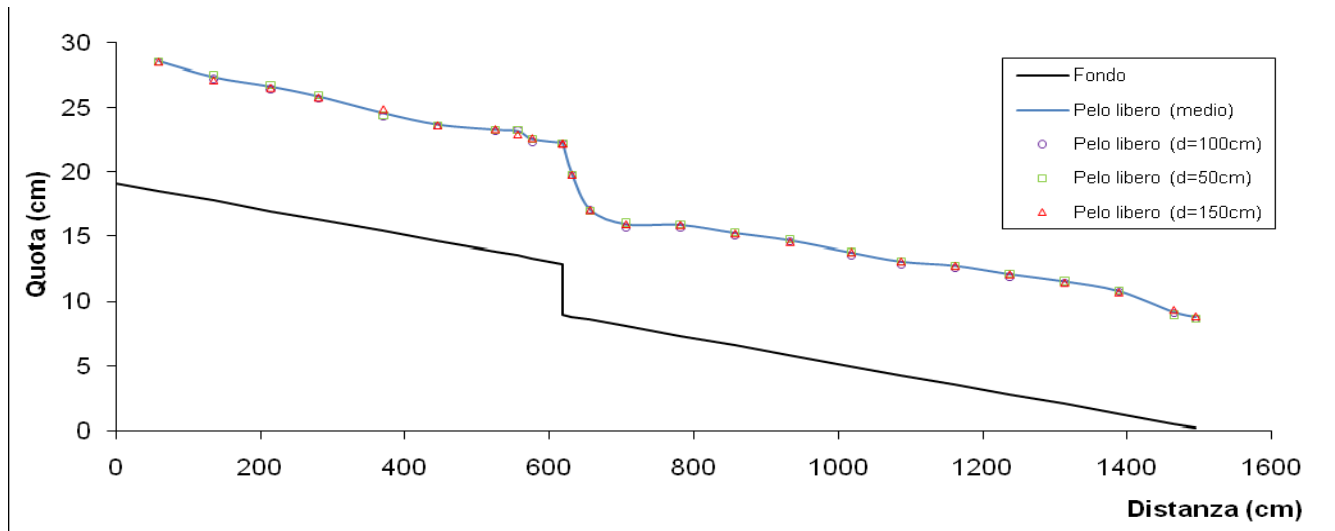
Prova Q=25l/s, i=2%, h=4cm



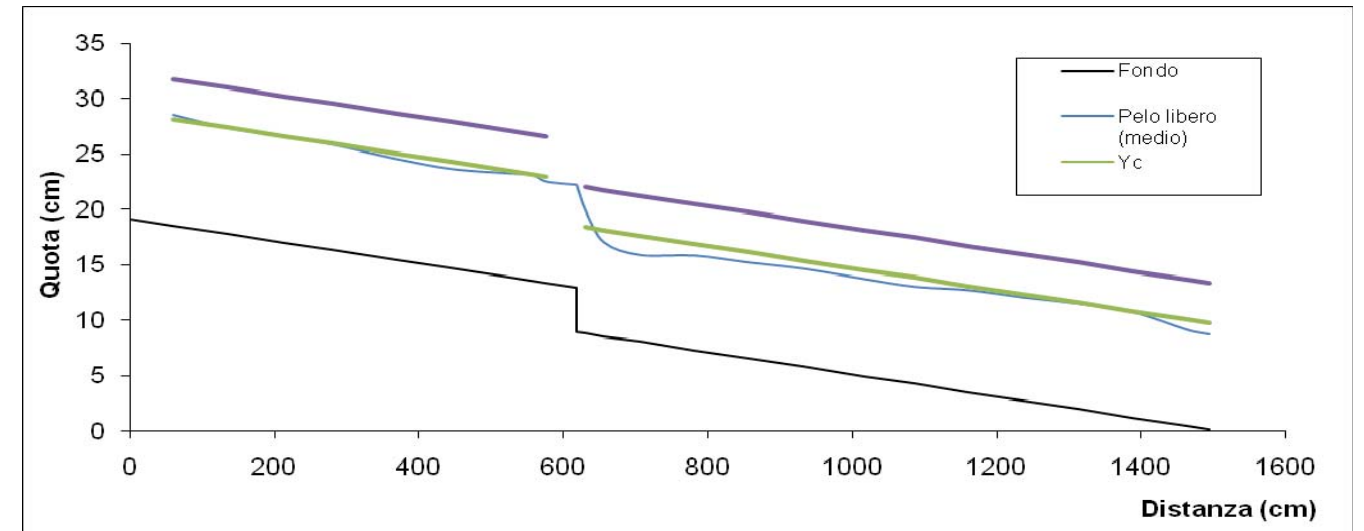
Prova Q=25l/s, i=3%, h=4cm



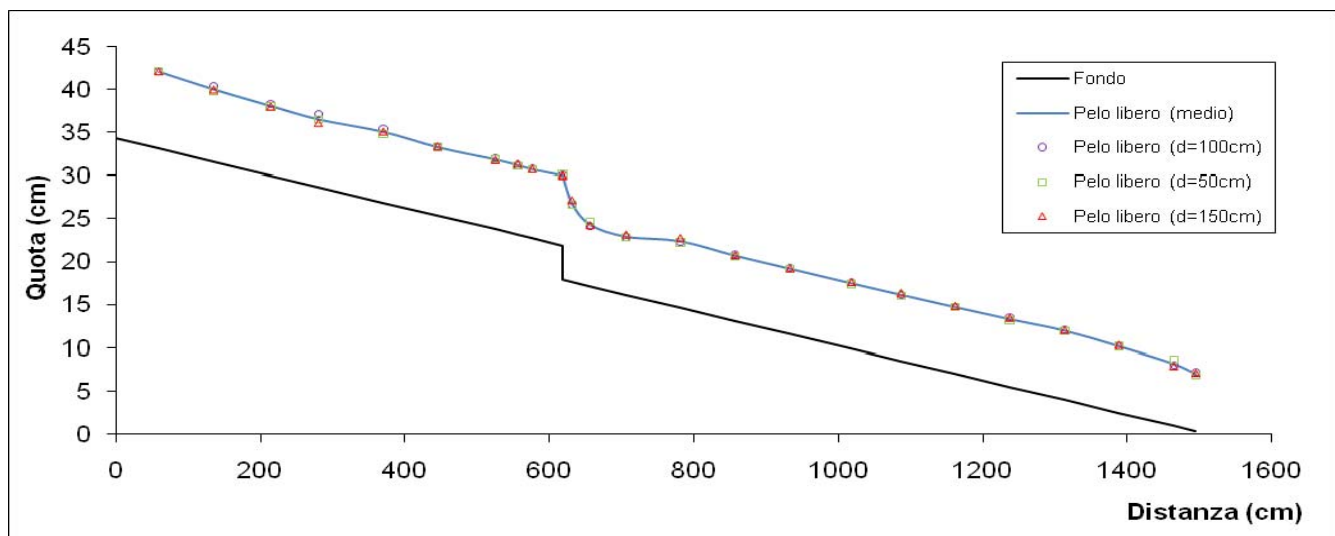
Prova Q=25l/s, i=3%, h=4cm



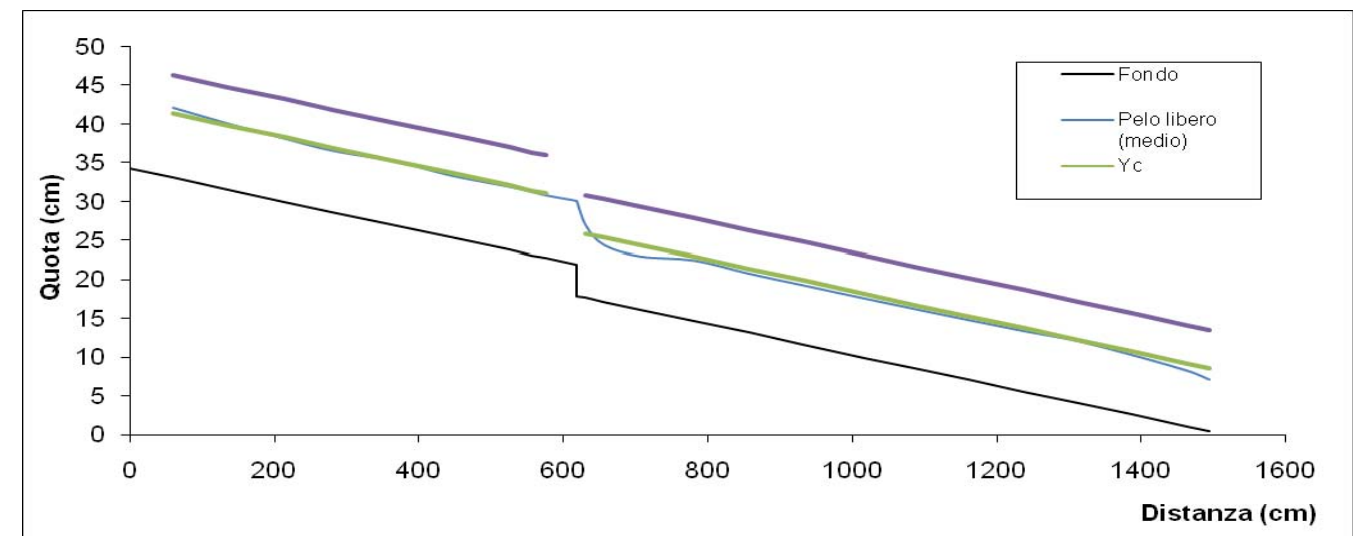
Prova Q=30l/s, i=1%, h=4cm



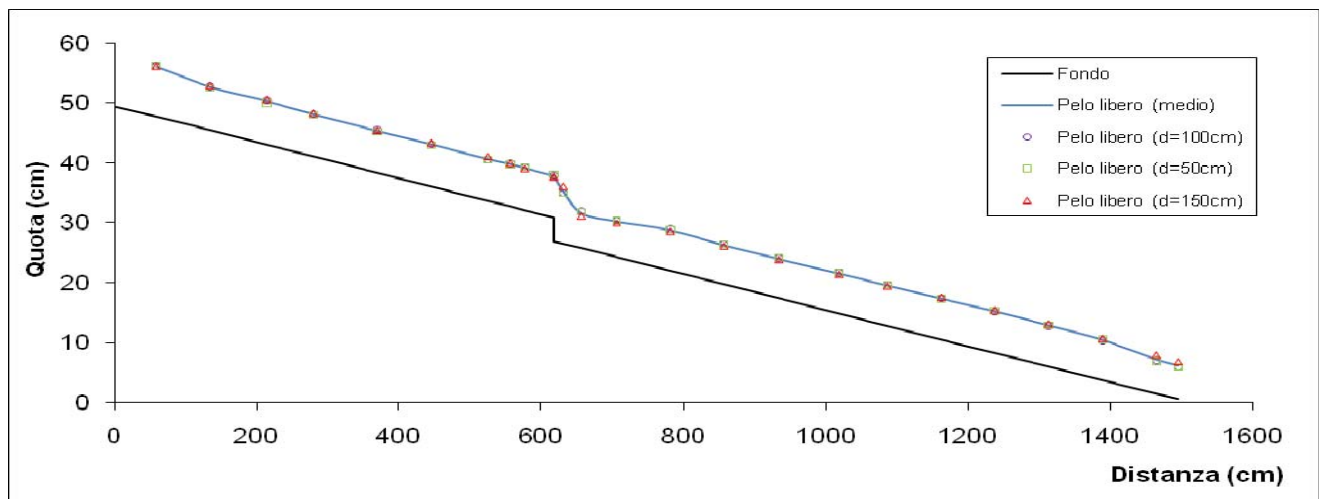
Prova Q=30l/s, i=1%, h=4cm



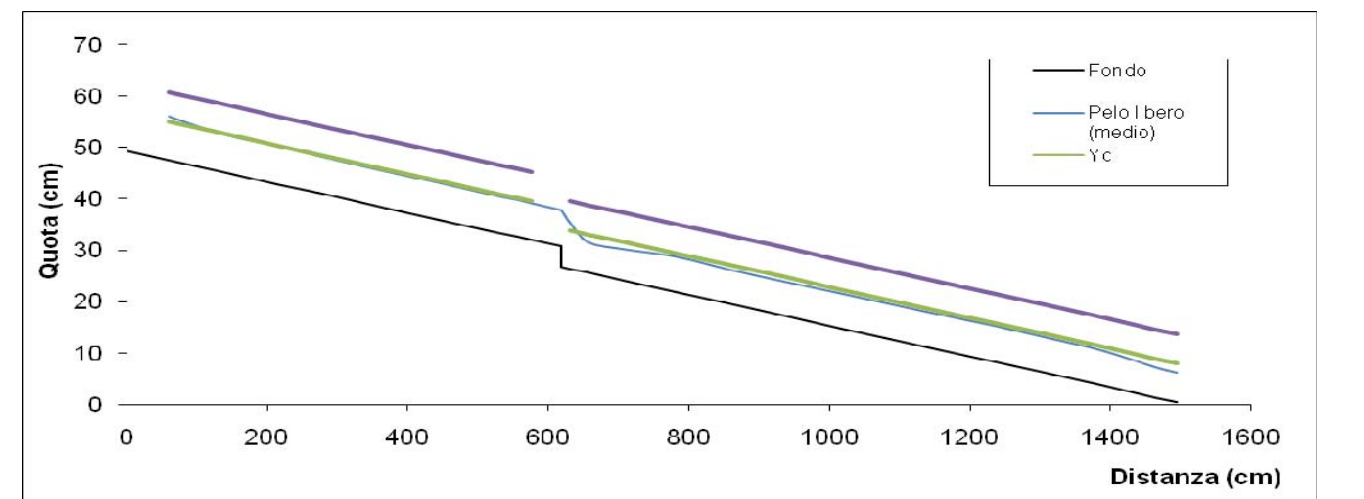
Prova Q=30l/s, i=2%, h=4cm



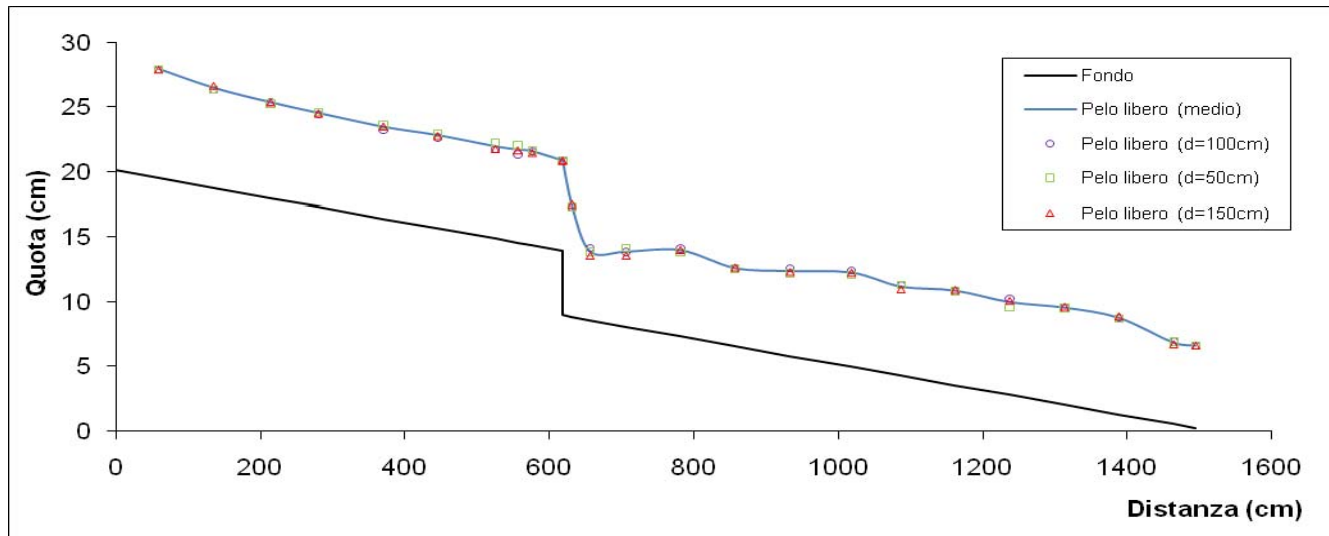
Prova Q=30l/s, i=2%, h=4cm



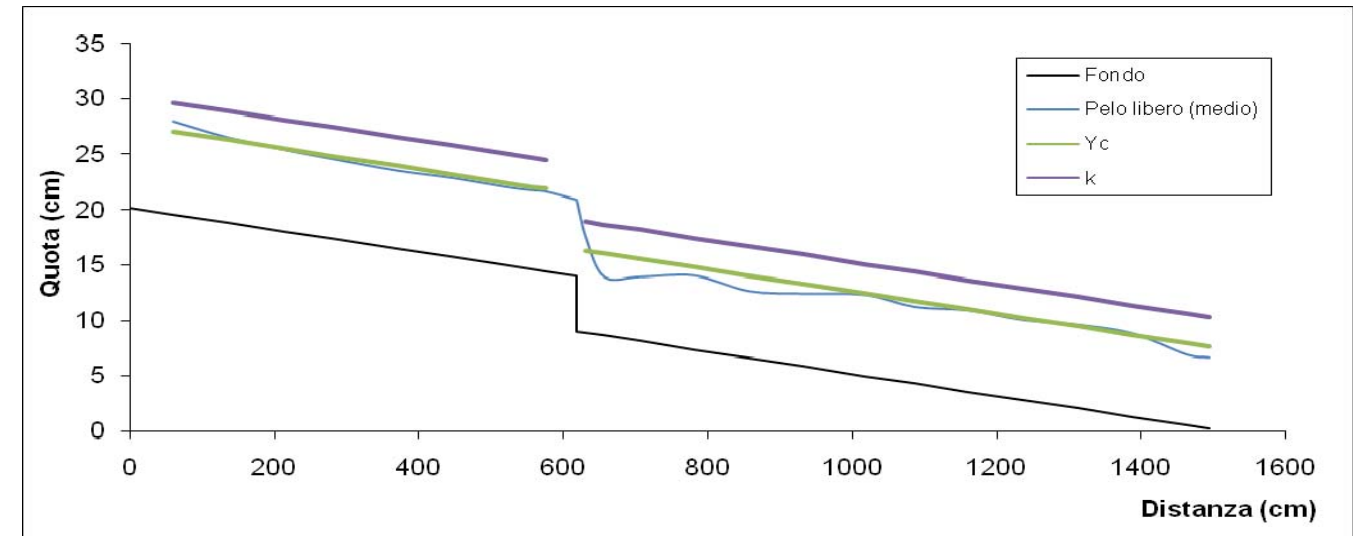
Prova Q=30l/s, i=3%, h=4cm



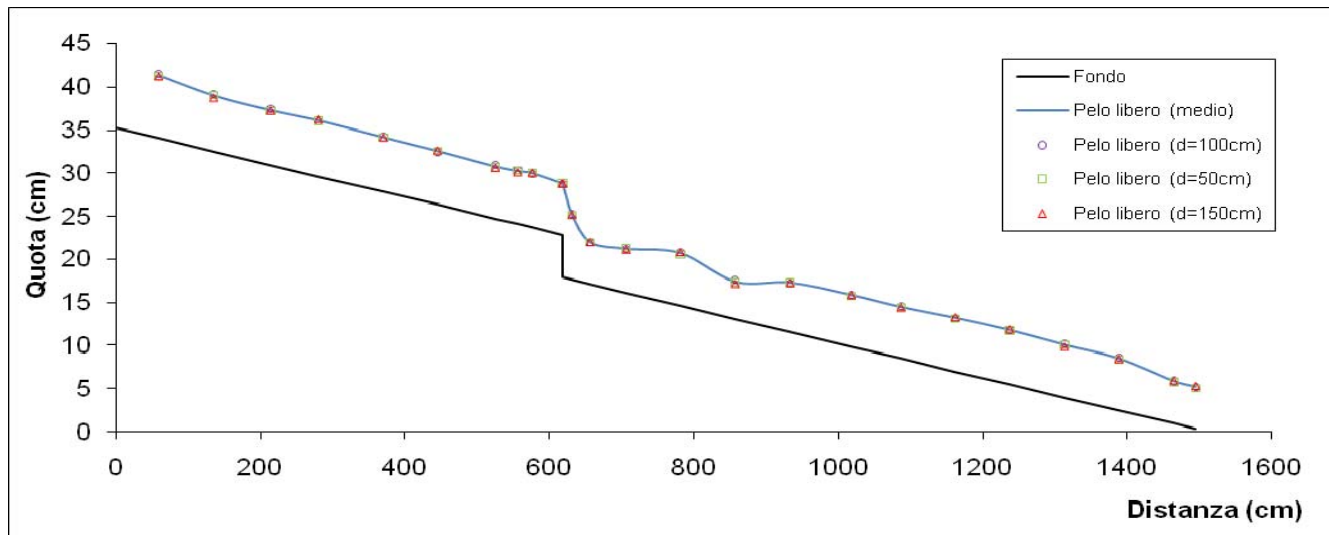
Prova Q=30l/s, i=3%, h=4cm



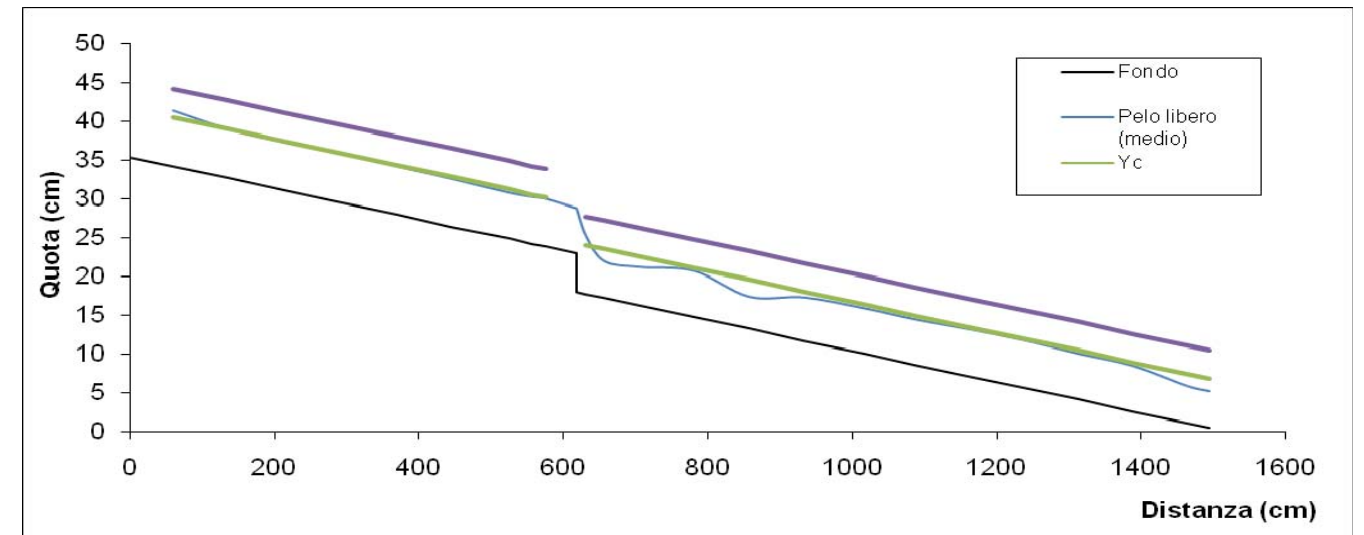
Prova Q=20l/s, i=3%, h=5cm



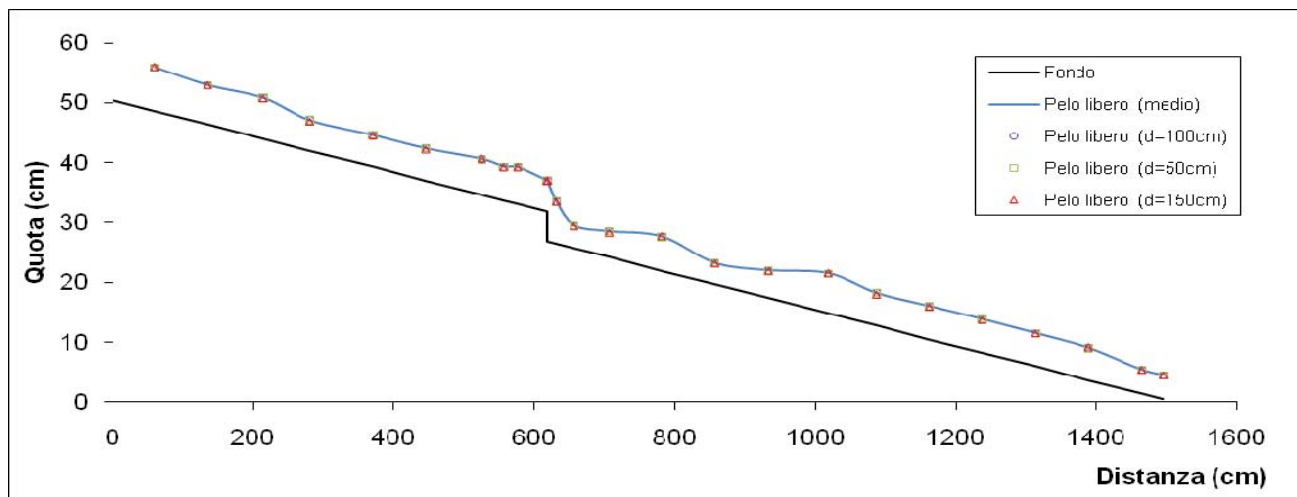
Prova Q=20l/s, i=1%, h=5cm



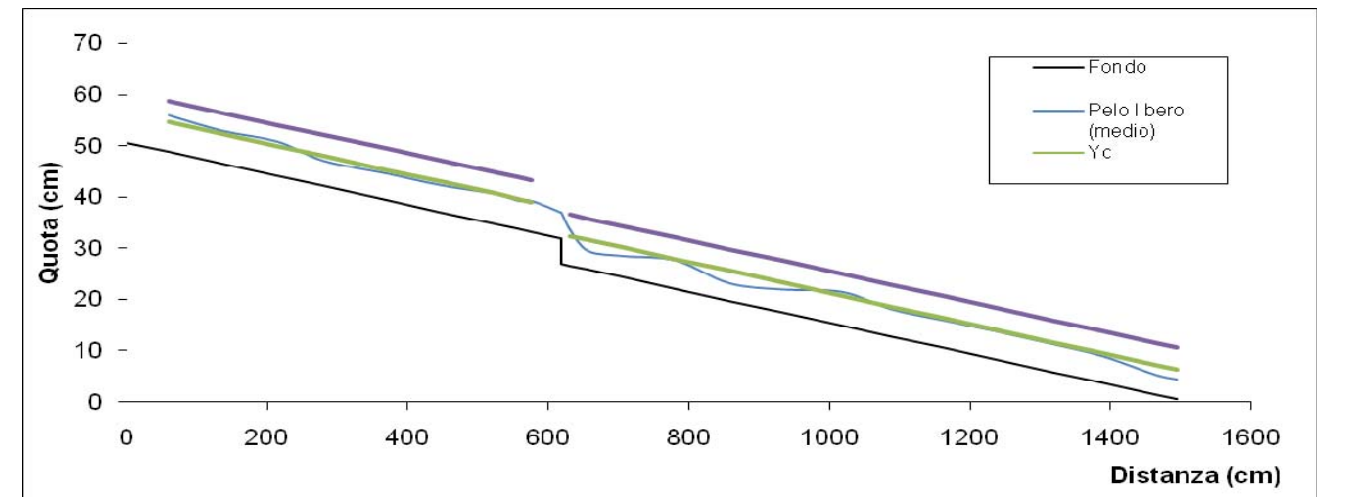
Prova Q=20l/s, i=2%, h=5cm



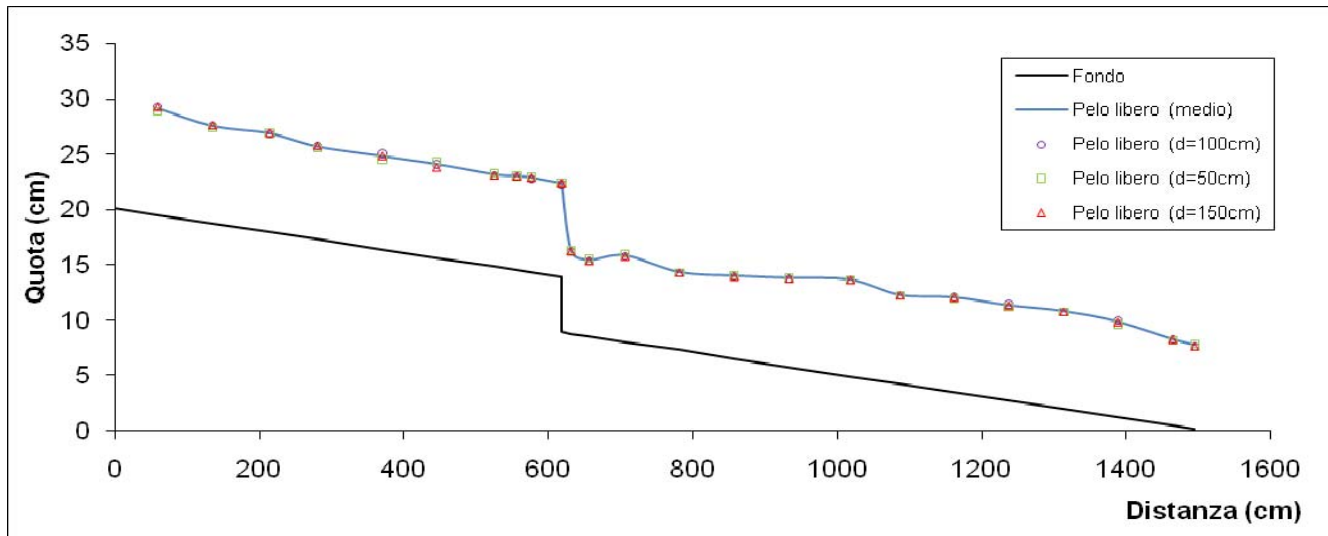
Prova Q=20l/s, i=2%, h=5cm



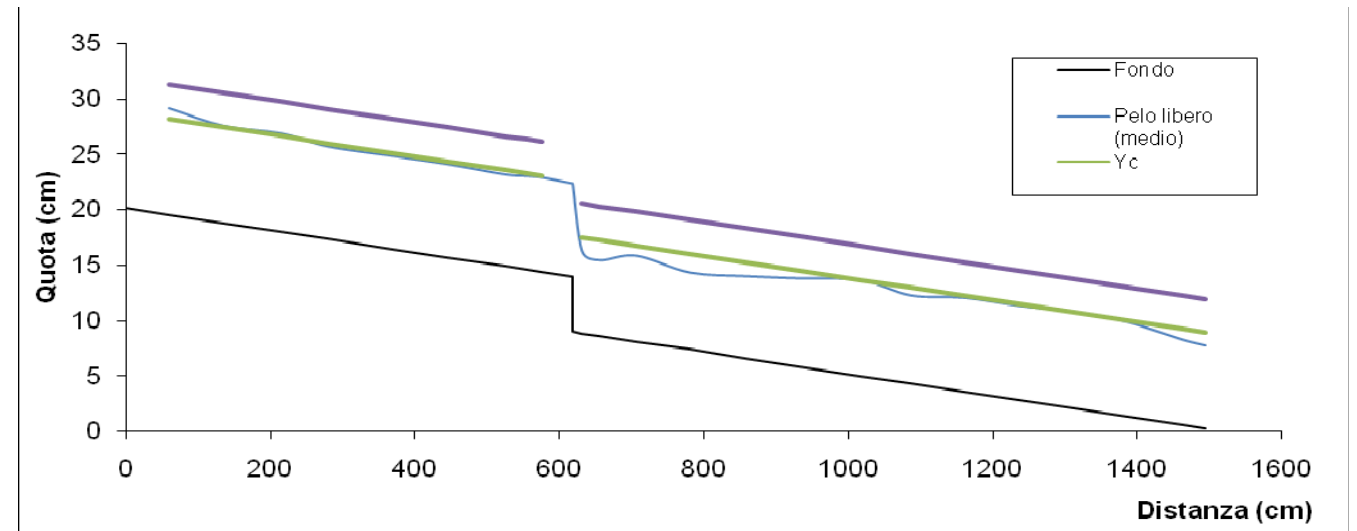
Prova Q=20l/s, i=3%, h=5cm



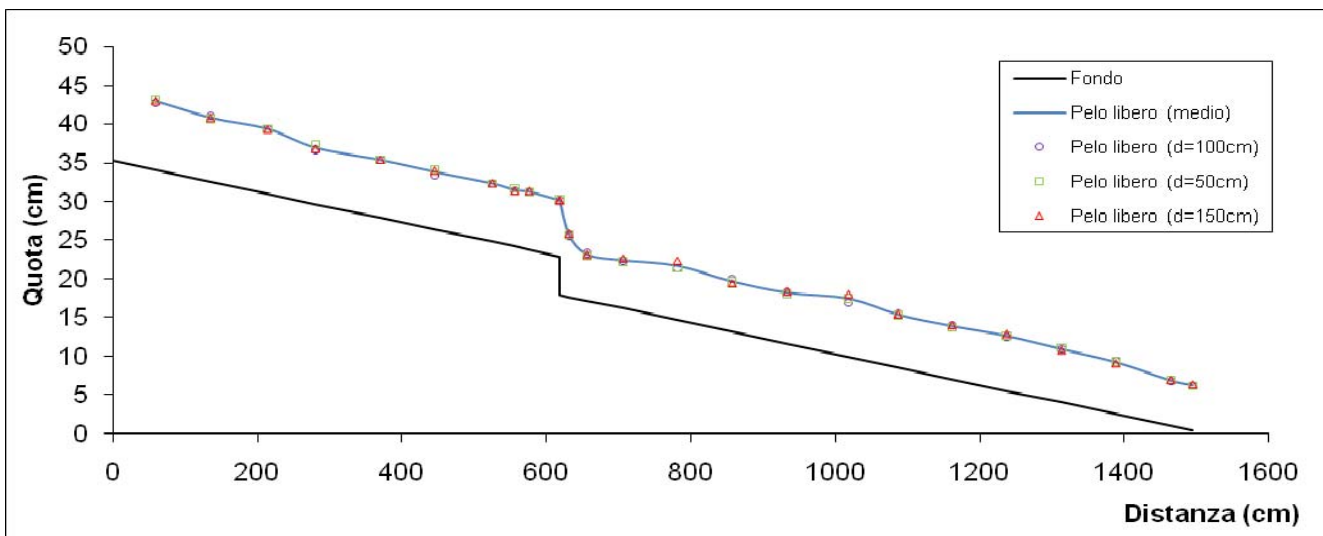
Prova Q=20l/s, i=3%, h=5cm



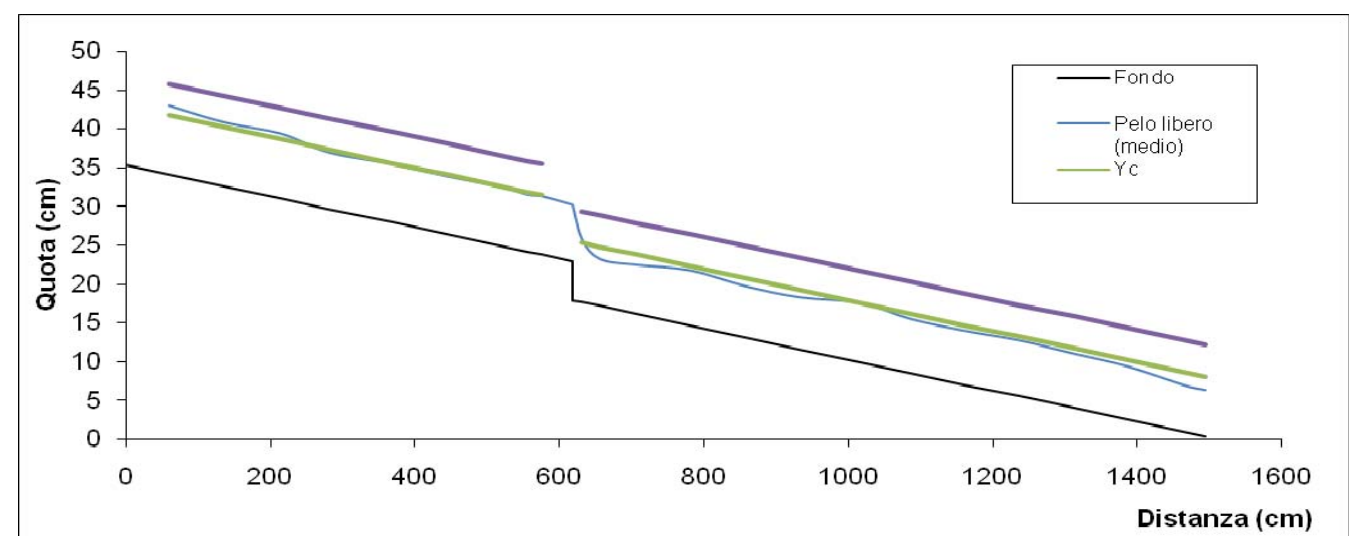
Prova Q=25l/s, i=1%, h=5cm



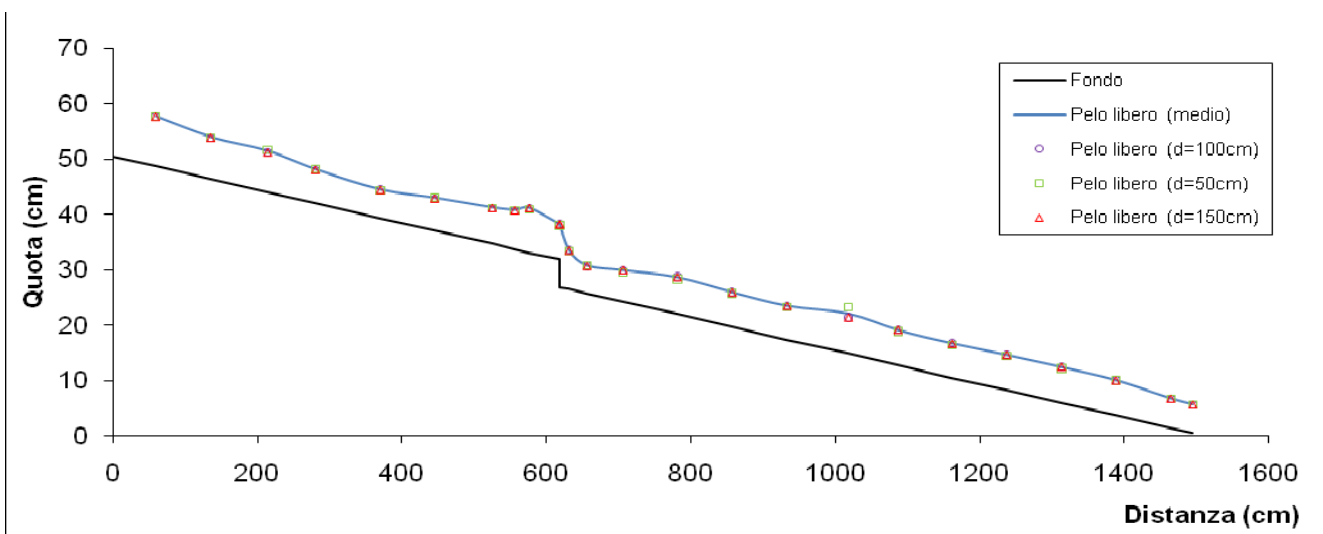
Prova Q=25l/s, i=1%, h=5cm



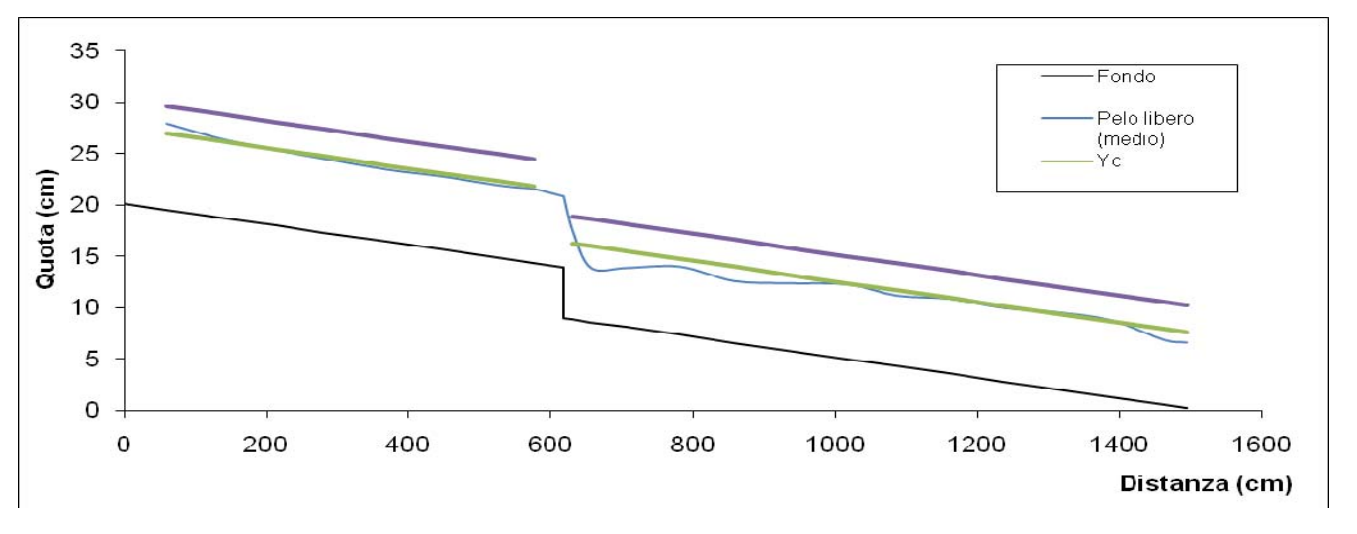
Prova Q=25l/s, i=2%, h=5cm



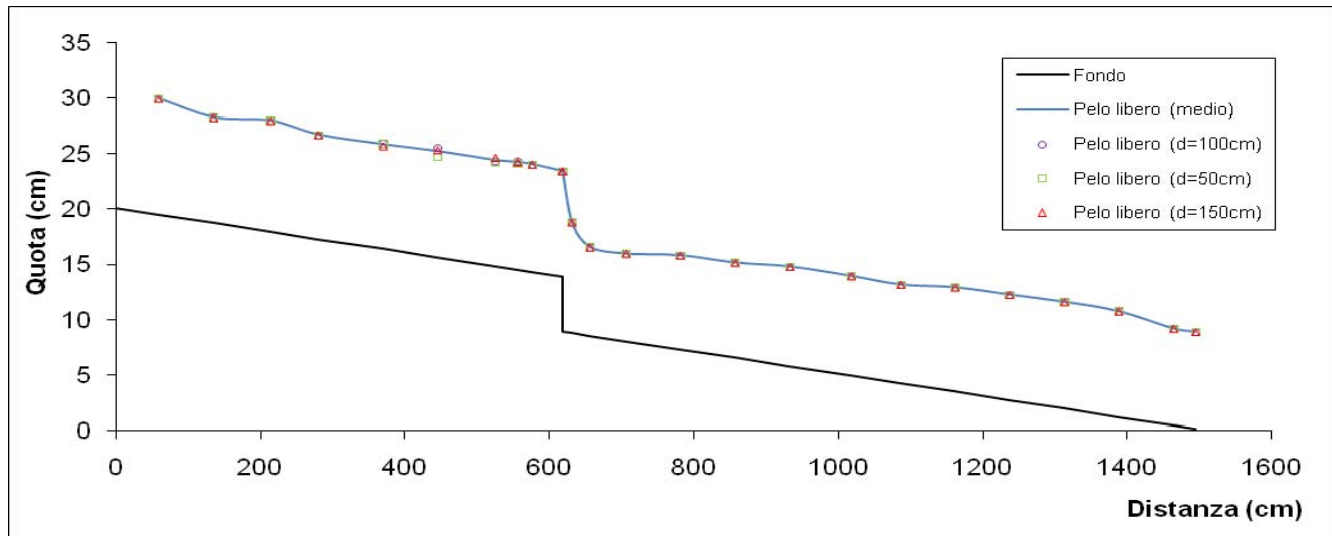
Prova Q=25l/s, i=1%, h=5cm



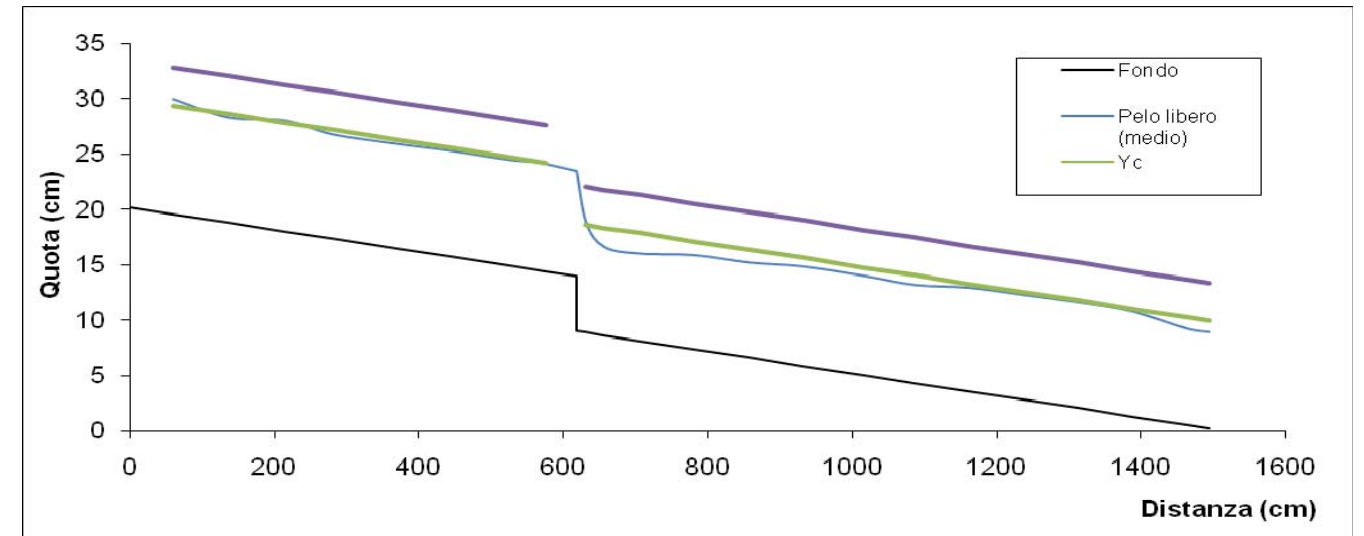
Prova Q=25l/s, i=3%, h=5cm



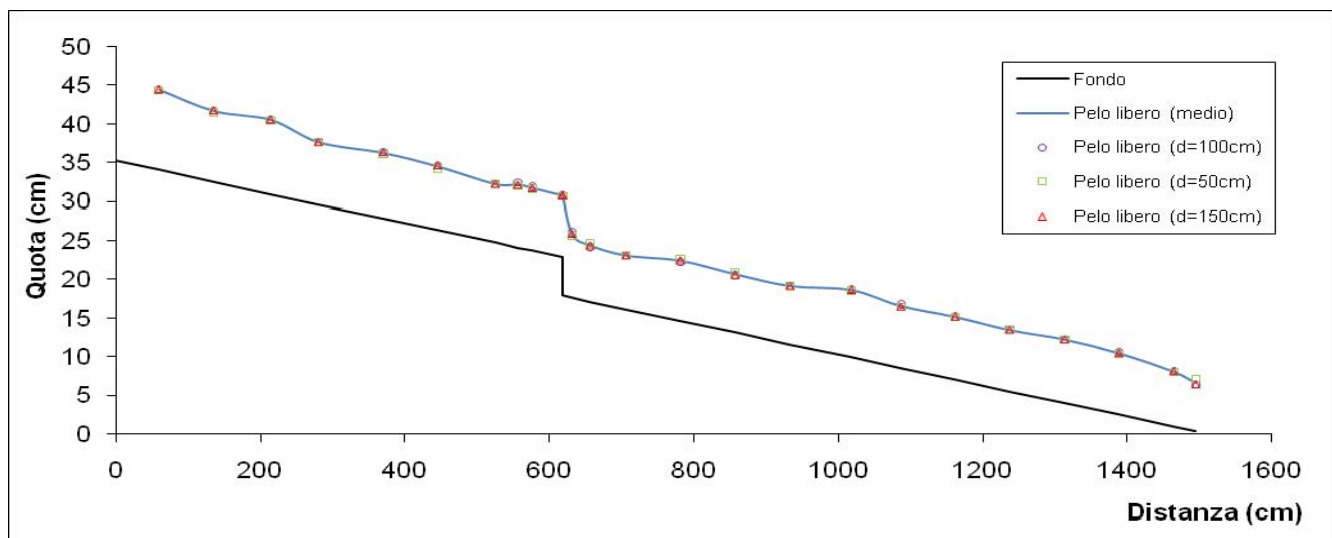
Prova Q=25l/s, i=1%, h=5cm



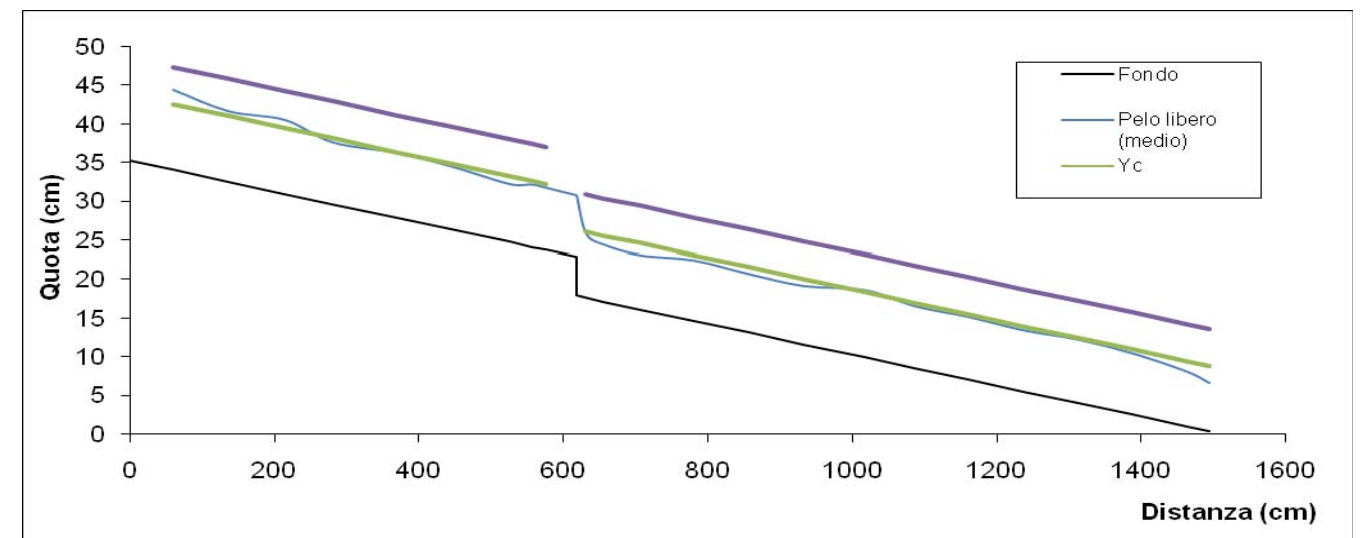
Prova Q=30l/s, i=1%, h=5cm



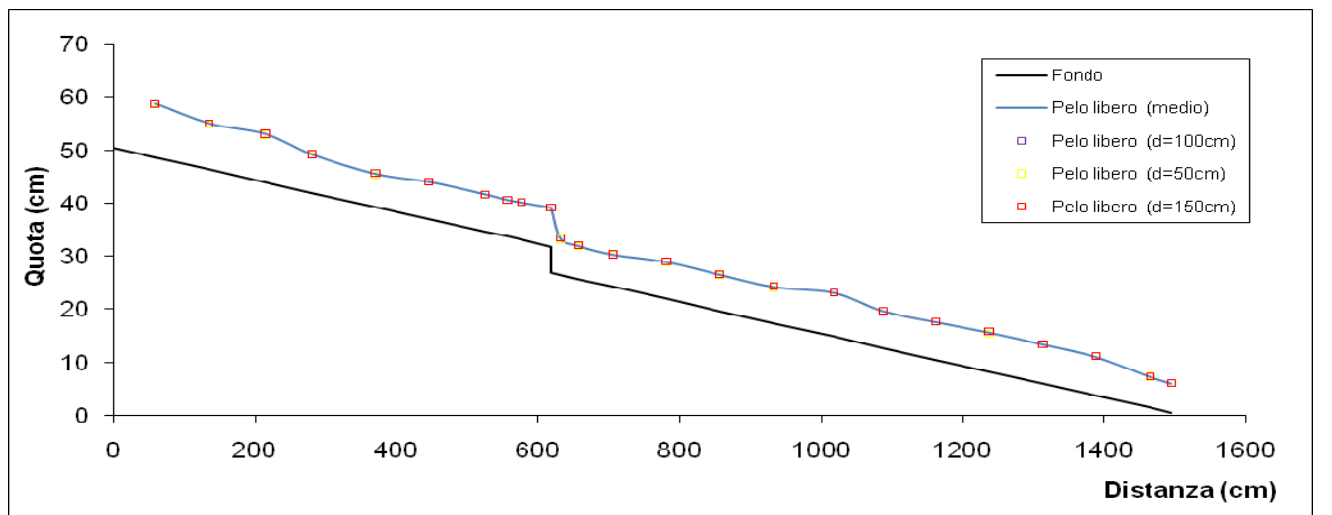
Prova Q=30l/s, i=1%, h=5cm



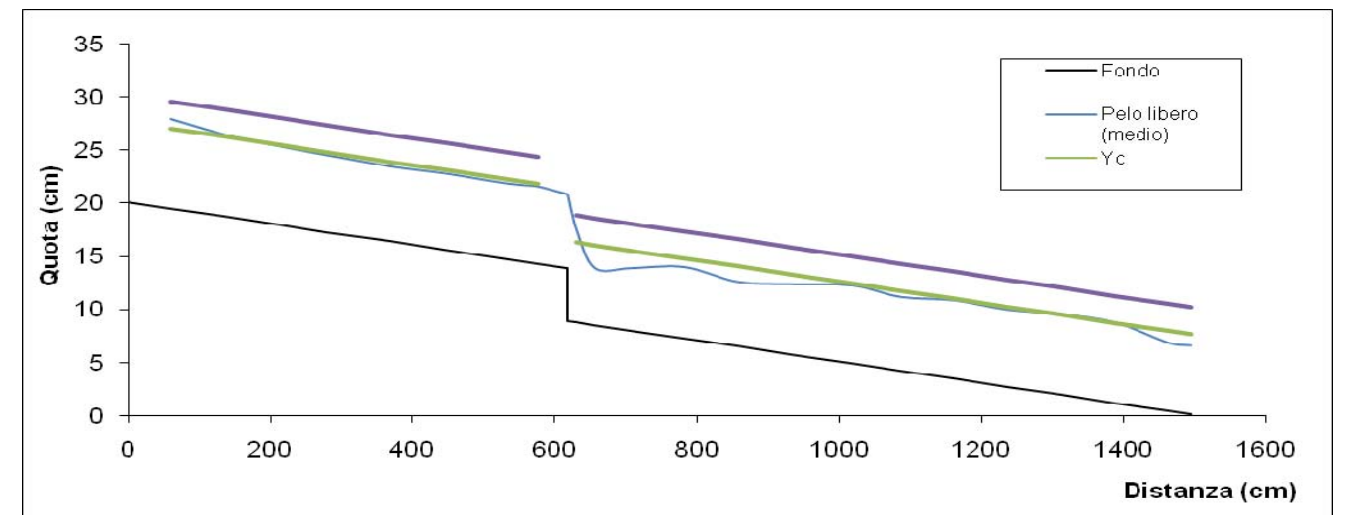
Prova Q=30l/s, i=2%, h=5cm



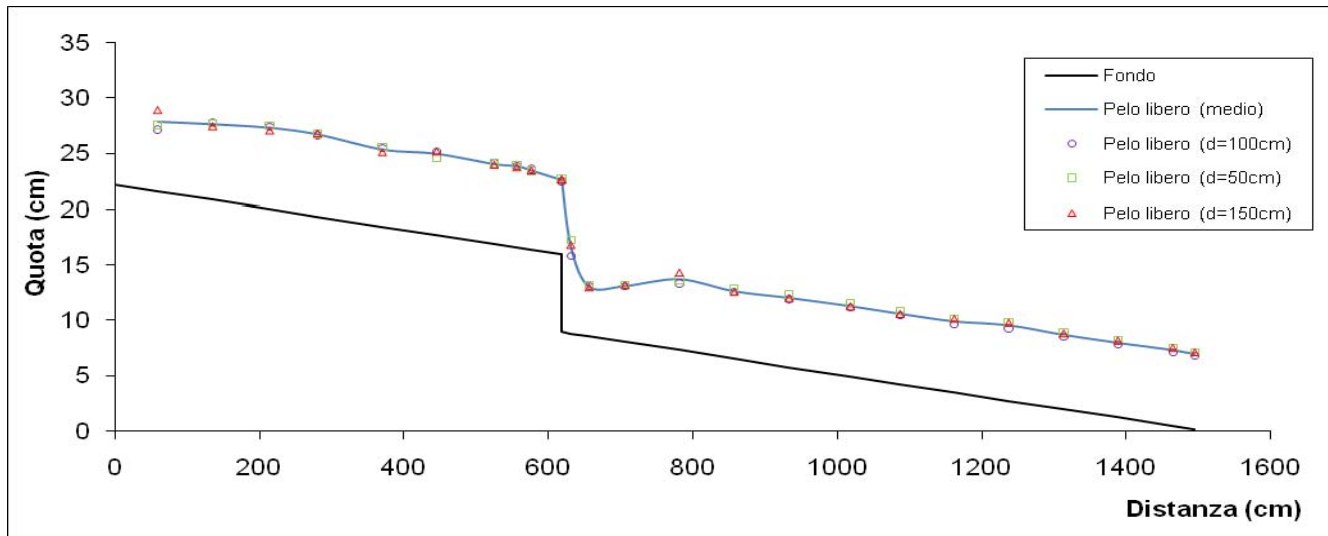
Prova Q=30l/s, i=1%, h=5cm



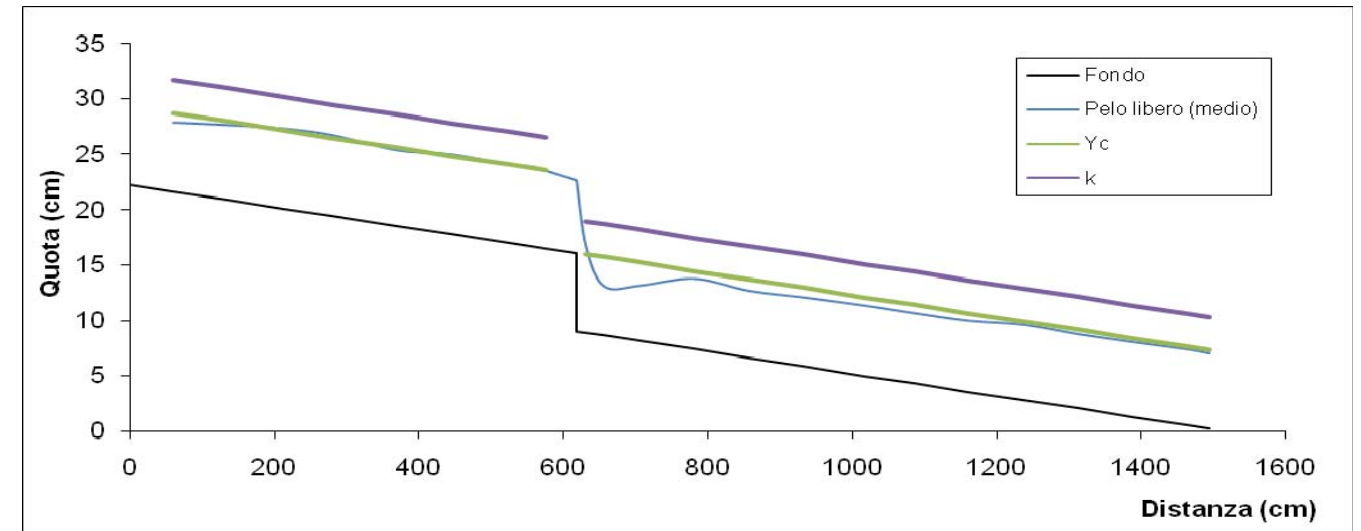
Prova Q=30/s, i=3%, h=5cm



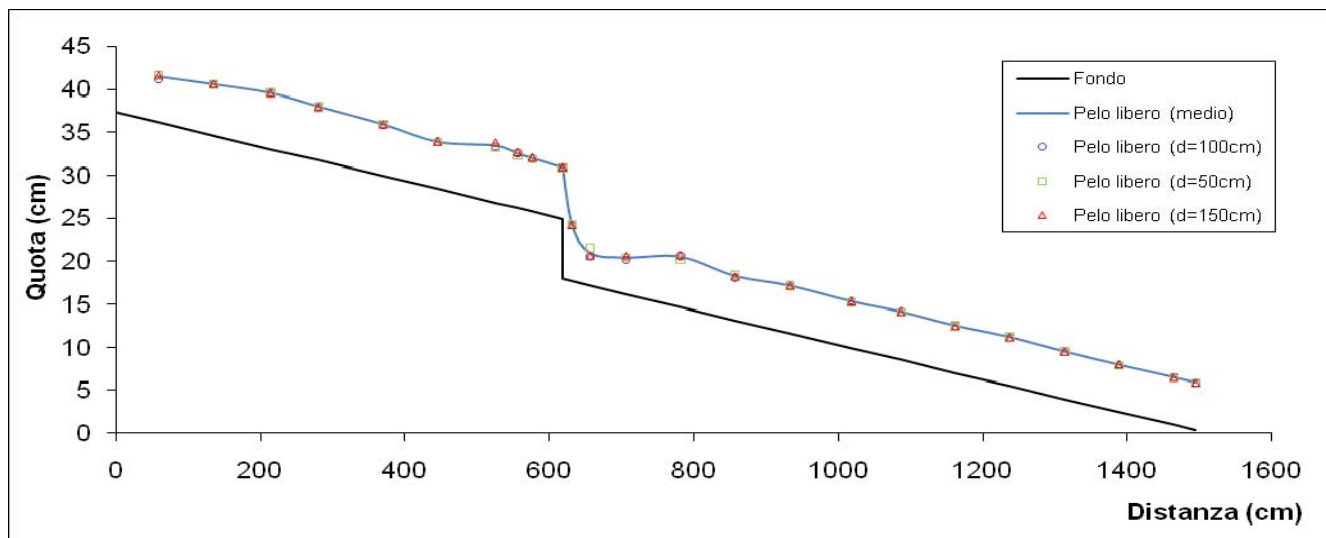
Prova Q=30l/s, i=1%, h=5cm



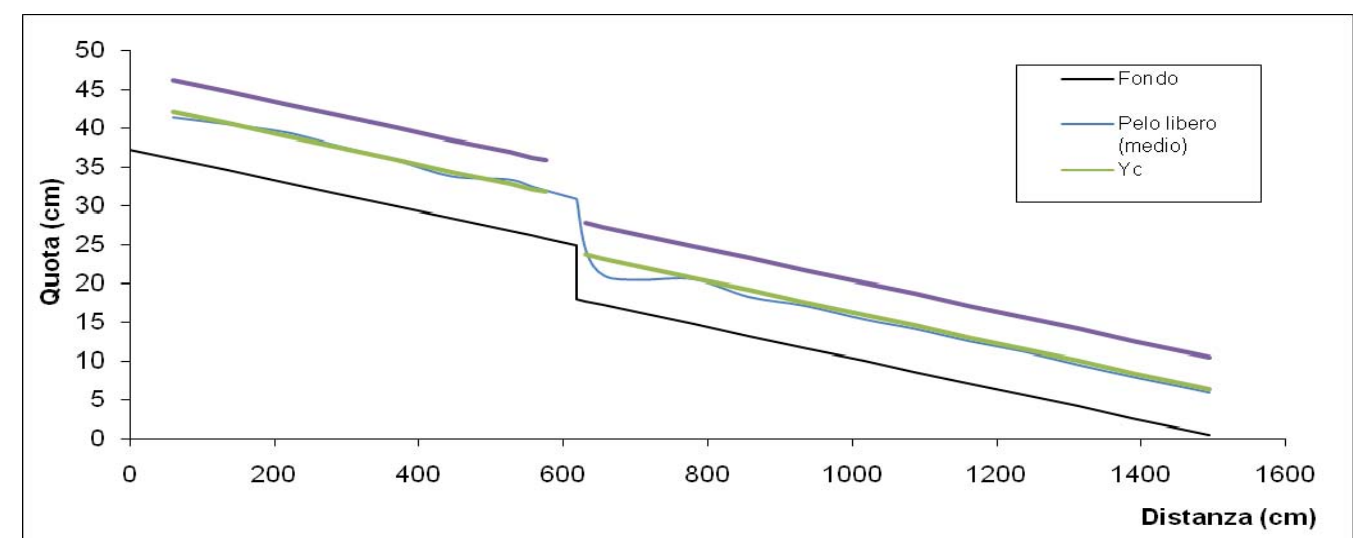
Prova Q=20l/s, i=1%, h=7cm



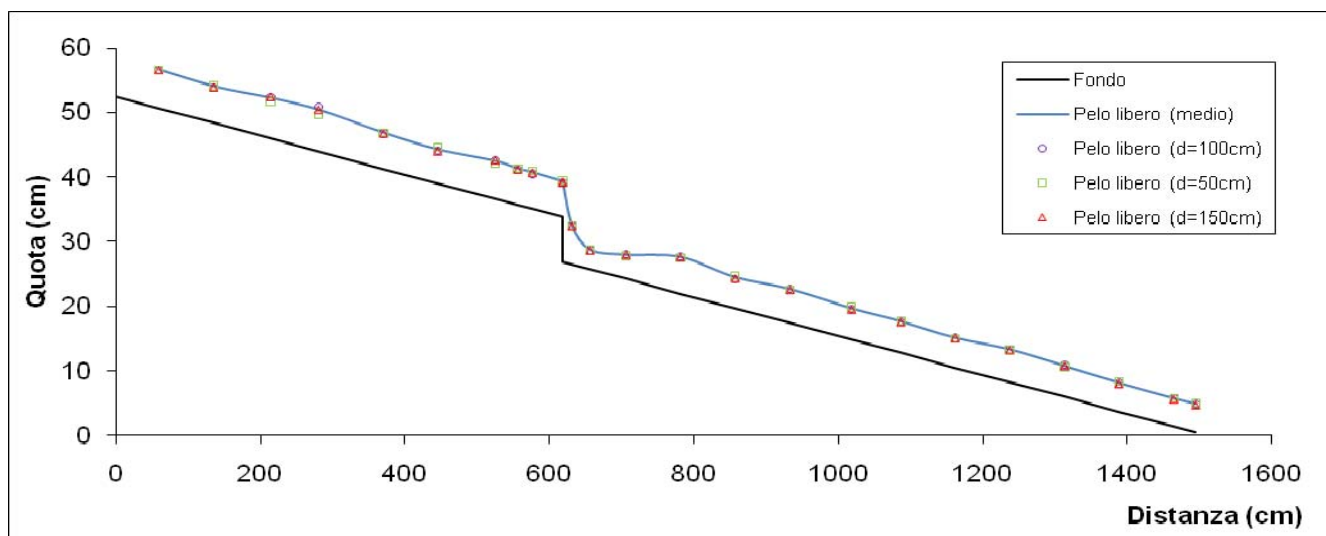
Prova Q=20l/s, i=1%, h=7cm



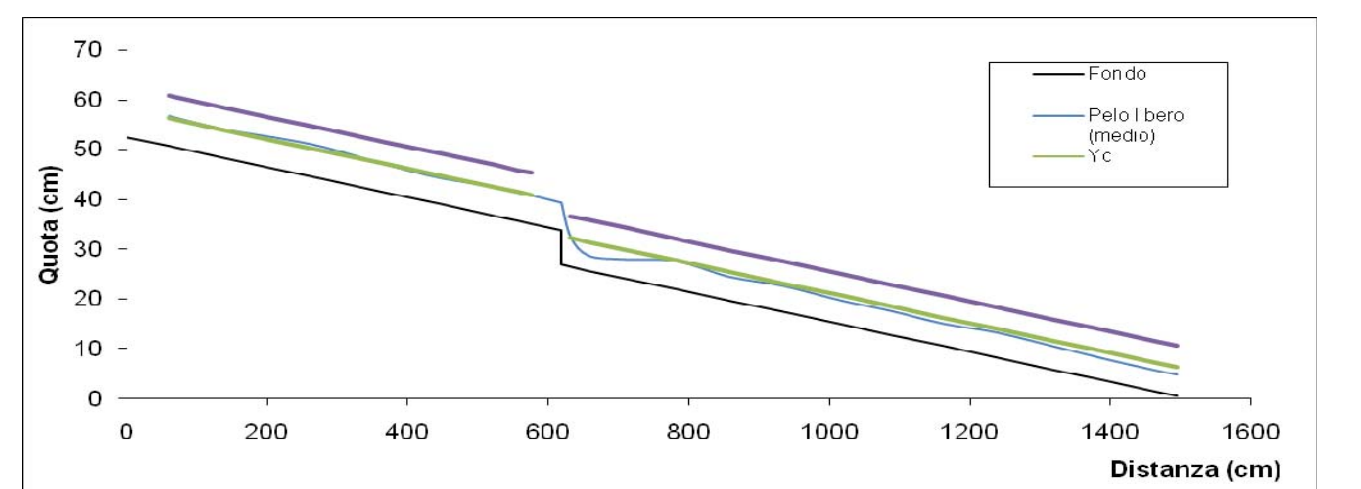
Prova Q=20l/s, i=2%, h=7cm



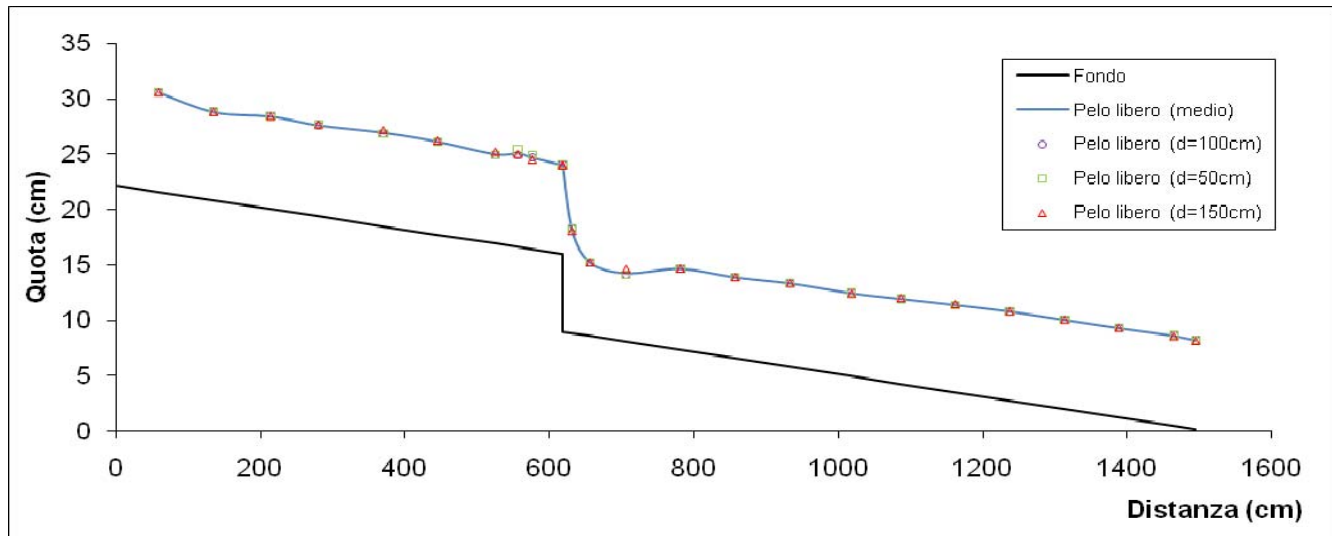
Prova Q=20l/s, i=2%, h=7cm



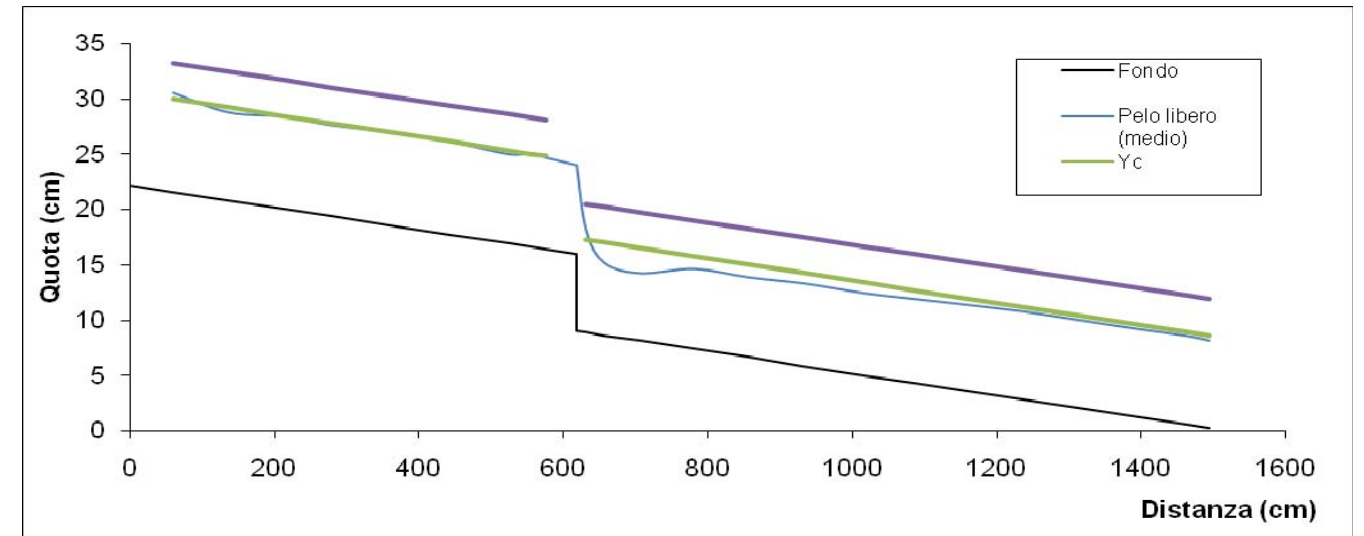
Prova Q=20l/s, i=3%, h=7cm



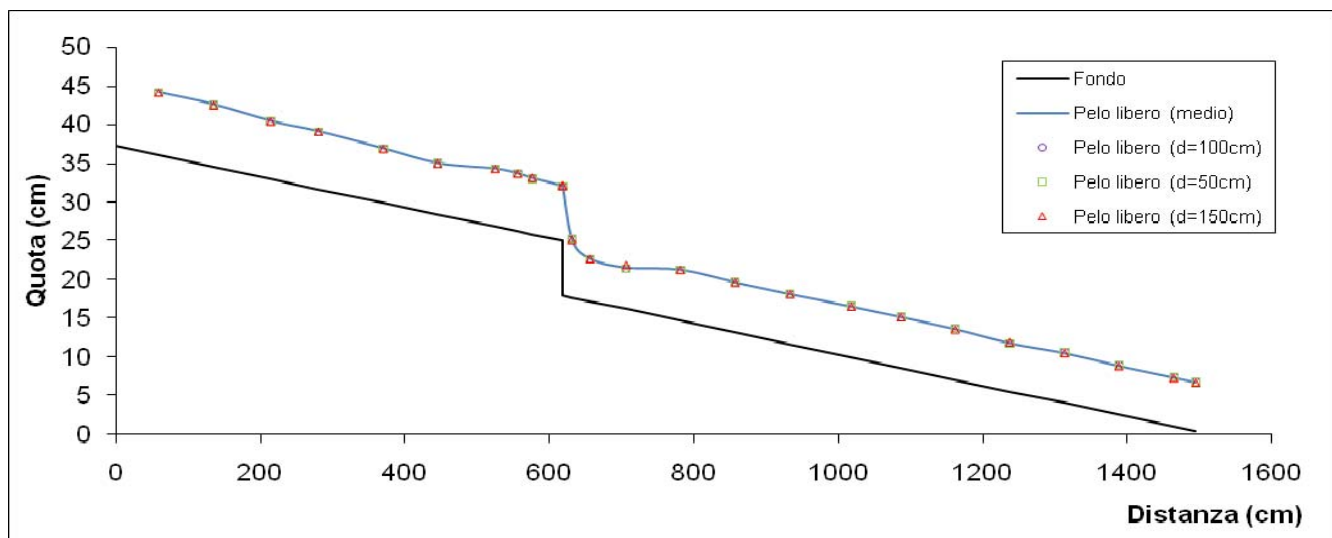
Prova Q=20l/s, i=3%, h=7cm



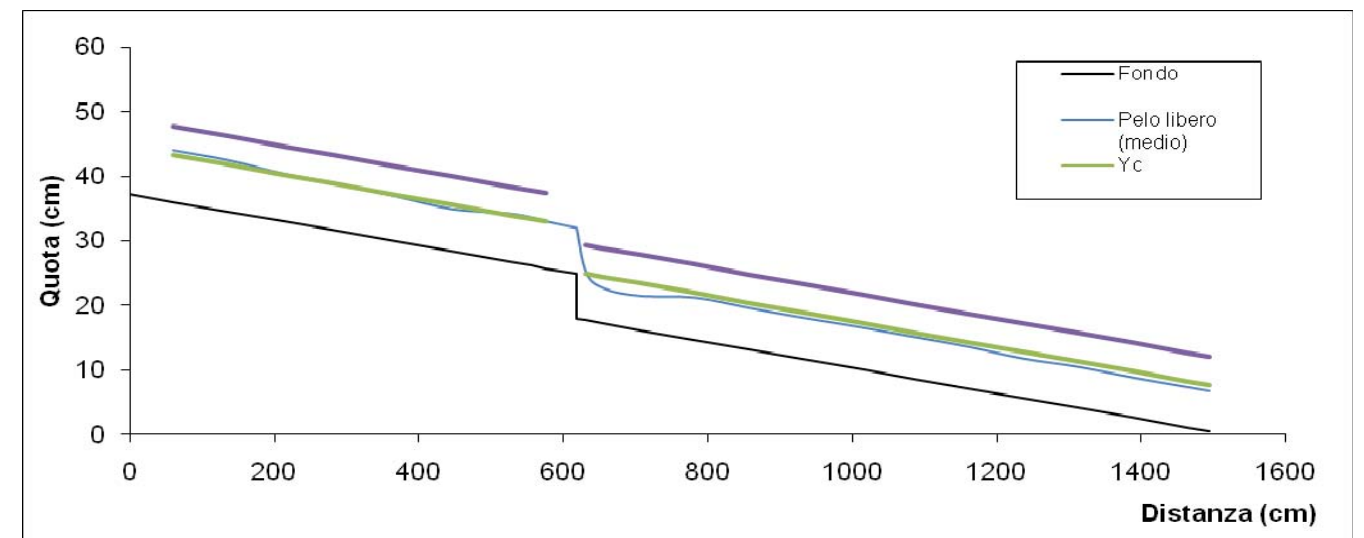
Prova Q=25/s, i=1%, h=7cm



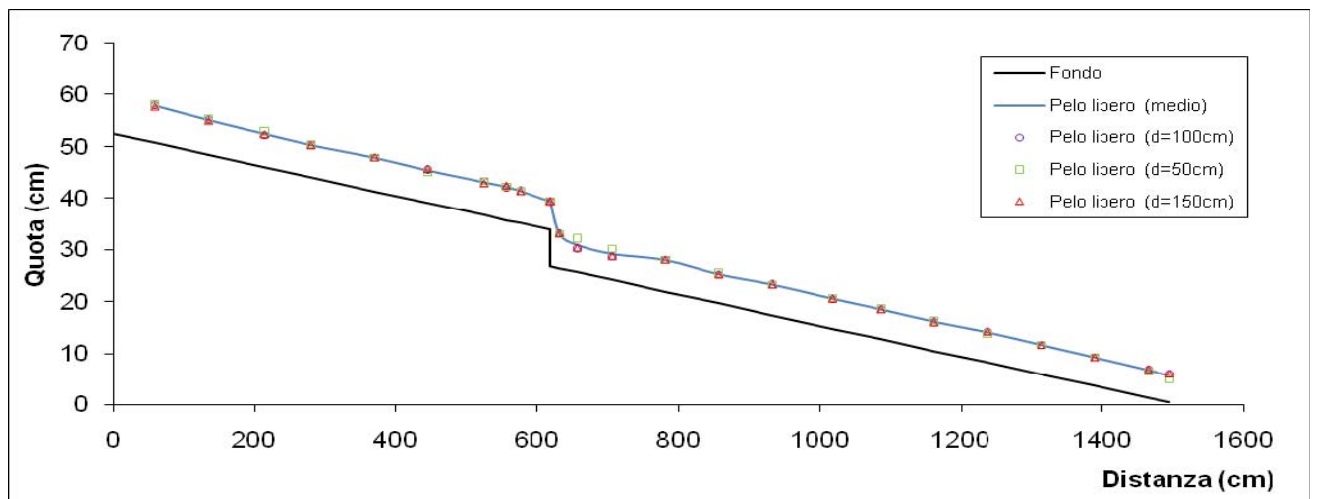
Prova Q=25/s, i=1%, h=7cm



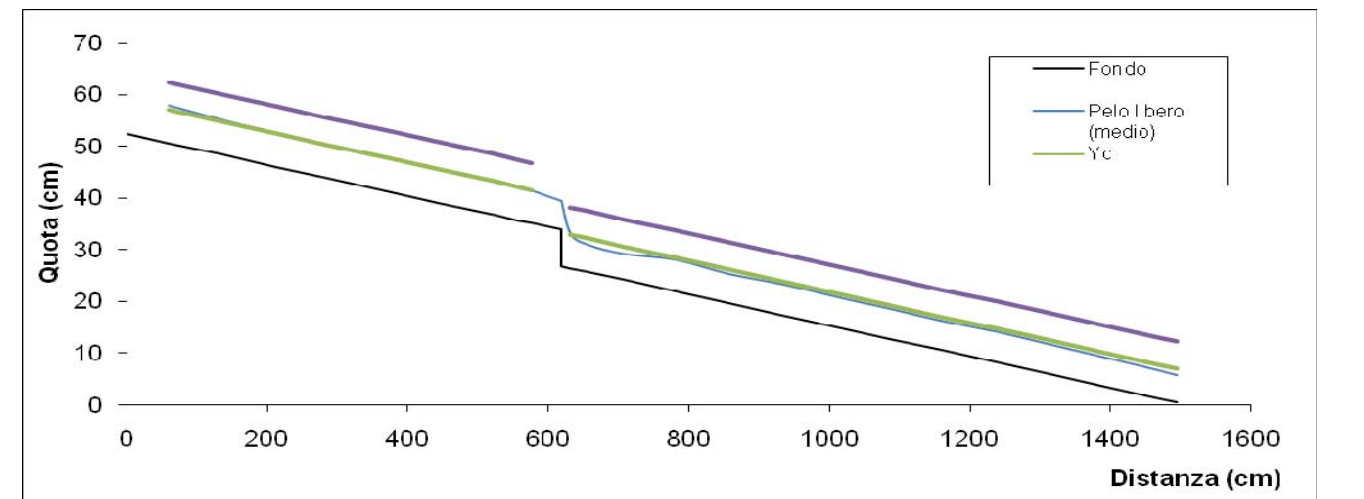
Prova Q=25/s, i=2%, h=7cm



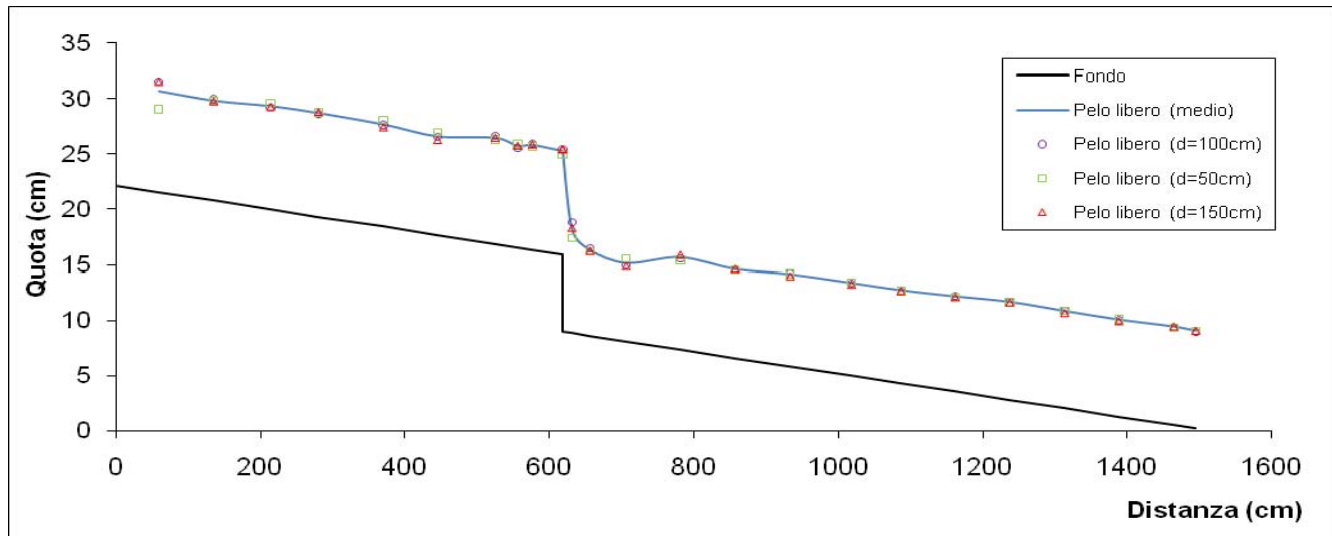
Prova Q=25/s, i=2%, h=7cm



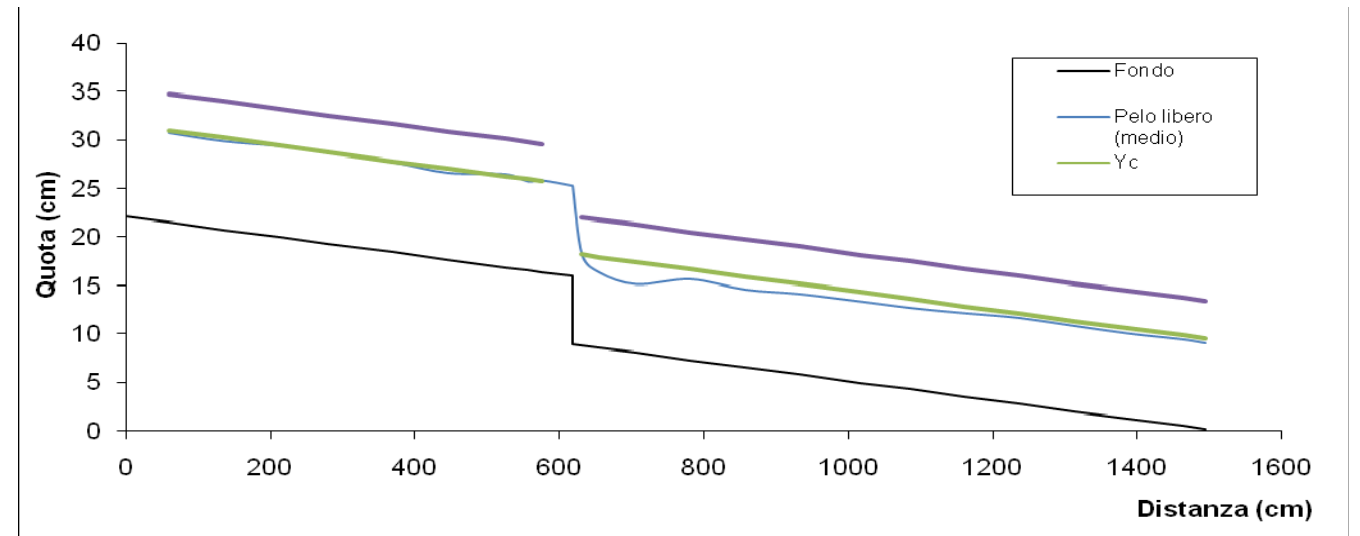
Prova Q=25/s, i=3%, h=7cm



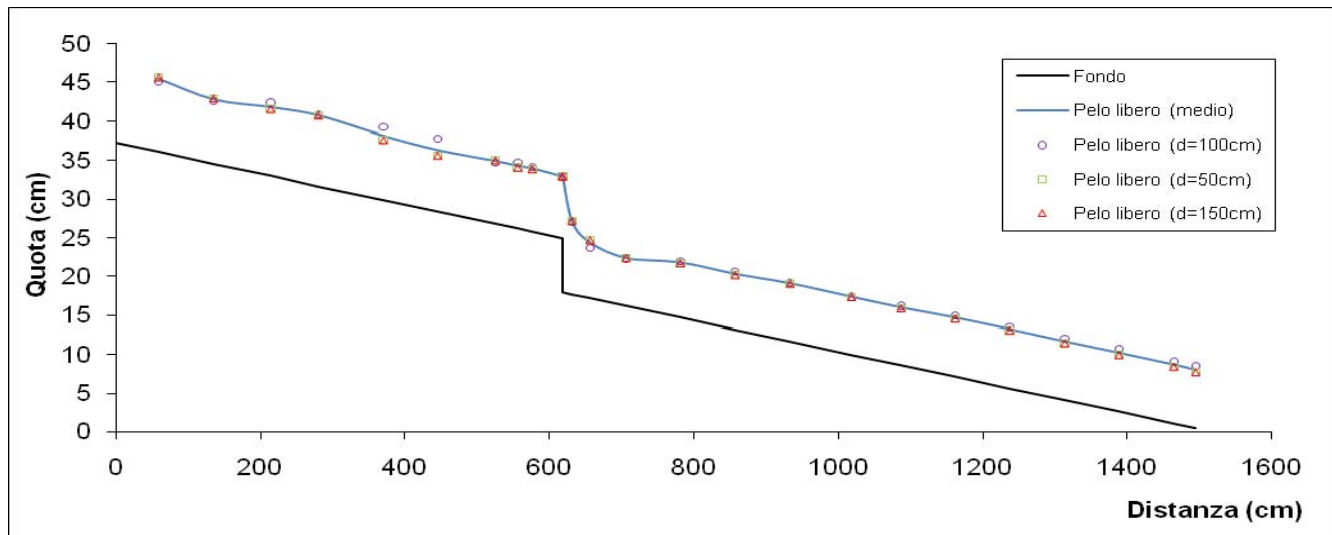
Prova Q=25/s, i=3%, h=7cm



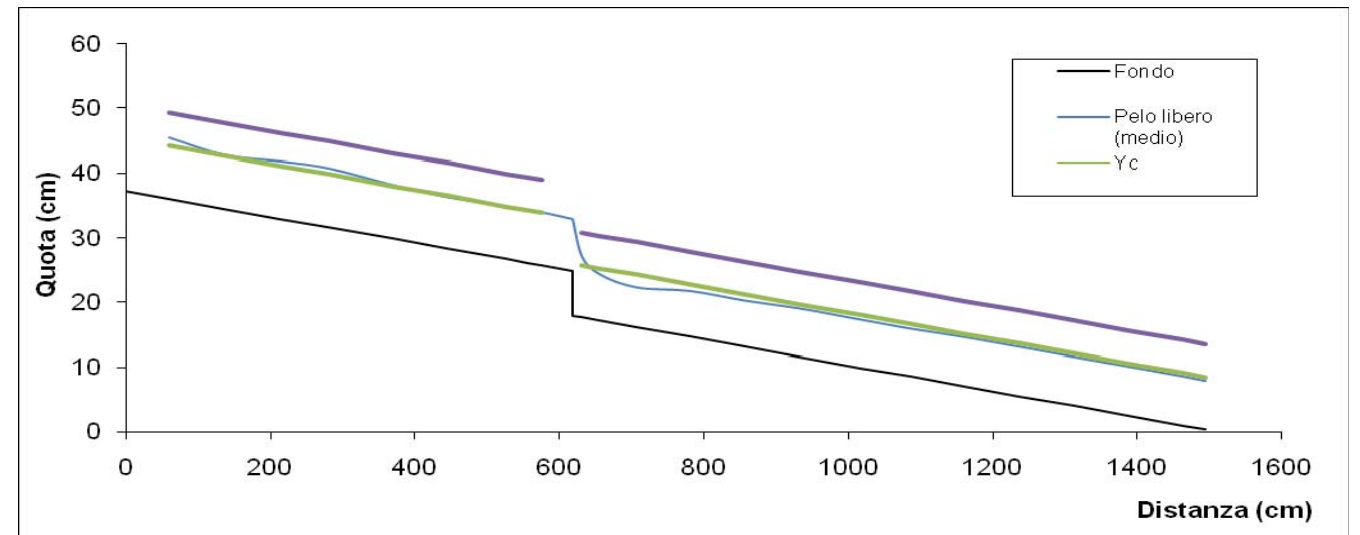
Prova Q=30/s, i=1%, h=7cm



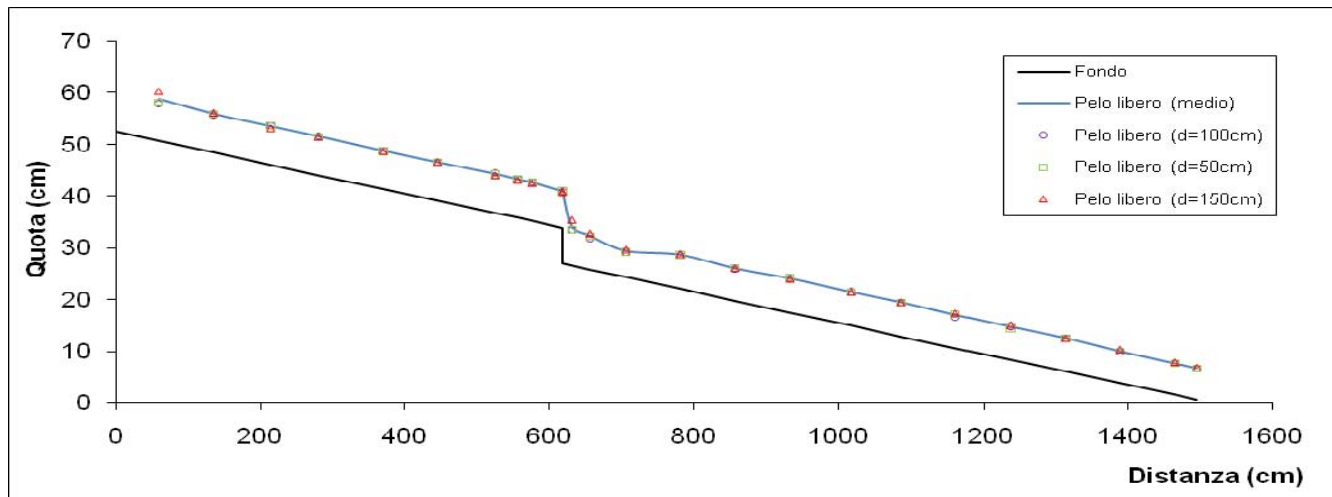
Prova Q=30/s, i=1%, h=7cm



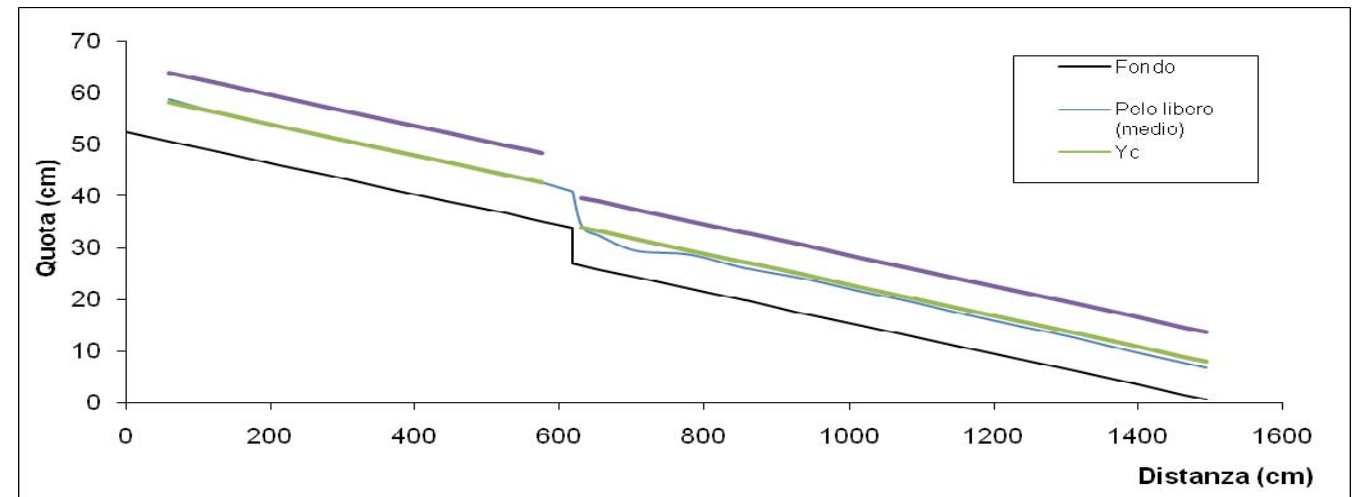
Prova Q=30/s, i=1%, h=7cm



Prova Q=30/s, i=2%, h=7cm



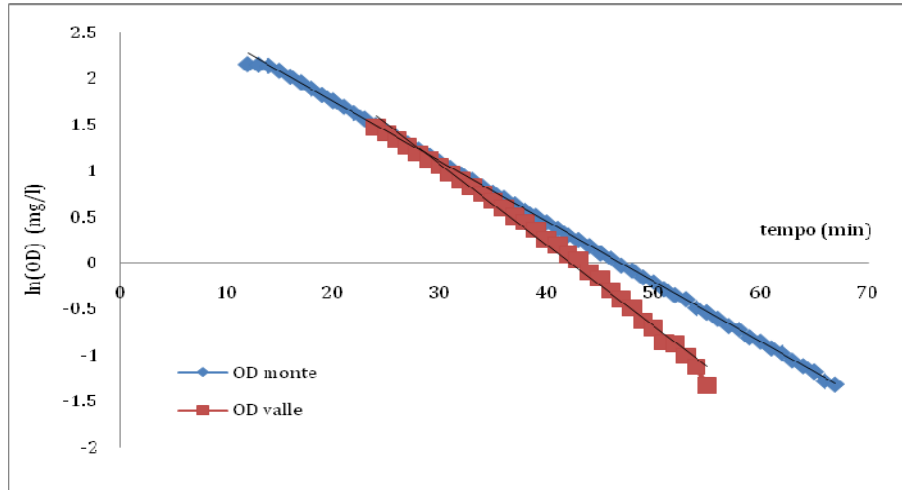
Prova Q=30/s, i=1%, h=7cm



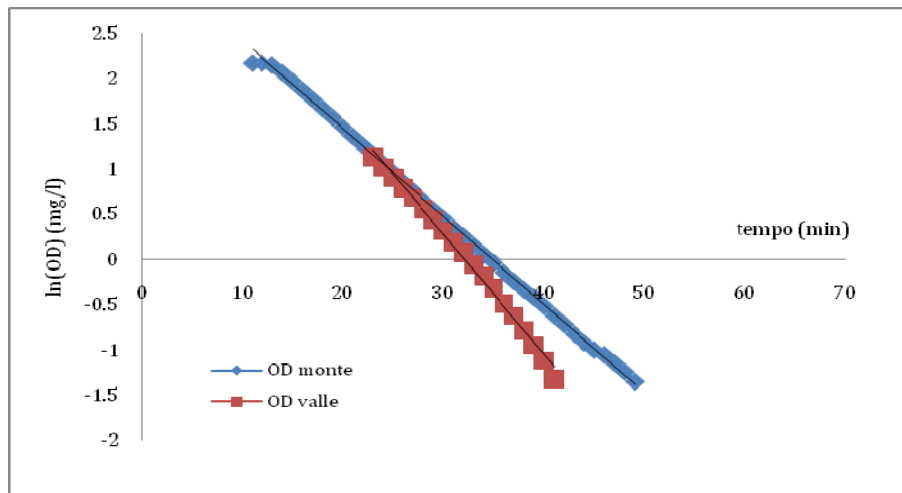
Prova Q=30/s, i=2%, h=7cm

ALLEGATO B

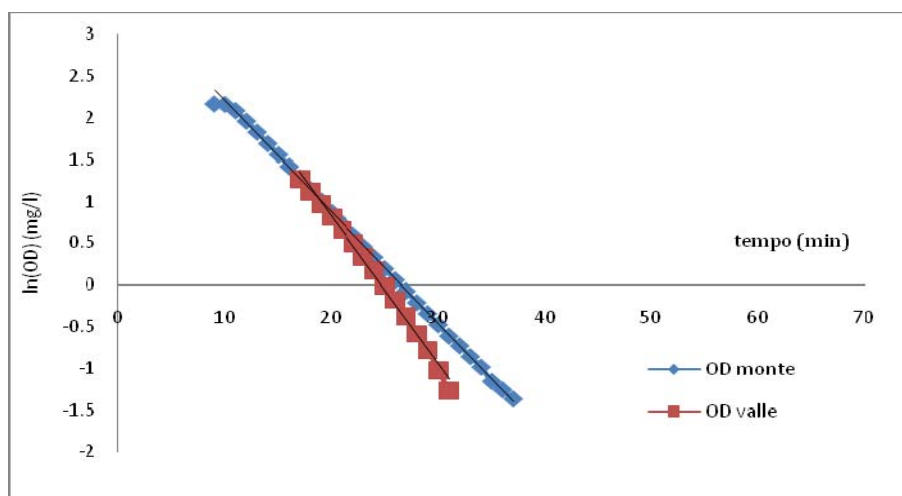
FASE RIOSSIGENATIVA



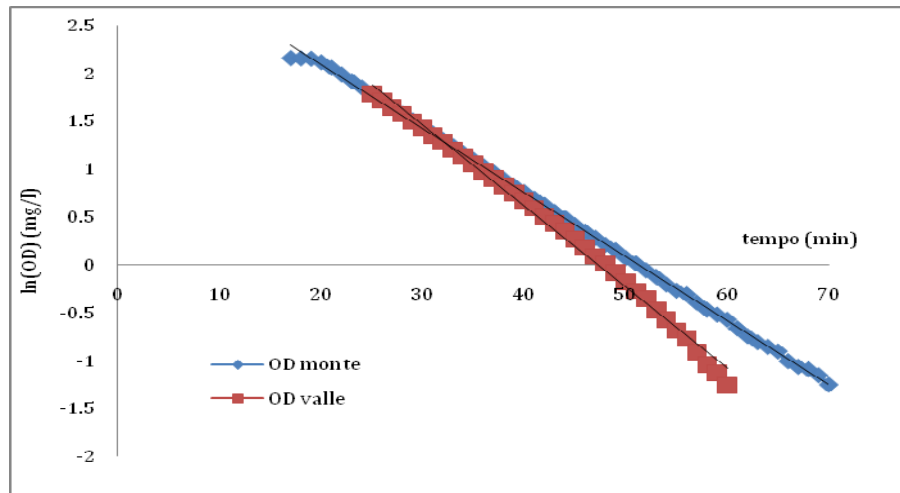
Prova $Q=20\text{l/s}$, $i=1\%$, $d=50\text{cm}$, $h=3\text{cm}$



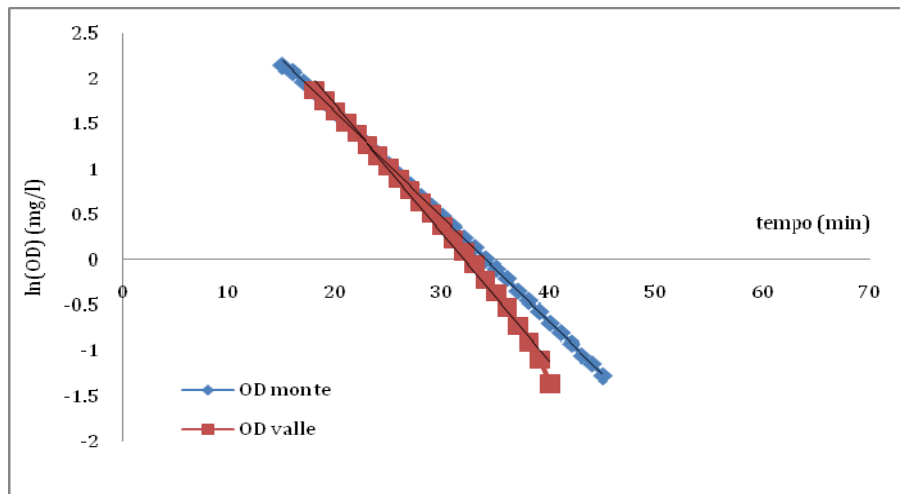
Prova $Q=20\text{l/s}$, $i=2\%$, $d=50\text{cm}$, $h=3\text{cm}$



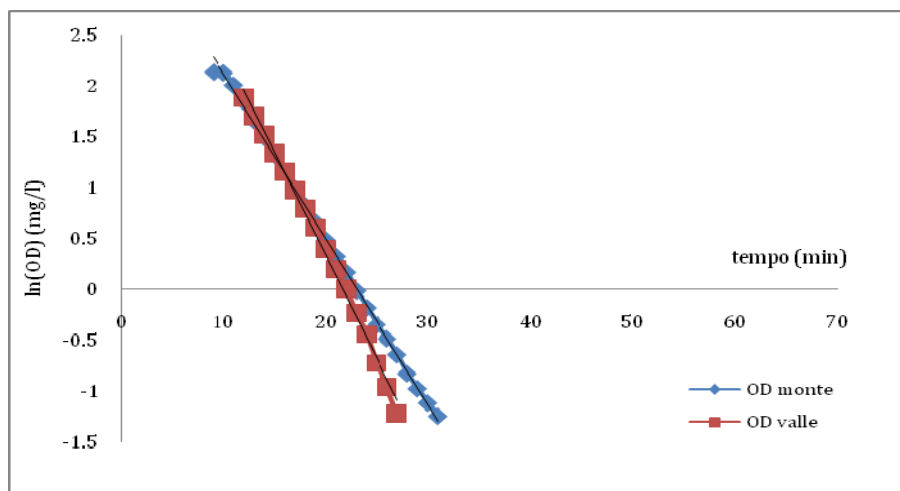
Prova $Q=20\text{l/s}$, $i=3\%$, $d=50\text{cm}$, $h=3\text{cm}$



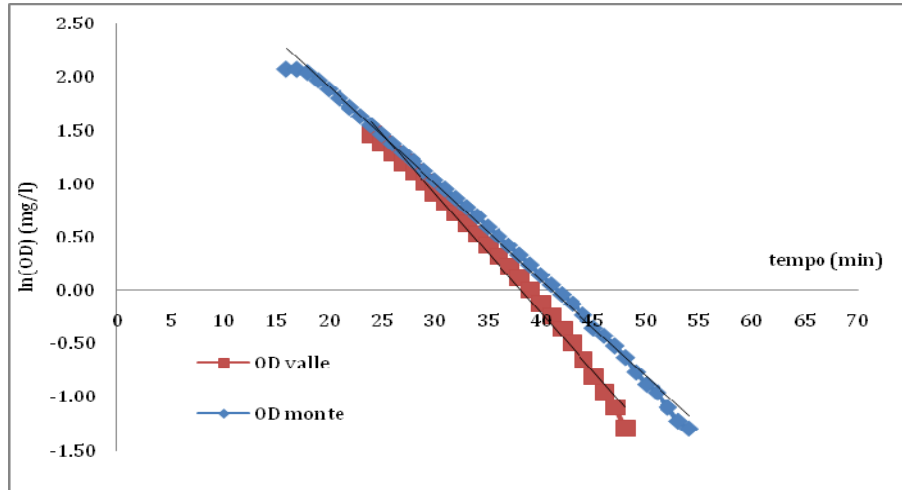
Prova Q=25l/s, i=1%, d=50cm, h=3cm



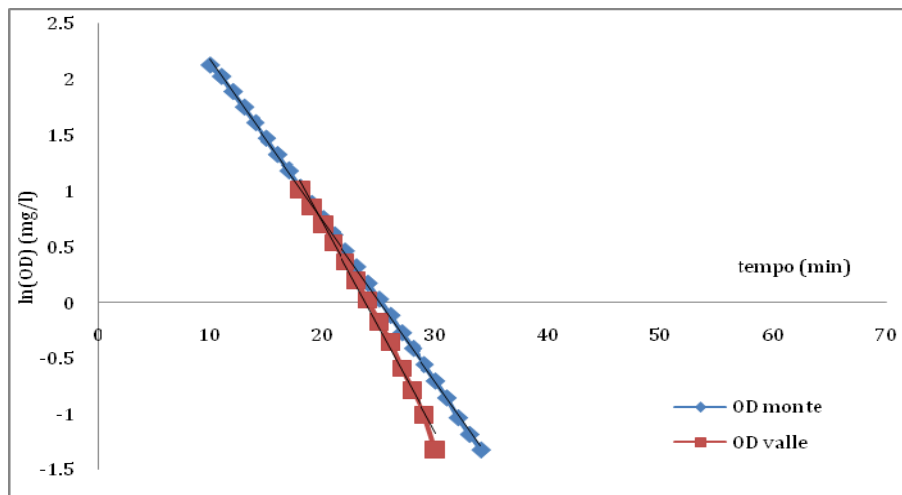
Prova Q=25l/s, i=2%, d=50cm, h=3cm



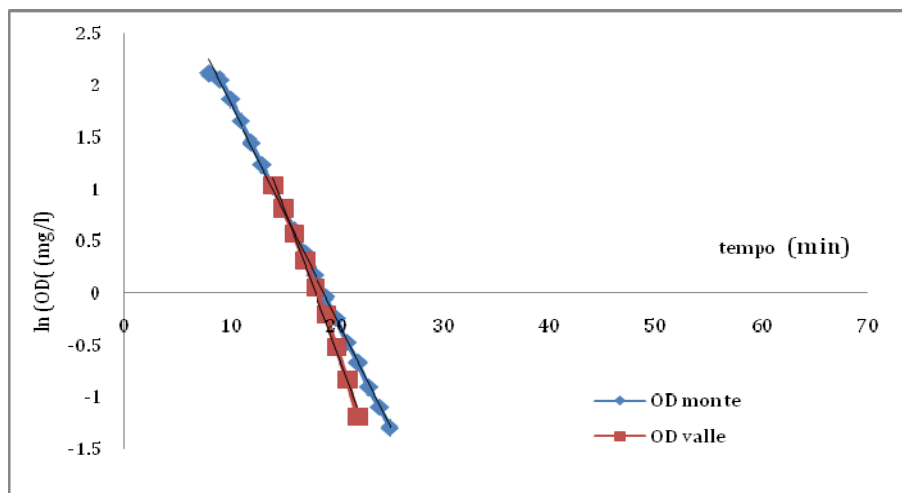
Prova Q=25l/s, i=3%, d=50cm, h=3cm



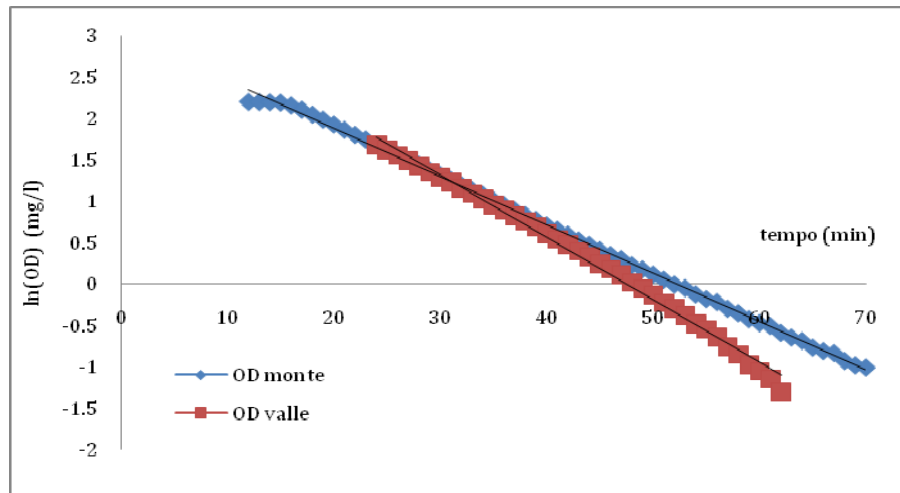
Prova $Q=30\text{l/s}$, $i=1\%$, $d=50\text{cm}$, $h=3\text{cm}$



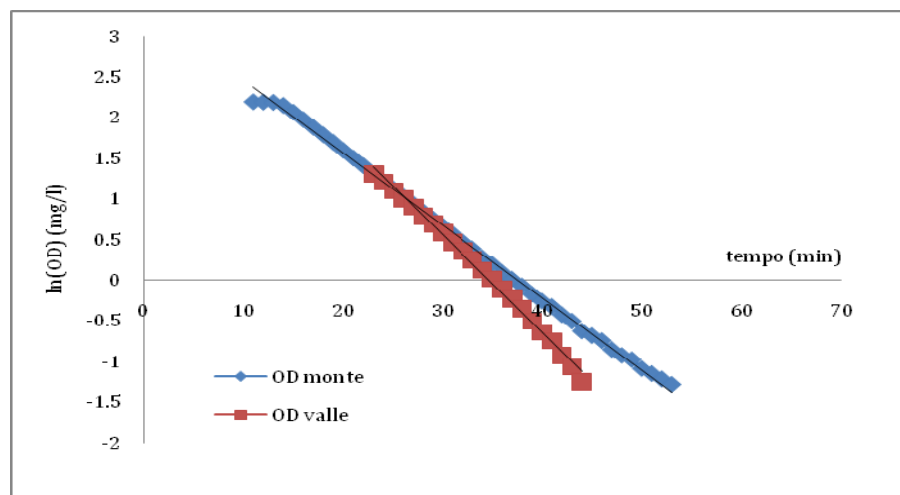
Prova $Q=30\text{l/s}$, $i=2\%$, $d=50\text{cm}$, $h=3\text{cm}$



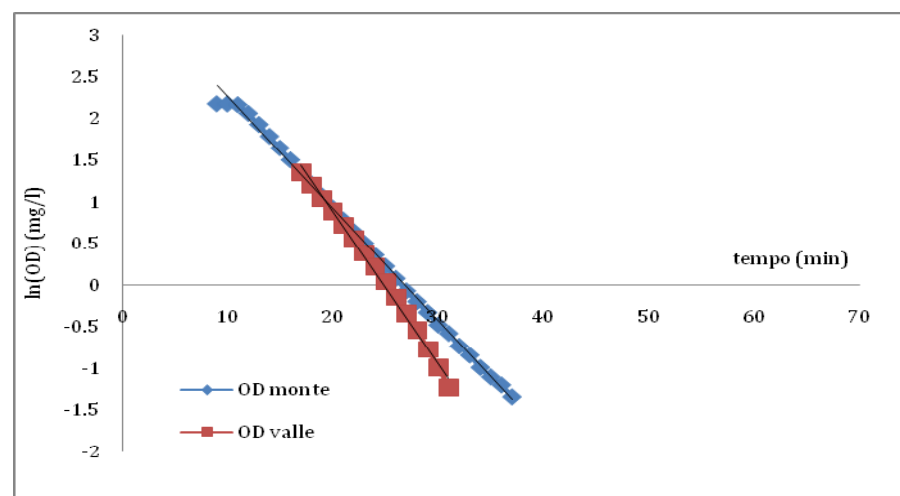
Prova $Q=30\text{l/s}$, $i=3\%$, $d=50\text{cm}$, $h=3\text{cm}$



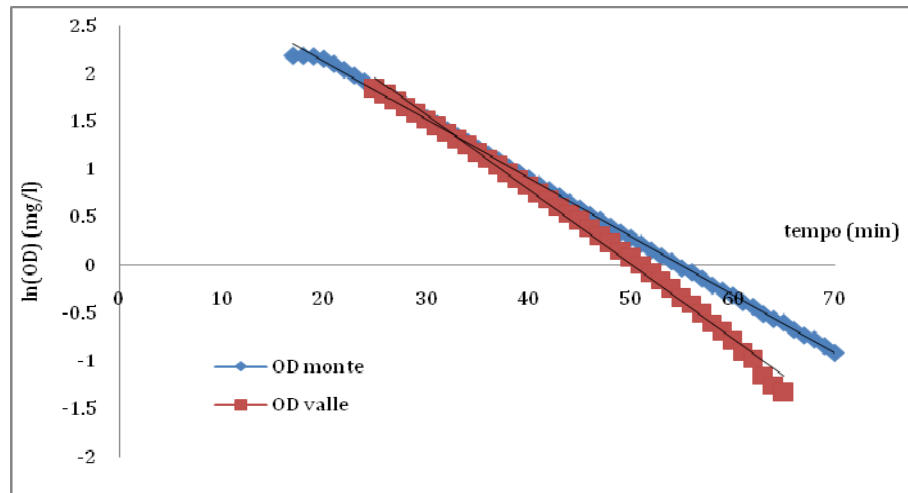
Prova Q=20l/s, i=1%, d=100cm, h=3cm



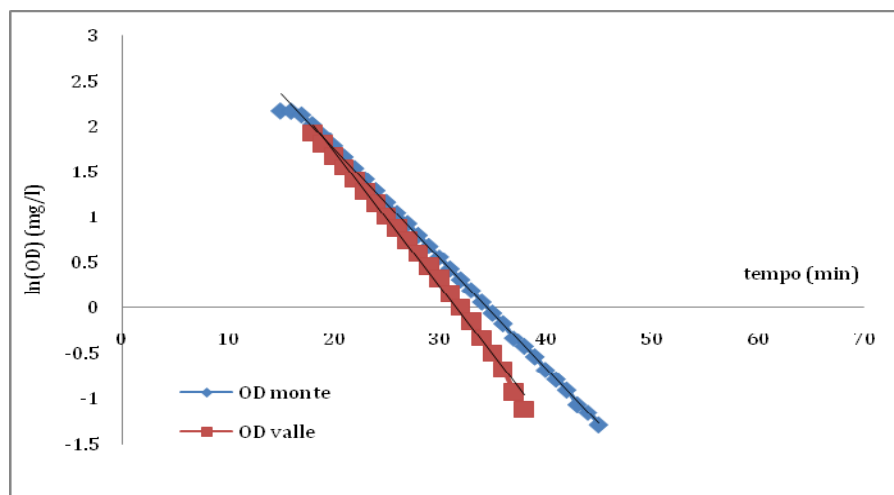
Prova Q=20l/s, i=2%, d=100cm, h=3cm



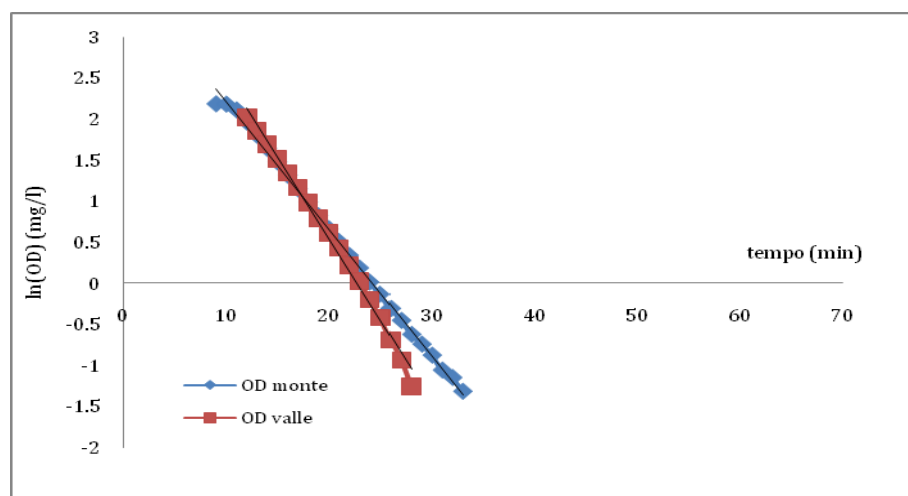
Prova Q=20l/s, i=3%, d=100cm, h=3cm



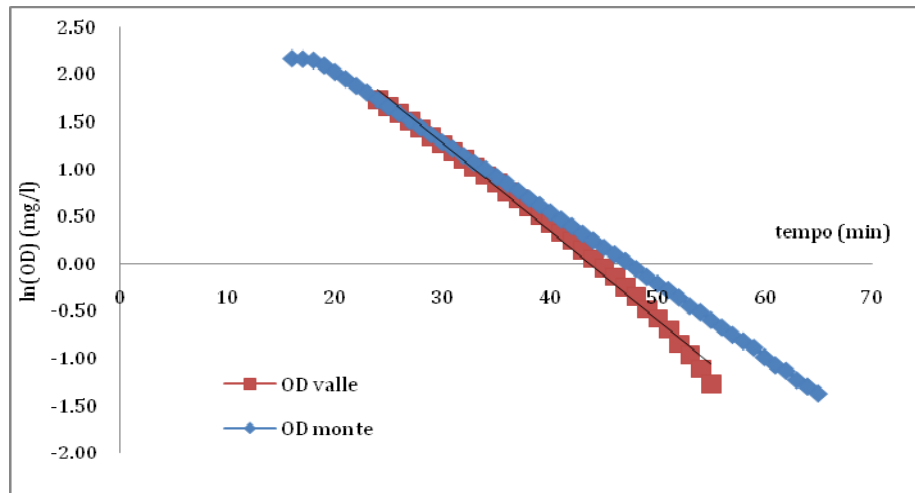
Prova Q=25l/s, i=1%, d=100cm, h=3cm



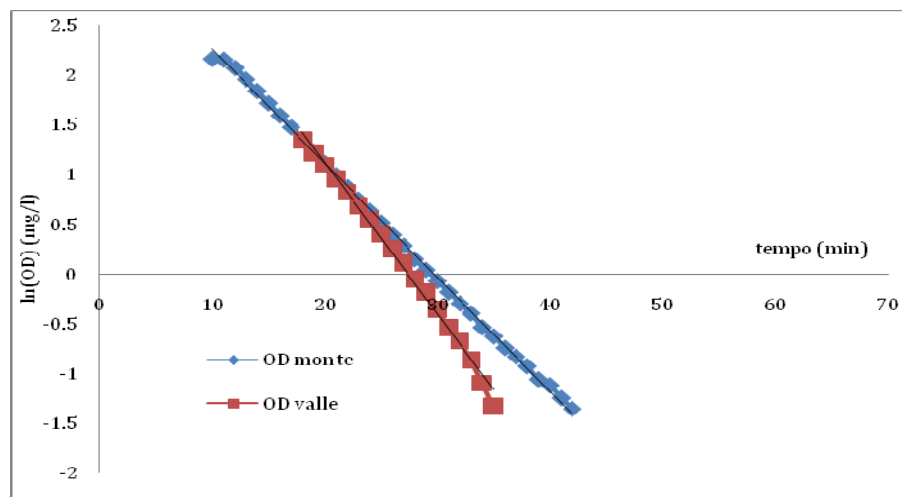
Prova Q=25l/s, i=2%, d=100cm, h=3cm



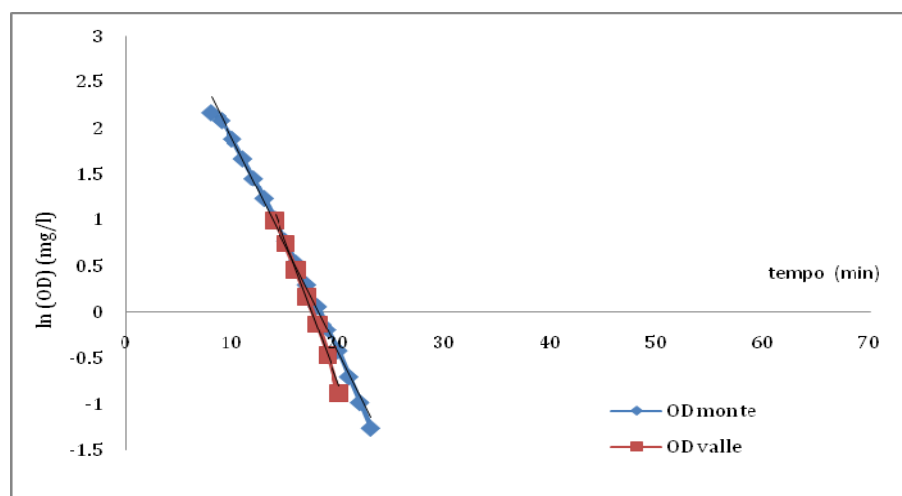
Prova Q=25l/s, i=3%, d=100cm, h=3cm



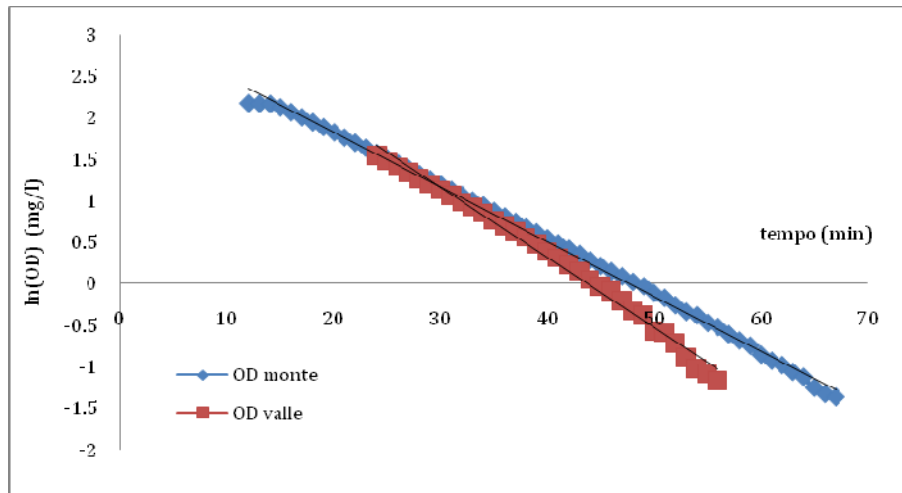
Prova Q=30l/s, i=1%, d=100cm, h=3cm



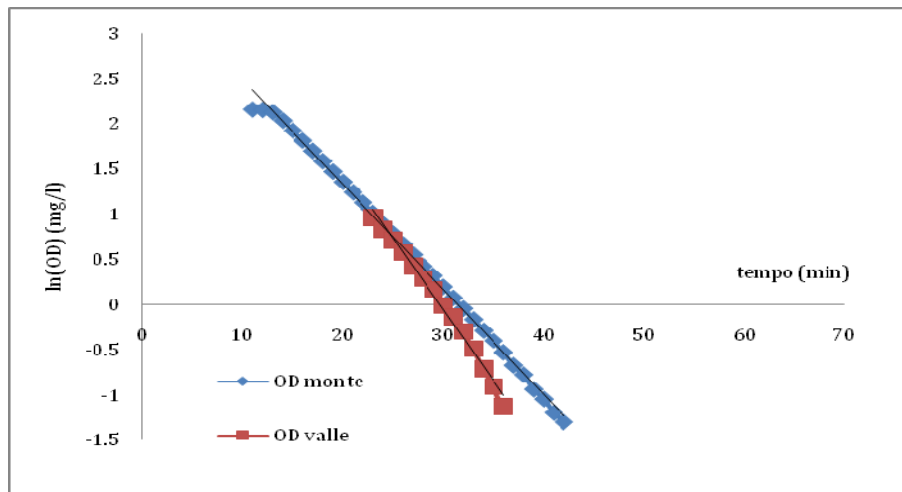
Prova Q=30l/s, i=2%, d=100cm, h=3cm



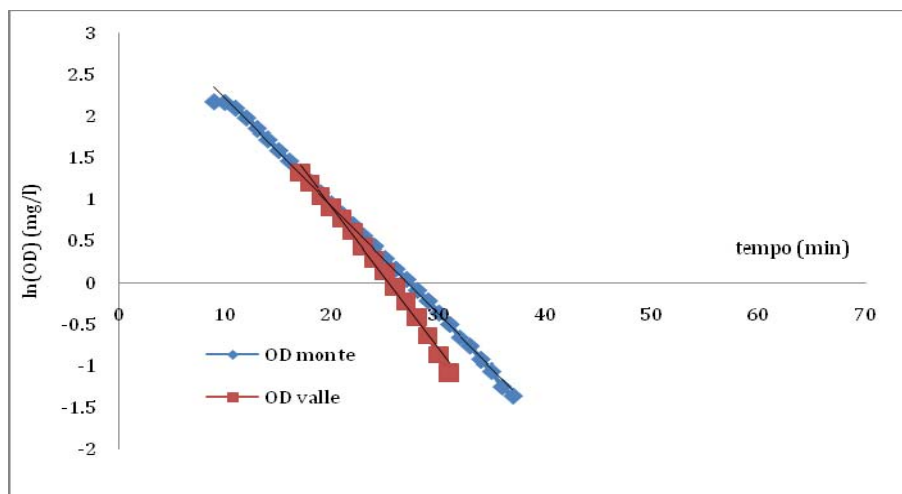
Prova Q=30l/s, i=3%, d=100cm, h=3cm



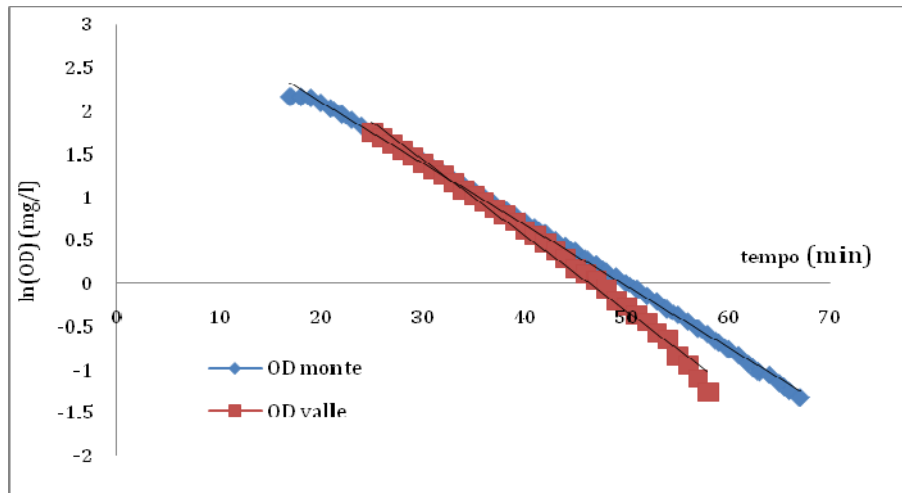
Prova Q=20l/s, i=1%, d=150cm, h=3cm



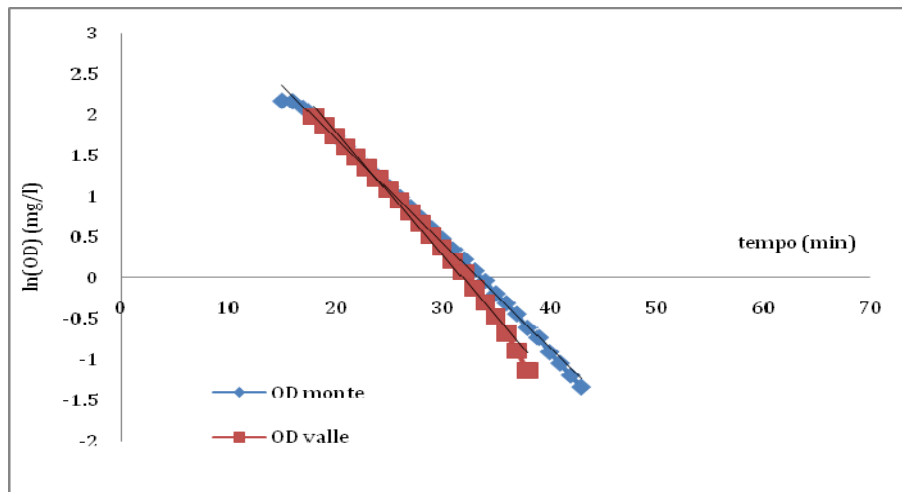
Prova Q=20l/s, i=2%, d=150cm, h=3cm



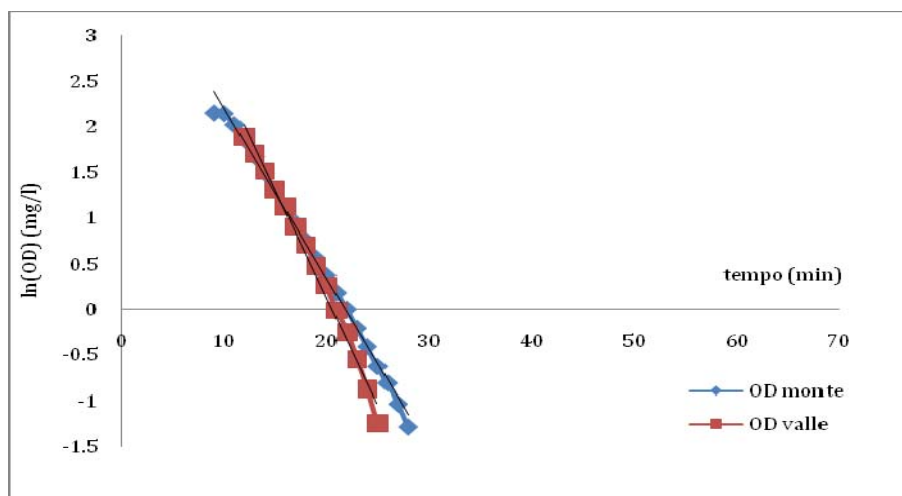
Prova Q=20l/s, i=3%, d=150cm, h=3cm



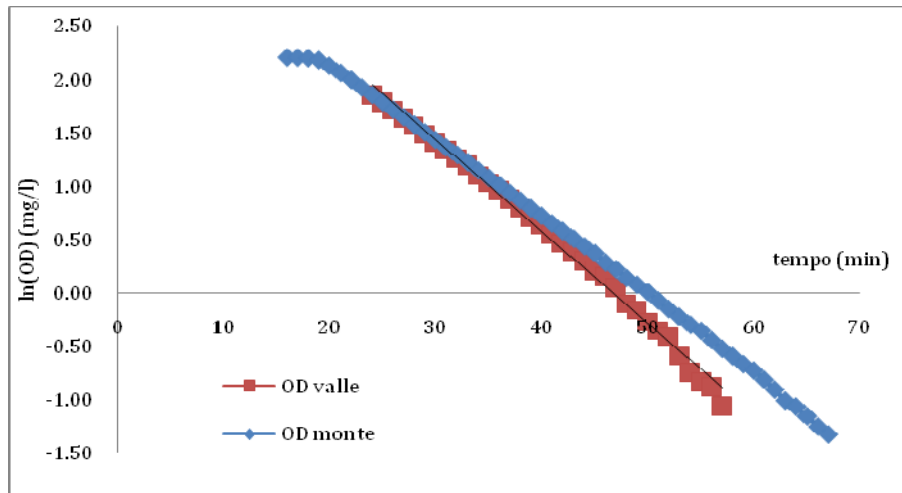
Prova Q=25l/s, i=1%, d=150cm, h=3cm



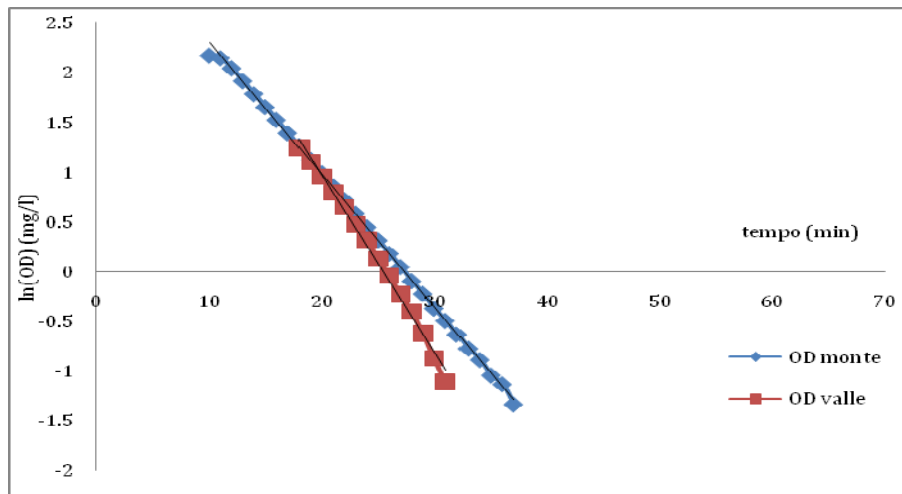
Prova Q=25l/s, i=2%, d=150cm, h=3cm



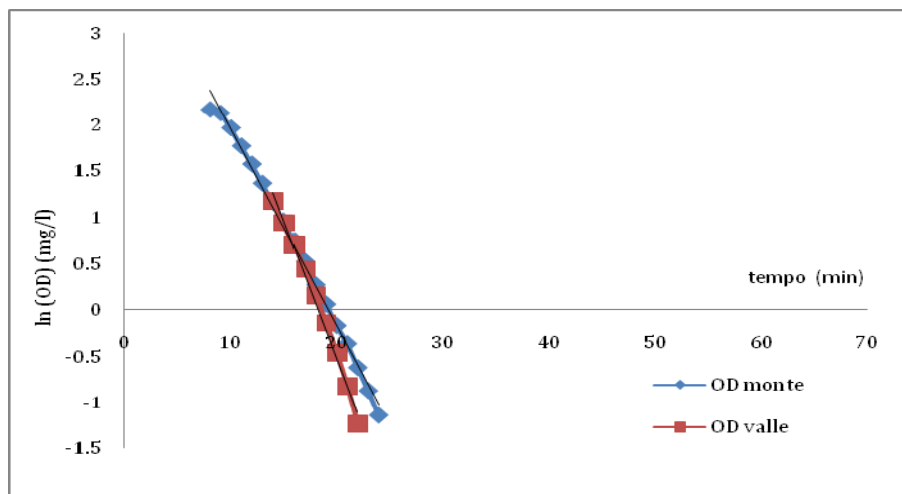
Prova Q=25l/s, i=3%, d=150cm, h=3cm



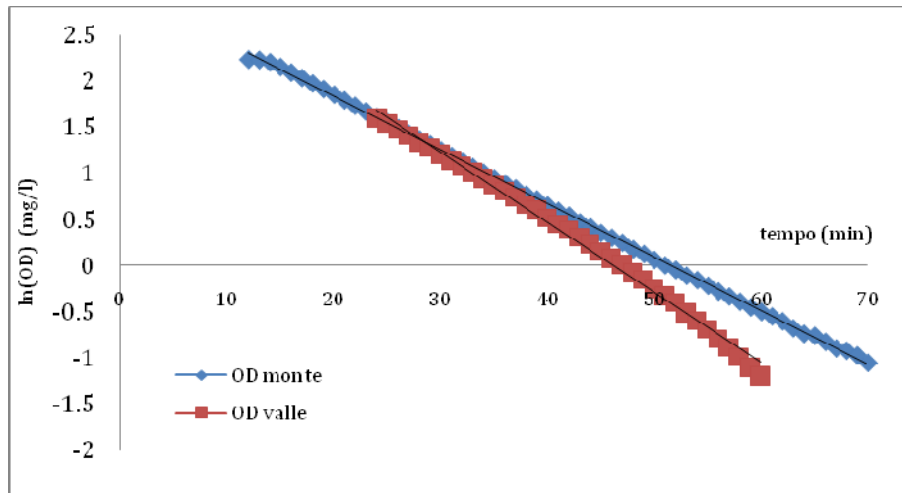
Prova Q=30l/s, i=1%, d=150cm, h=3cm



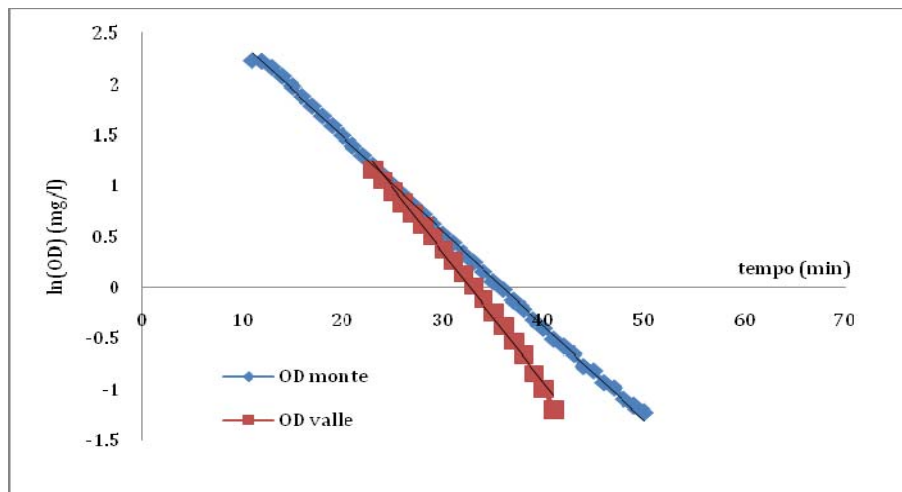
Prova Q=30l/s, i=2%, d=150cm, h=3cm



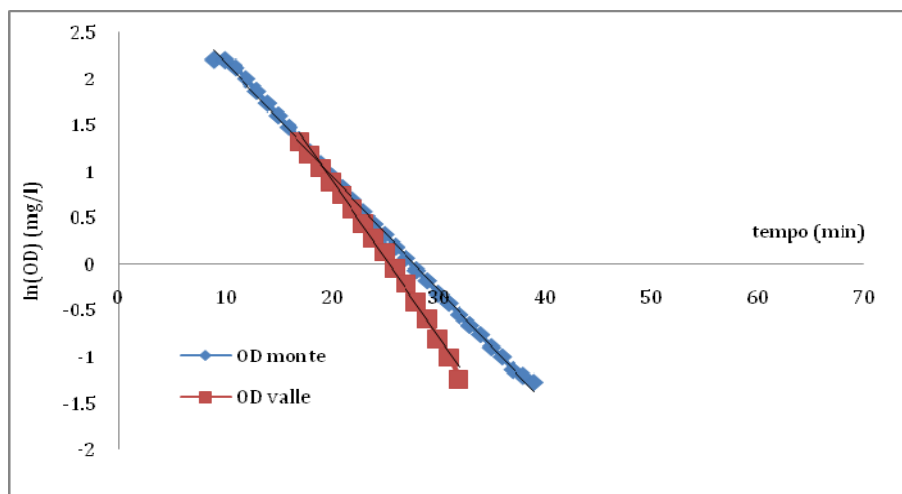
Prova Q=30l/s, i=3%, d=150cm, h=3cm



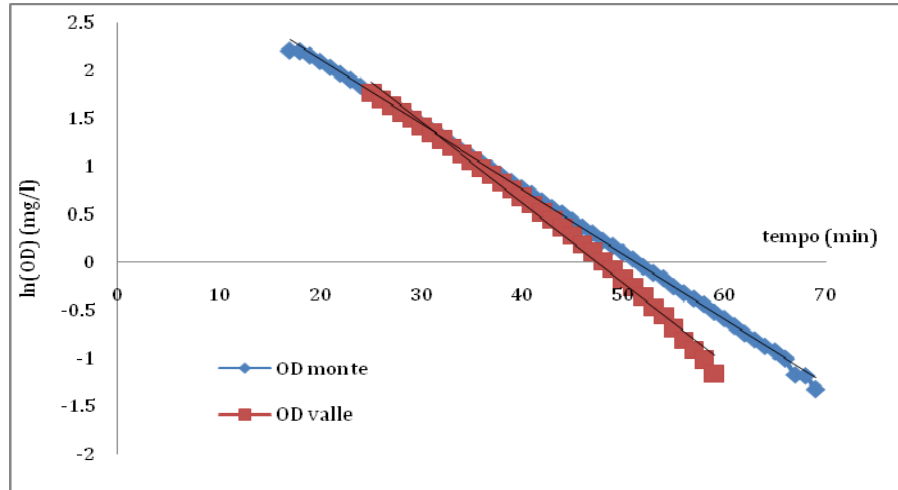
Prova $Q=20\text{l/s}$, $i=1\%$, $d=50\text{cm}$, $h=4\text{cm}$



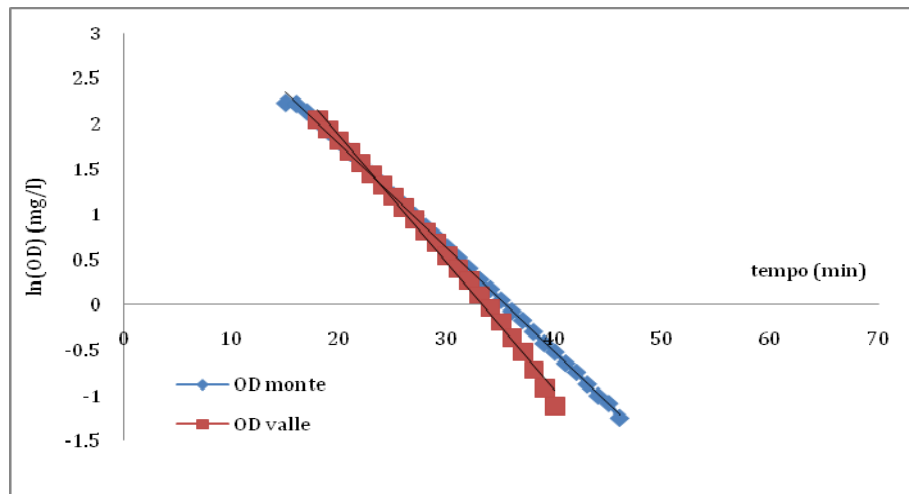
Prova $Q=20\text{l/s}$, $i=2\%$, $d=50\text{cm}$, $h=4\text{cm}$



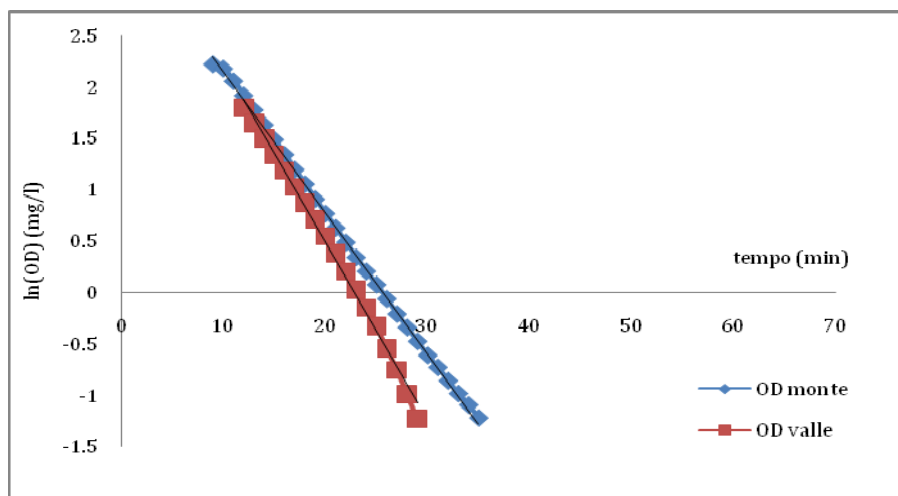
Prova $Q=20\text{l/s}$, $i=3\%$, $d=50\text{cm}$, $h=4\text{cm}$



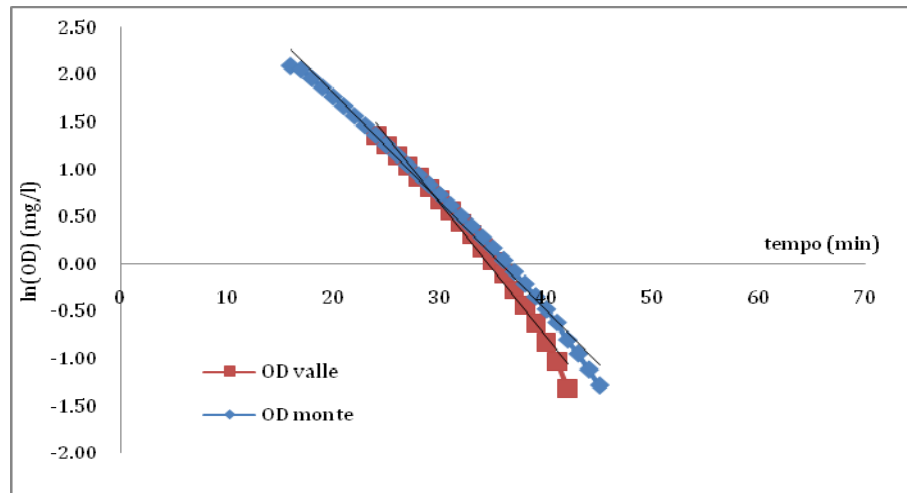
Prova Q=25l/s, i=1%, d=50cm , h=4cm



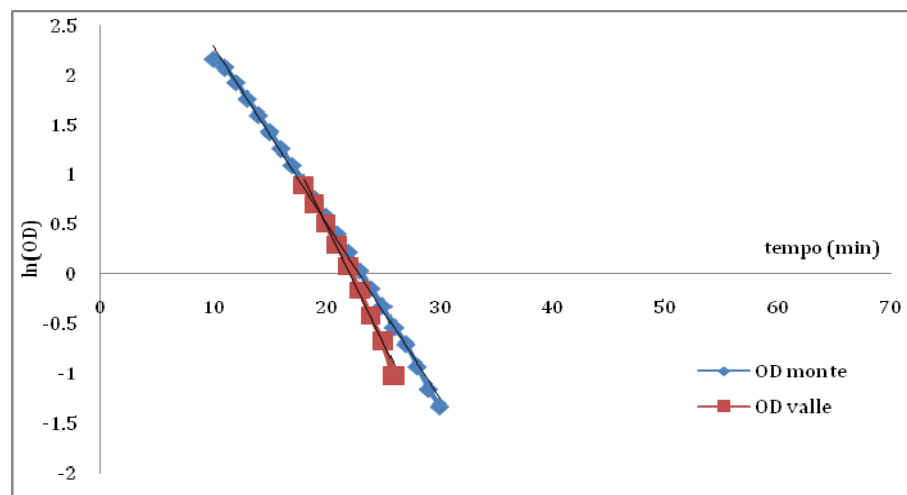
Prova Q=25l/s, i=2%, d=50cm, h=4cm



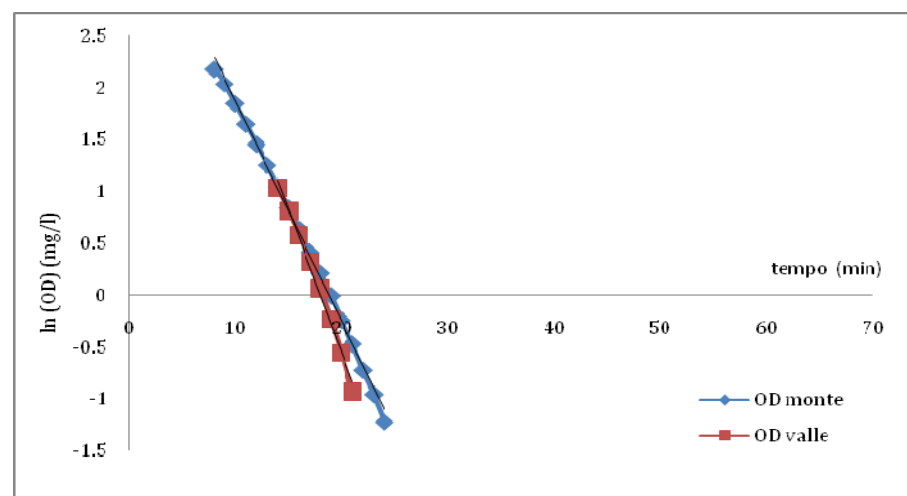
Prova Q=25l/s, i=3%, d=50cm, h=4cm



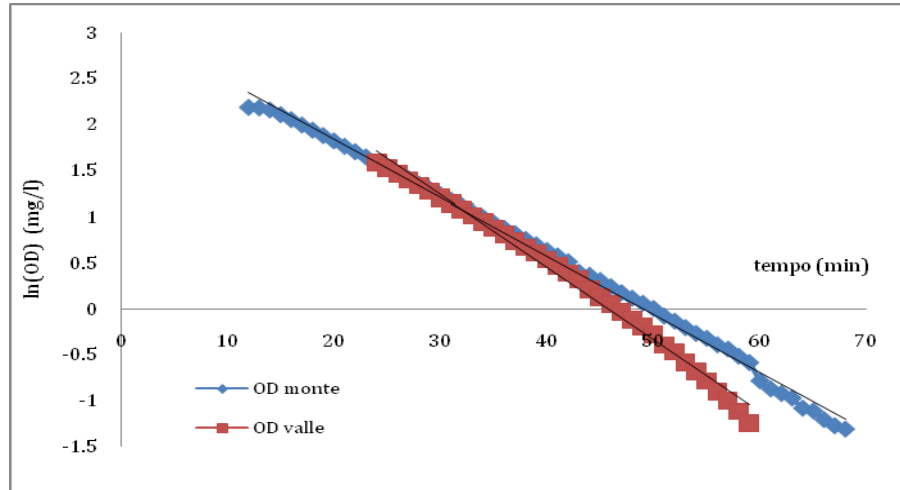
Prova $Q=30\text{l/s}$, $i=1\%$, $d=50\text{cm}$, $h=4\text{cm}$



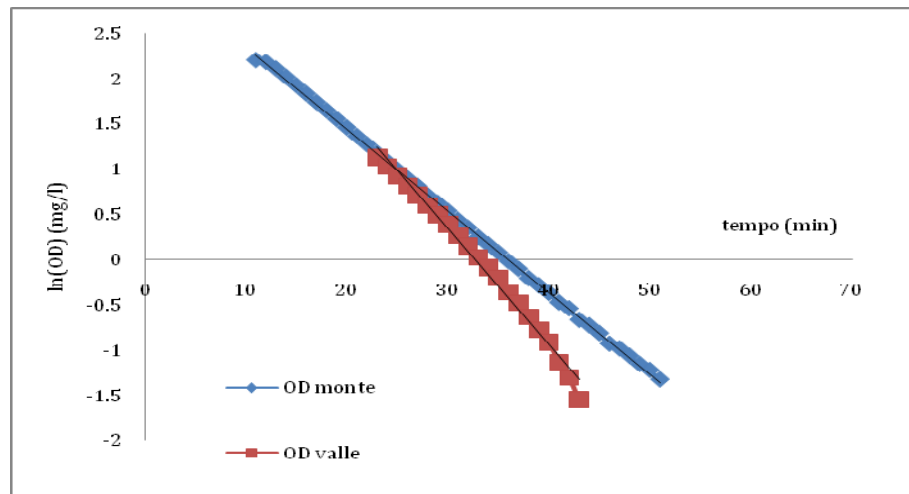
Prova $Q=30\text{l/s}$, $i=2\%$, $d=50\text{cm}$, $h=4\text{cm}$



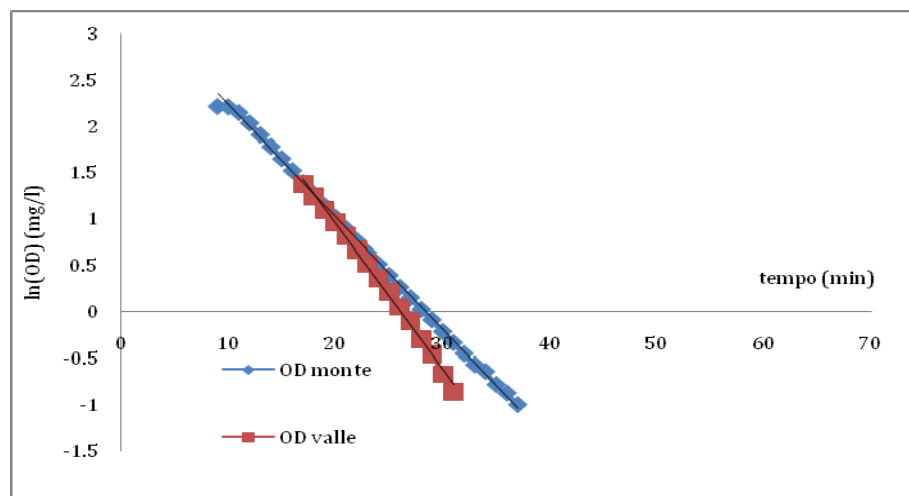
Prova $Q=30\text{l/s}$, $i=3\%$, $d=50\text{cm}$, $h=4\text{cm}$



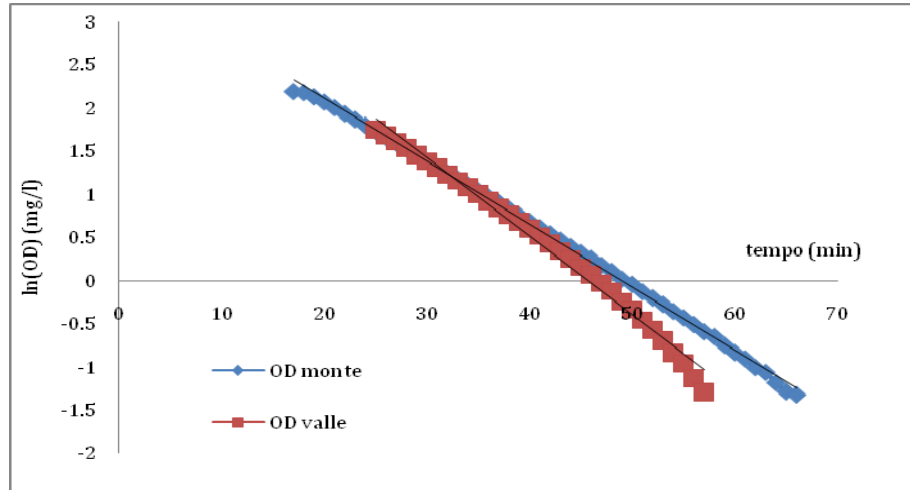
Prova Q=20l/s, i=1%, d=100cm, h=4cm



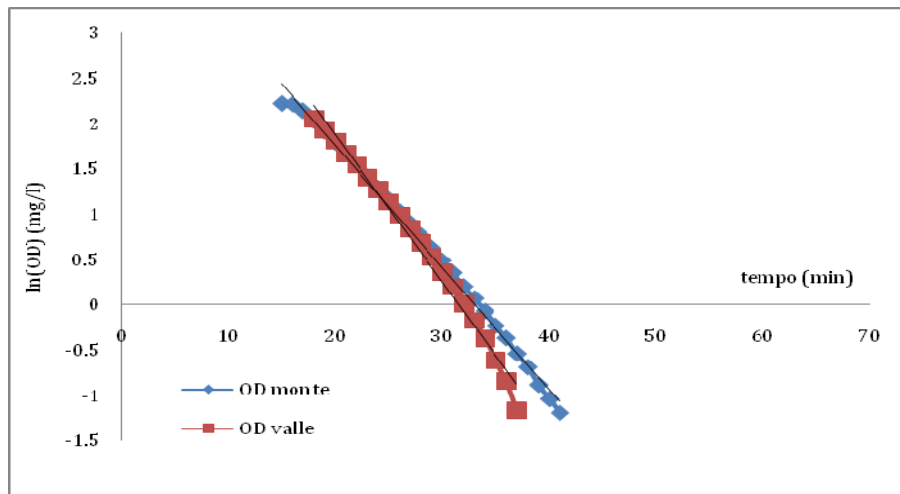
Prova Q=20l/s, i=2%, d=100cm, h=4cm



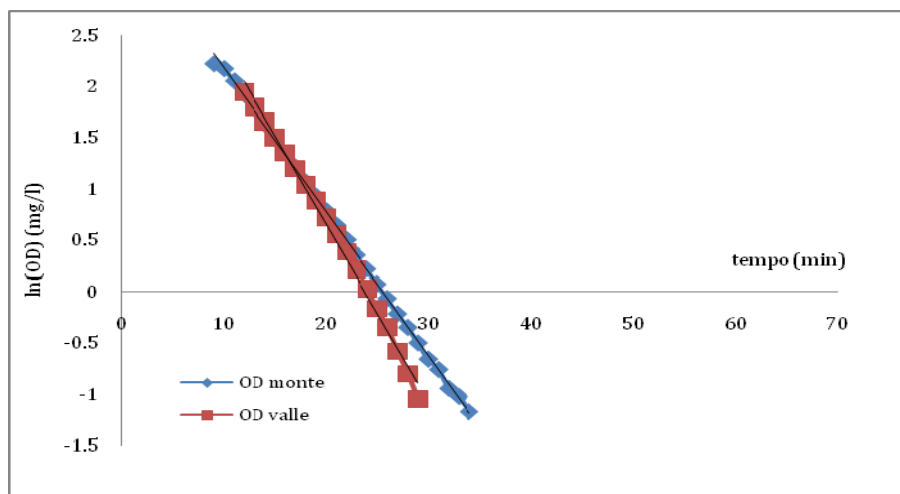
Prova Q=20l/s, i=3%, d=100cm, h=4cm



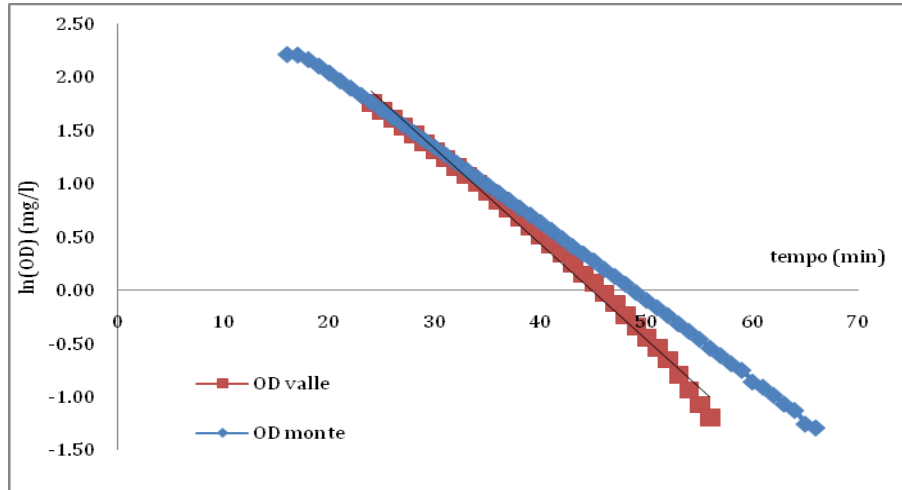
Prova Q=25l/s, i=1%, d=100cm, h=4cm



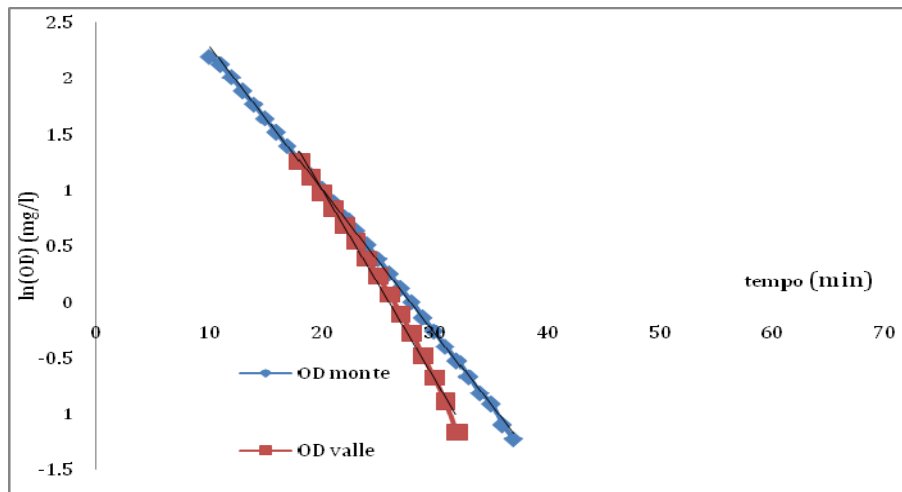
Prova Q=25l/s, i=2%, d=100cm, h=4cm



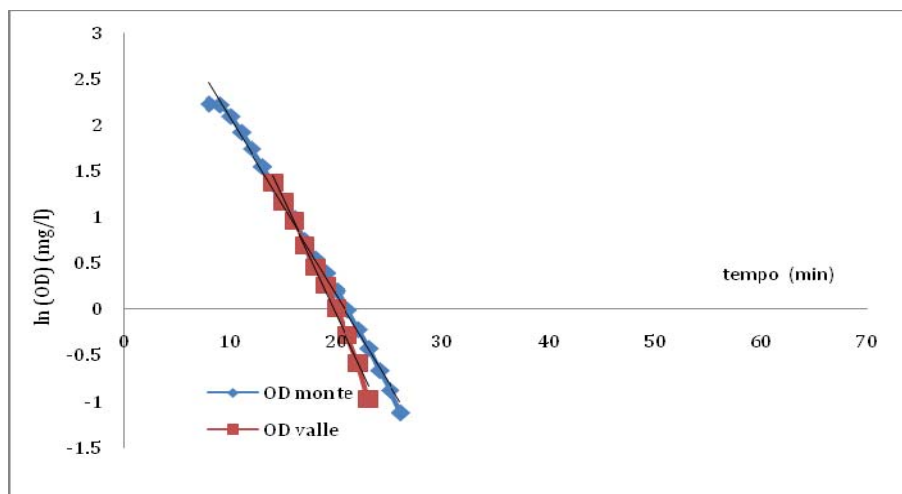
Prova Q=25l/s, i=3%, d=100cm, h=4cm



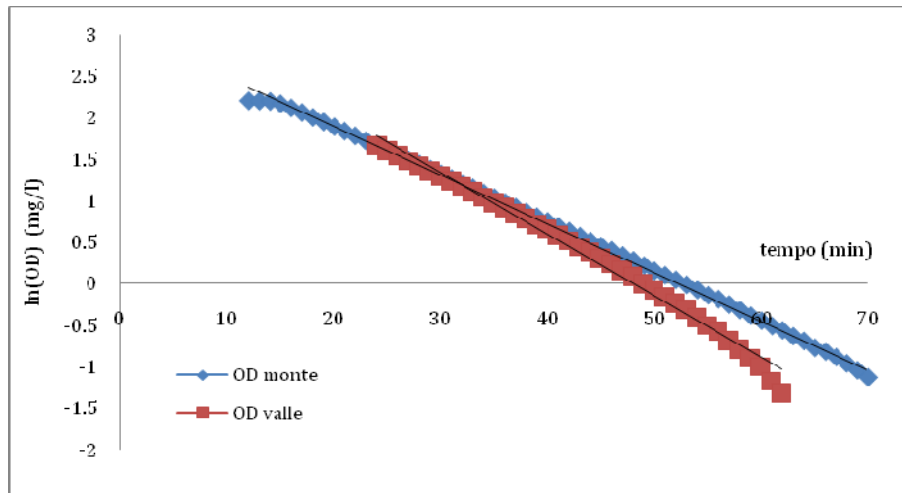
Prova Q=30l/s, i=1%, d=100cm, h=4cm



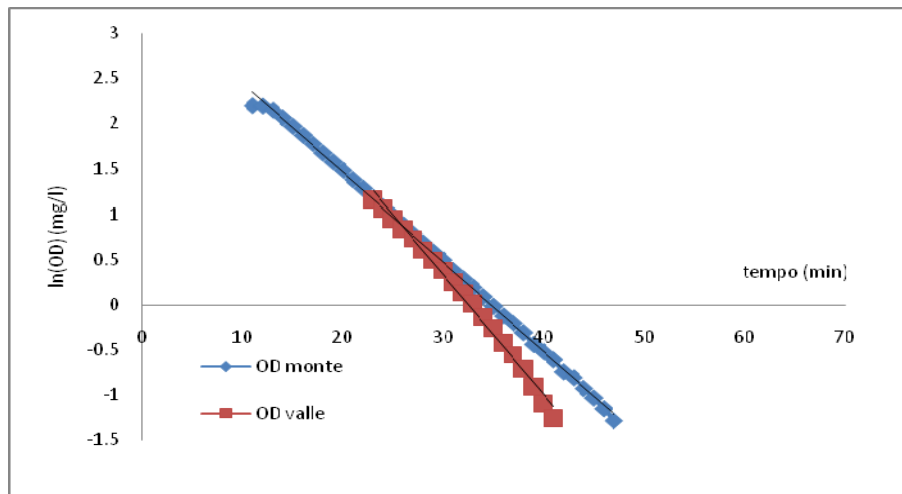
Prova Q=30l/s, i=2%, d=100cm, h=4cm



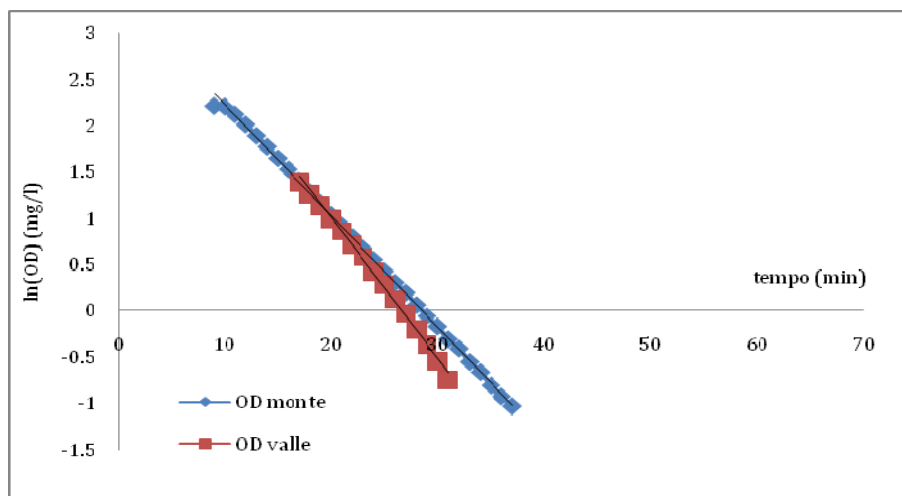
Prova Q=30l/s, i=3%, d=100cm, h=4cm



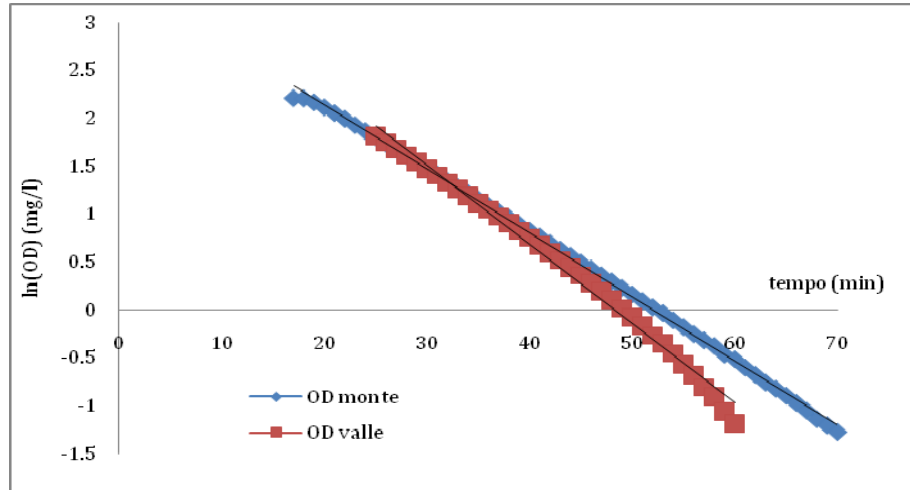
Prova Q=20l/s, i=1%, d=150cm, h=4cm



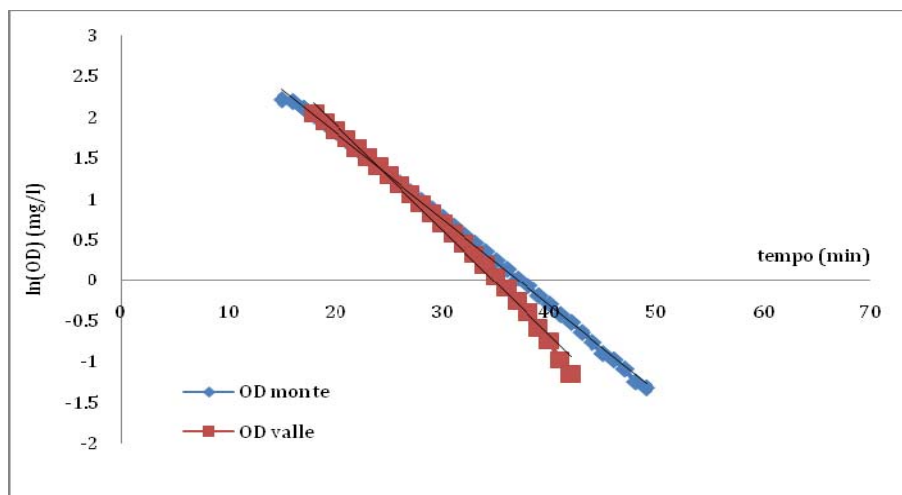
Prova Q=20l/s, i=2%, d=150cm, h=4cm



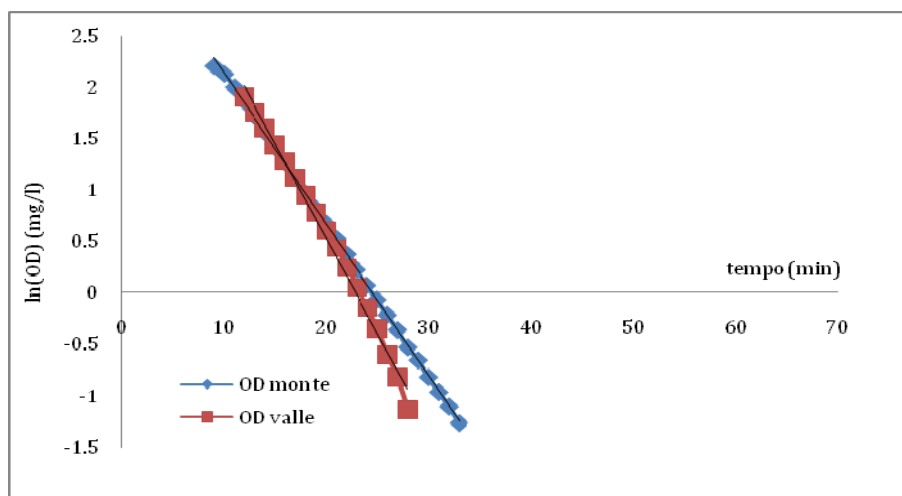
Prova Q=20l/s, i=3%, d=150cm, h=4cm



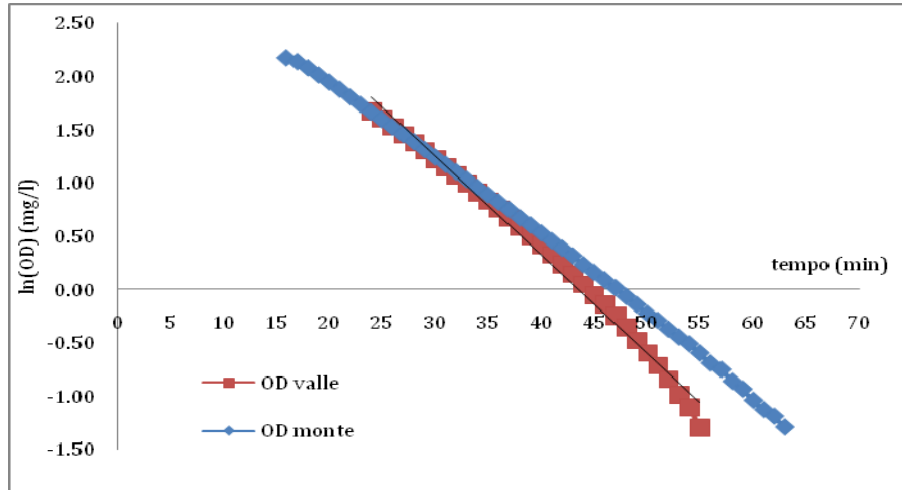
Prova Q=25l/s, i=1%, d=150cm, h=4cm



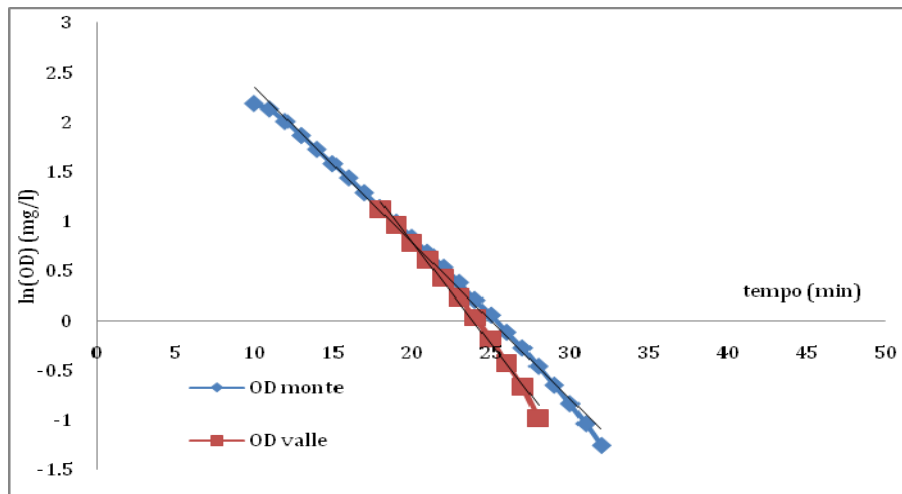
Prova Q=25l/s, i=2%, d=150cm, h=4cm



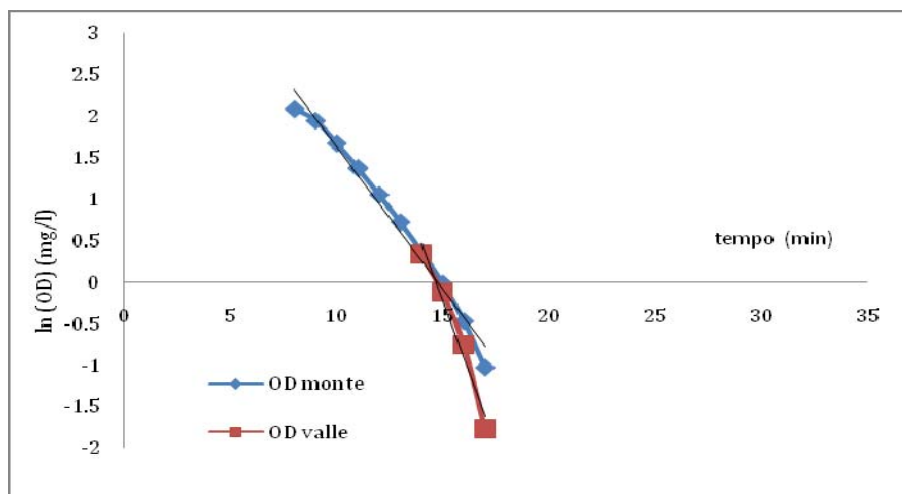
Prova Q=25l/s, i=3%, d=150cm, h=4cm



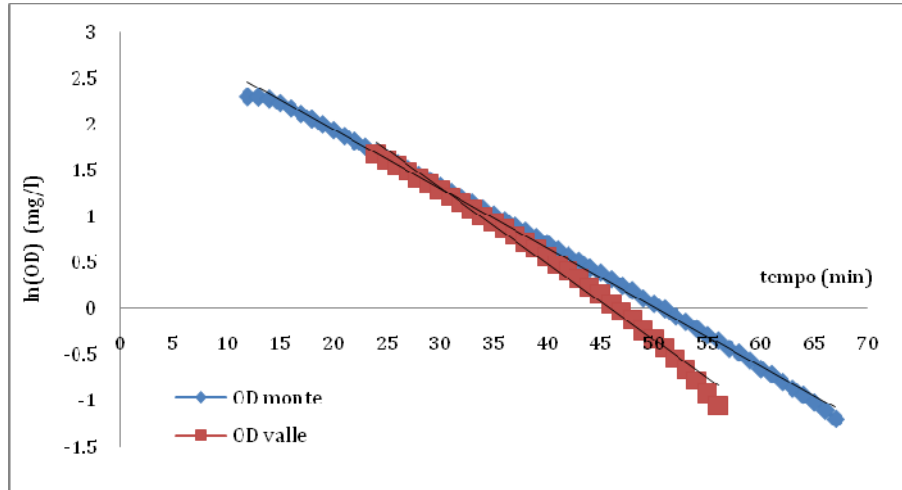
Prova Q=30l/s, i=1%, d=150cm, h=4cm



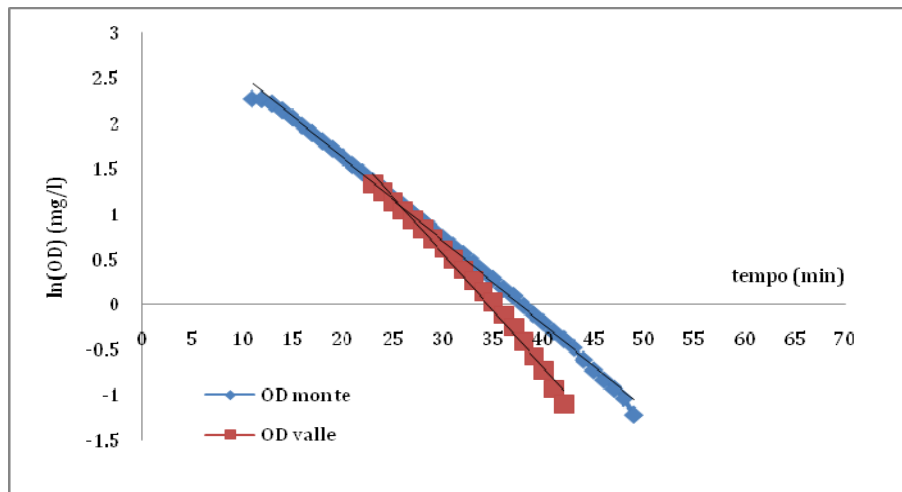
Prova Q=30l/s, i=2%, d=150cm, h=4cm



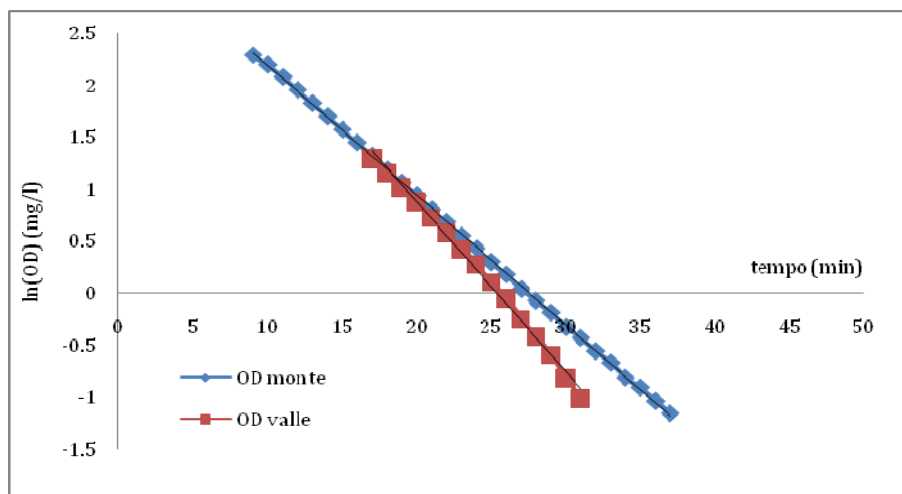
Prova Q=30l/s, i=3%, d=150cm, h=4cm



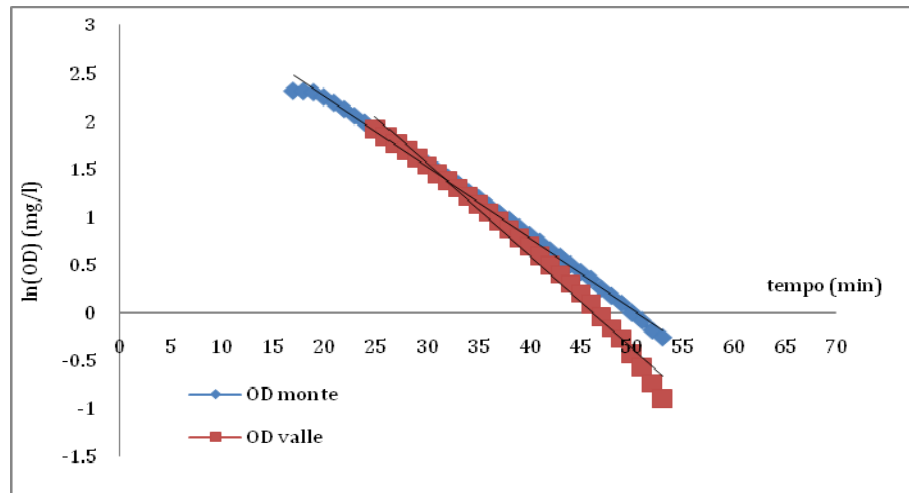
Prova Q=20l/s, i=1%, d=50cm, h=5cm



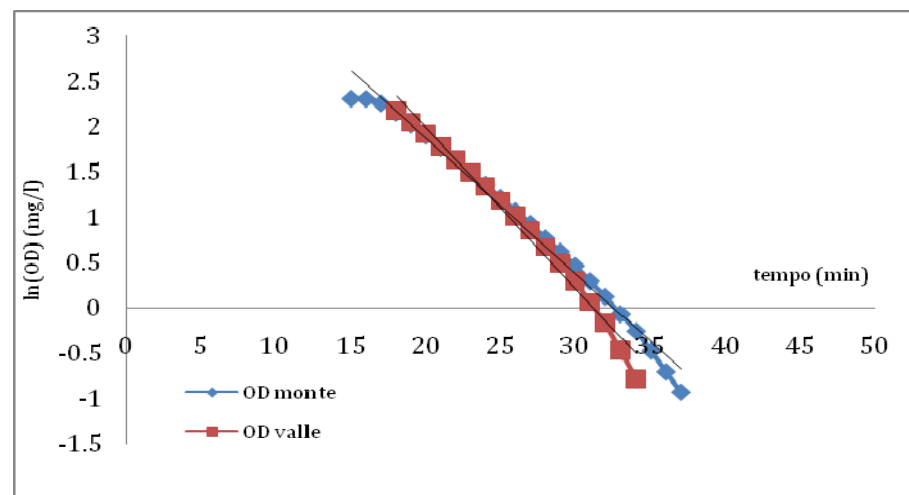
Prova Q=20l/s, i=2%, d=50cm, h=5cm



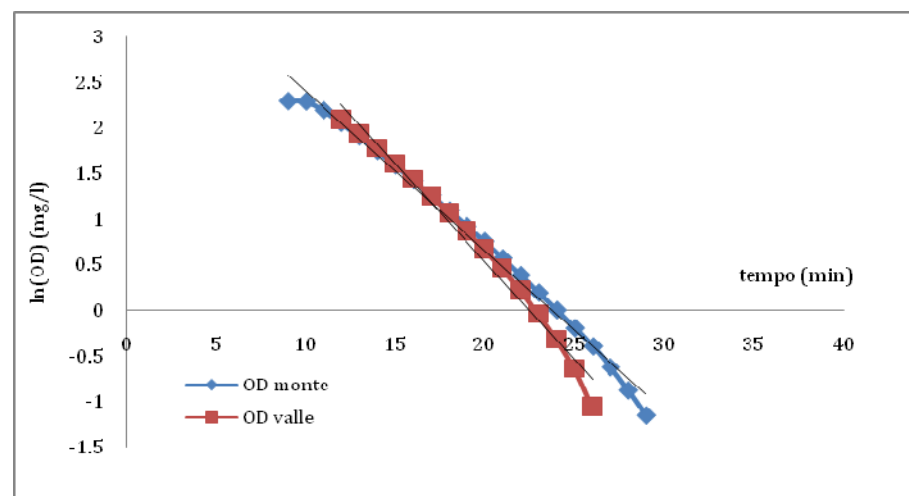
Prova Q=20l/s, i=3%, d=50cm, h=5cm



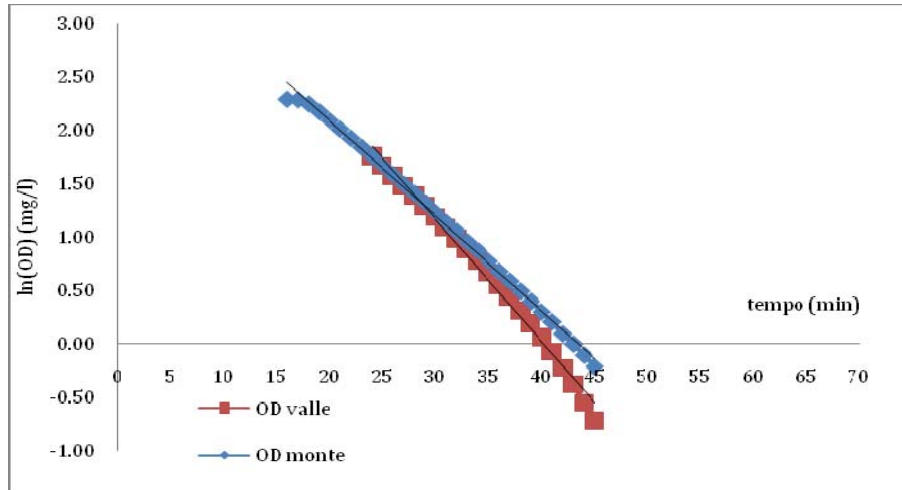
Prova $Q=25\text{l/s}$, $i=1\%$, $d=50\text{cm}$, $h=5\text{cm}$



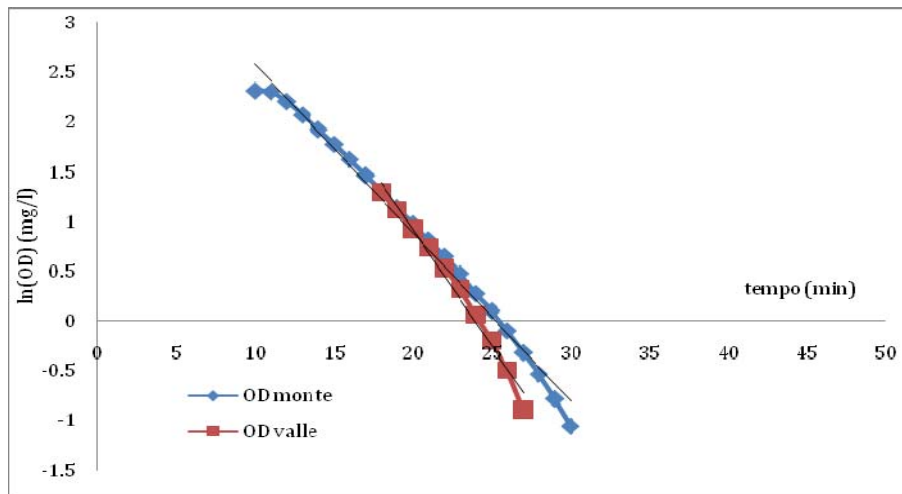
Prova $Q=25\text{l/s}$, $i=2\%$, $d=50\text{cm}$, $h=5\text{cm}$



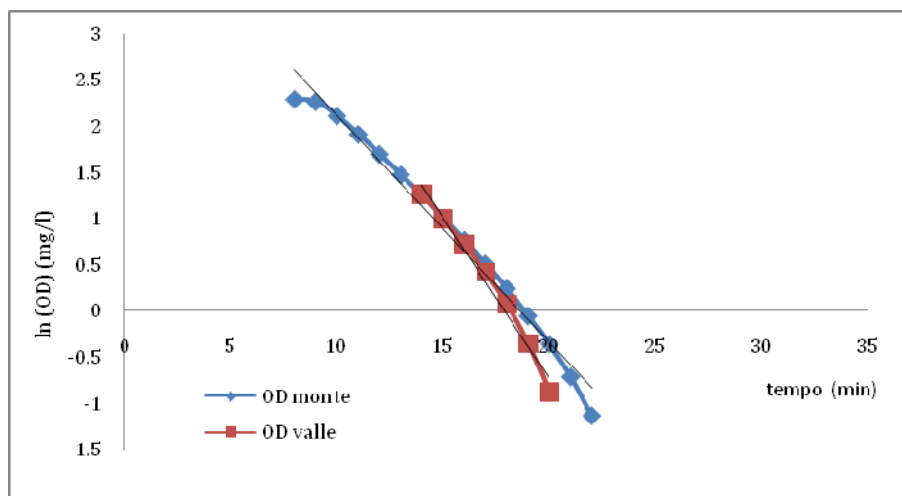
Prova $Q=25\text{l/s}$, $i=3\%$, $d=50\text{cm}$, $h=5\text{cm}$



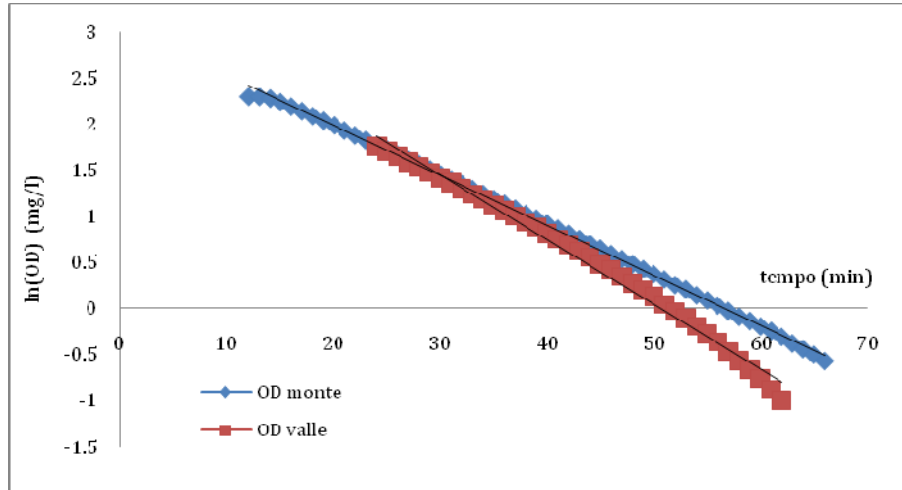
Prova $Q=30\text{l/s}$, $i=1\%$, $d=50\text{cm}$, $h=5\text{cm}$



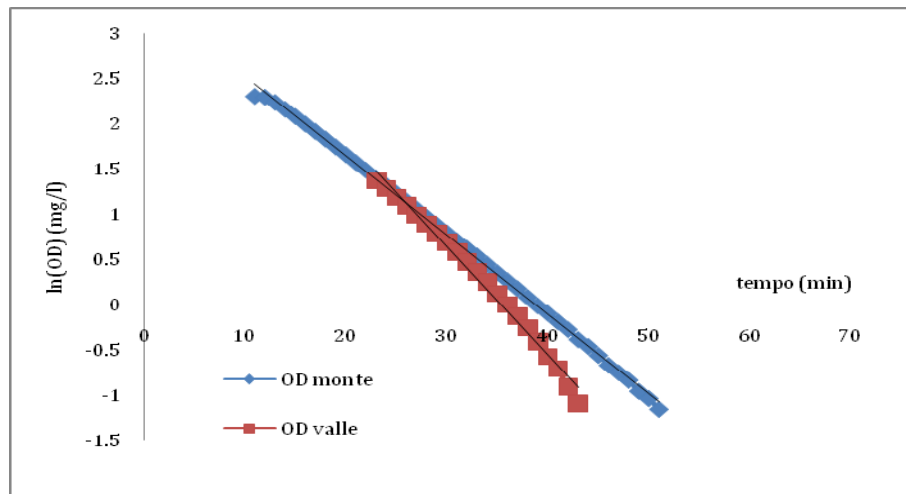
Prova $Q=30\text{l/s}$, $i=2\%$, $d=50\text{cm}$, $h=5\text{cm}$



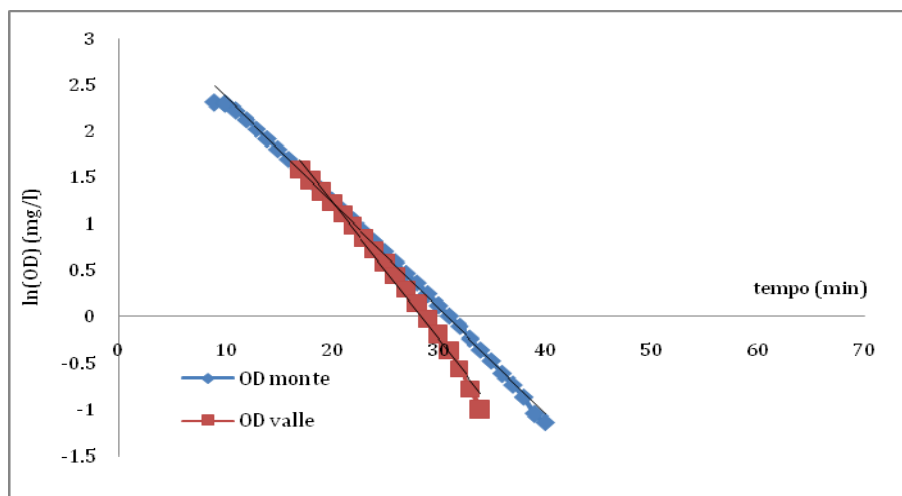
Prova $Q=30\text{l/s}$, $i=3\%$, $d=50\text{cm}$, $h=5\text{cm}$



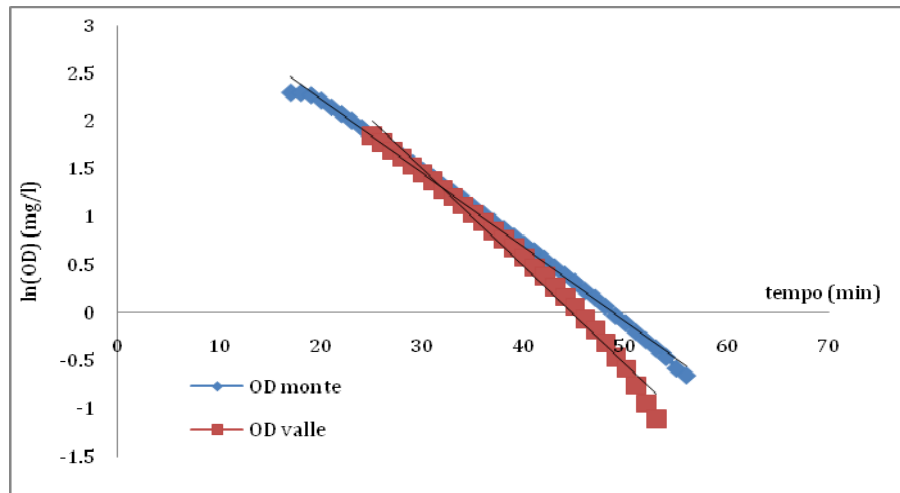
Prova Q=20l/s, i=1%, d=100cm, h=5cm



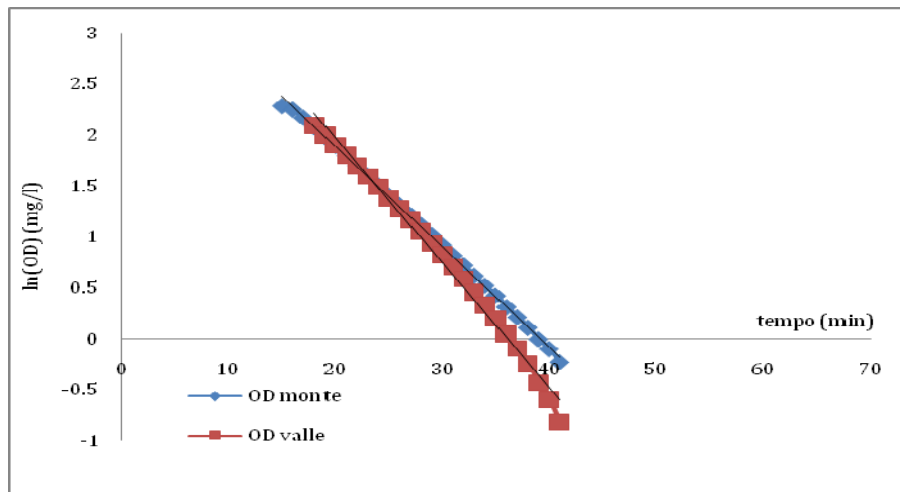
Prova Q=20l/s, i=2%, d=100cm, h=5cm



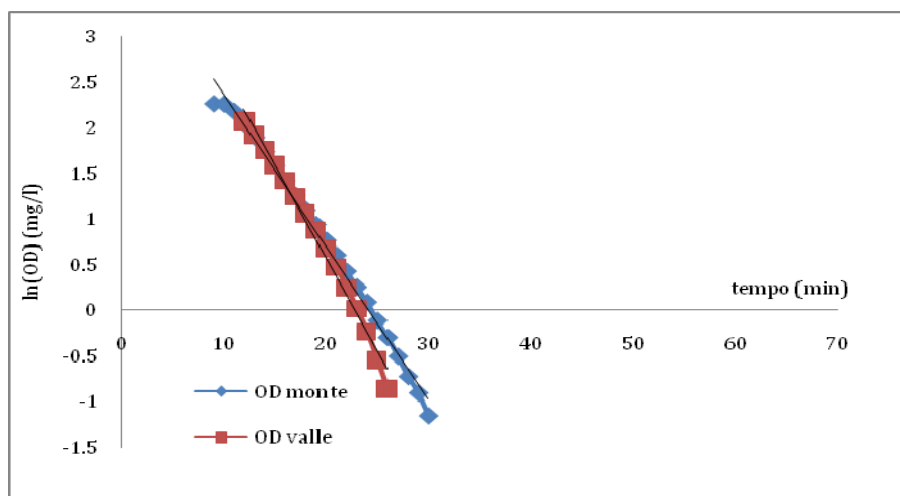
Prova Q=20l/s, i=3%, d=100cm, h=5cm



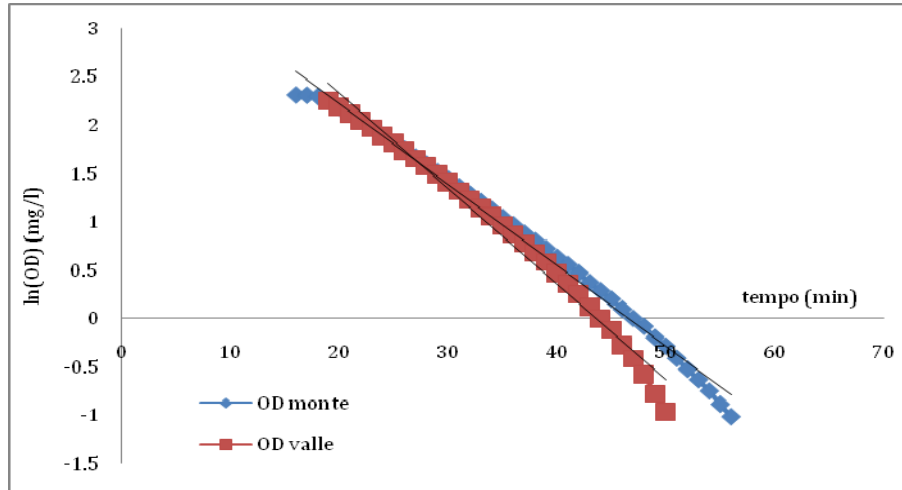
Prova Q=25l/s, i=1%, d=100cm, h=5cm



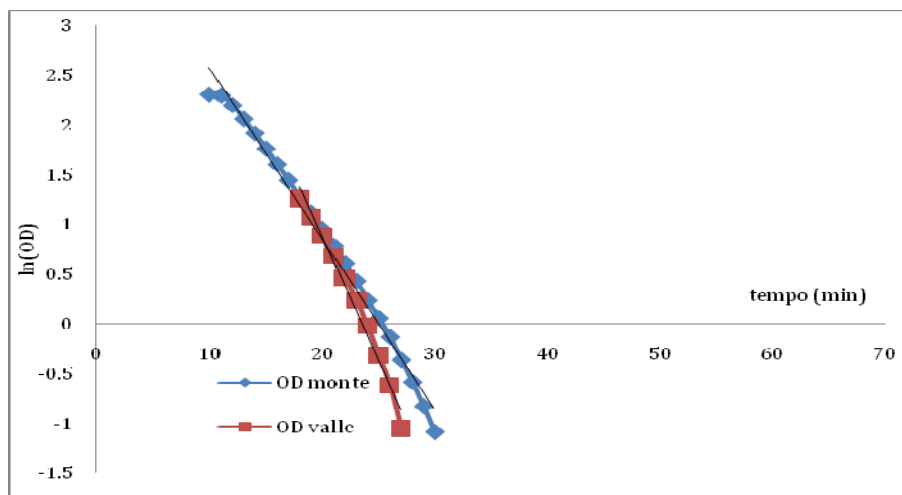
Prova Q=25l/s, i=2%, d=100cm, h=5cm



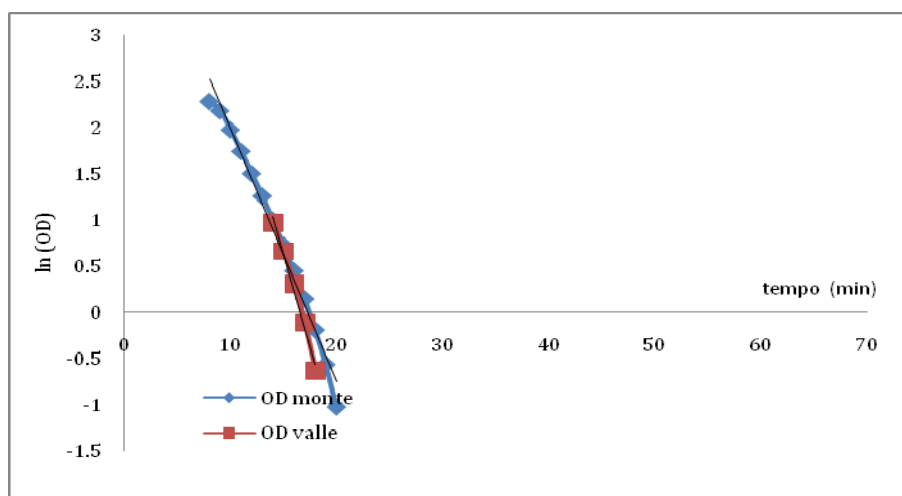
Prova Q=25l/s, i=3%, d=100cm, h=5cm



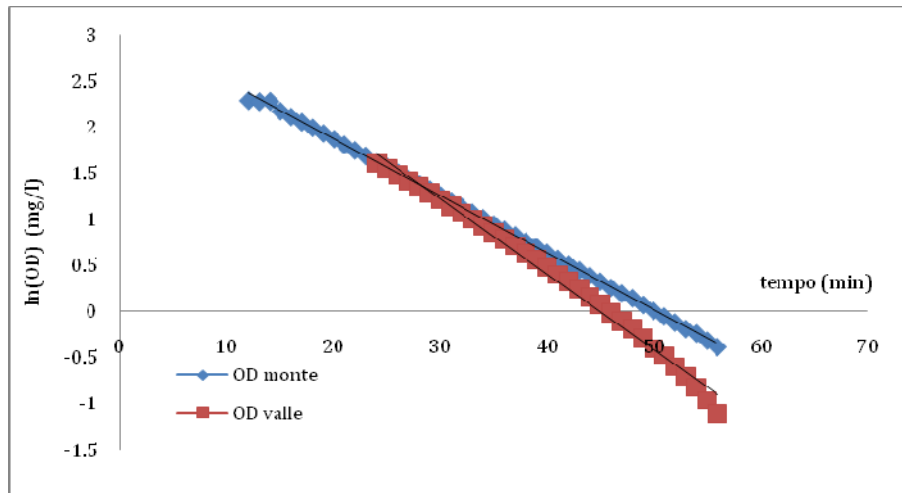
Prova $Q=30\text{l/s}$, $i=1\%$, $d=100\text{cm}$, $h=5\text{cm}$



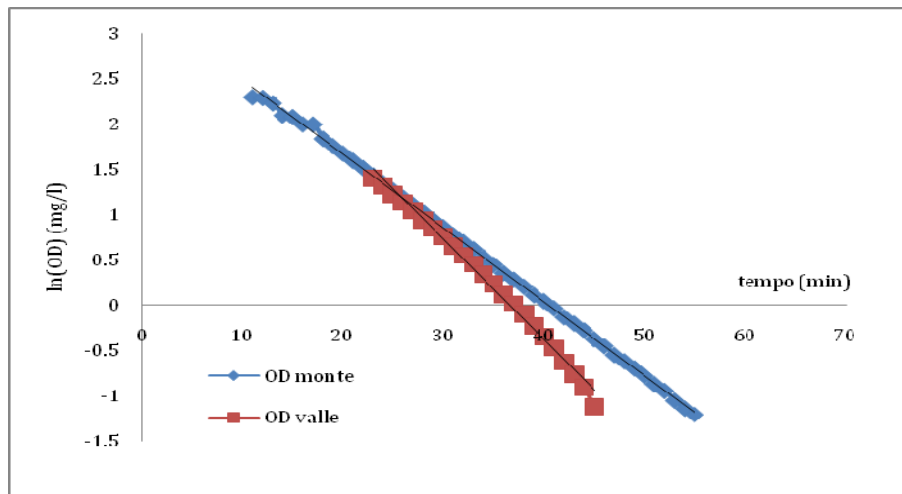
Prova $Q=30\text{l/s}$, $i=2\%$, $d=100\text{cm}$, $h=5\text{cm}$



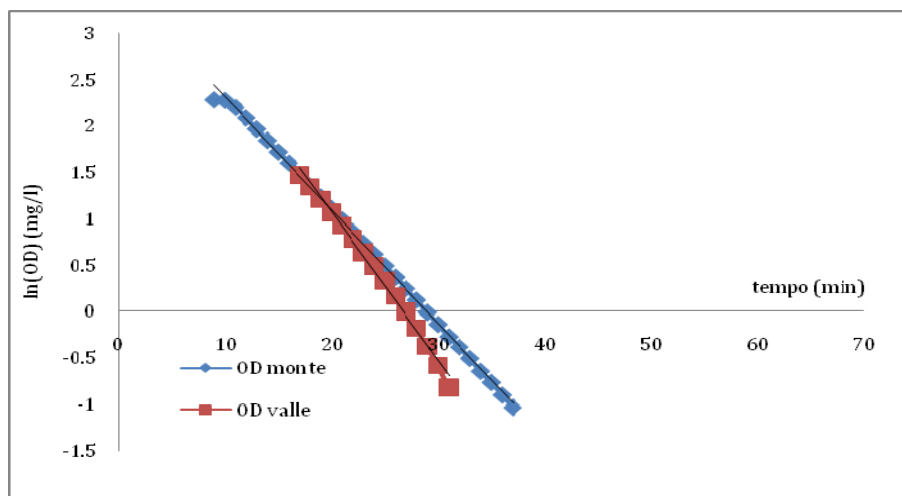
Prova $Q=30\text{l/s}$, $i=3\%$, $d=100\text{cm}$, $h=5\text{cm}$



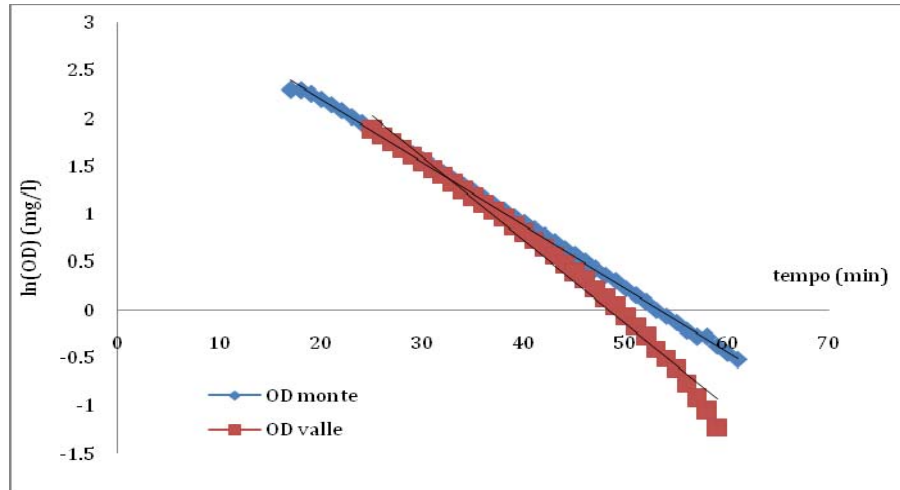
Prova Q=20l/s, i=1%, d=150cm, h=5cm



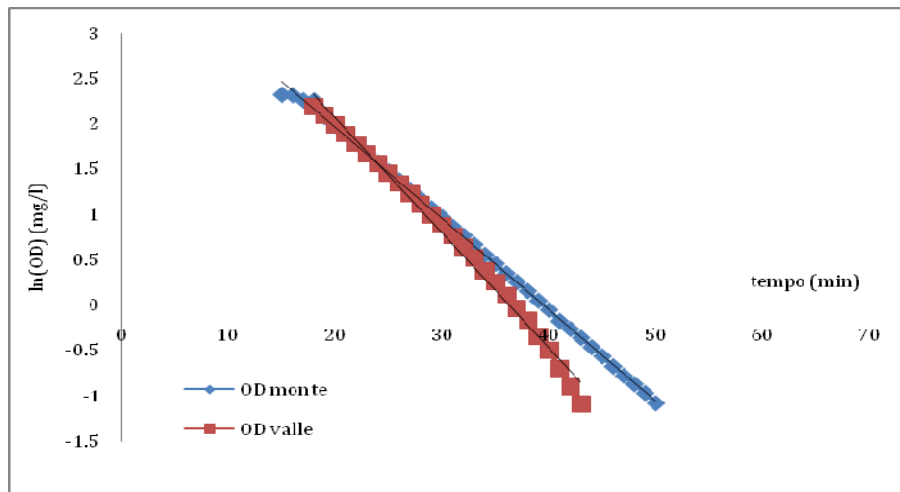
Prova Q=20l/s, i=2%, d=150cm, h=5cm



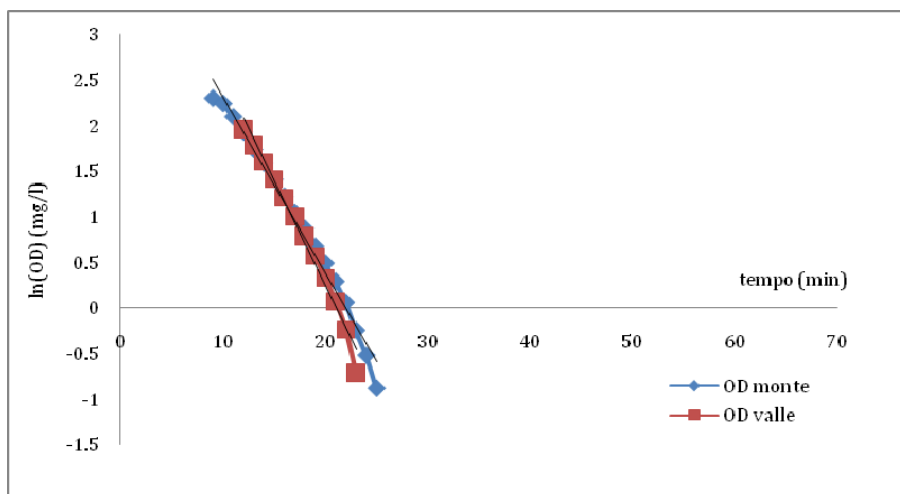
Prova Q=20l/s, i=3%, d=150cm, h=5cm



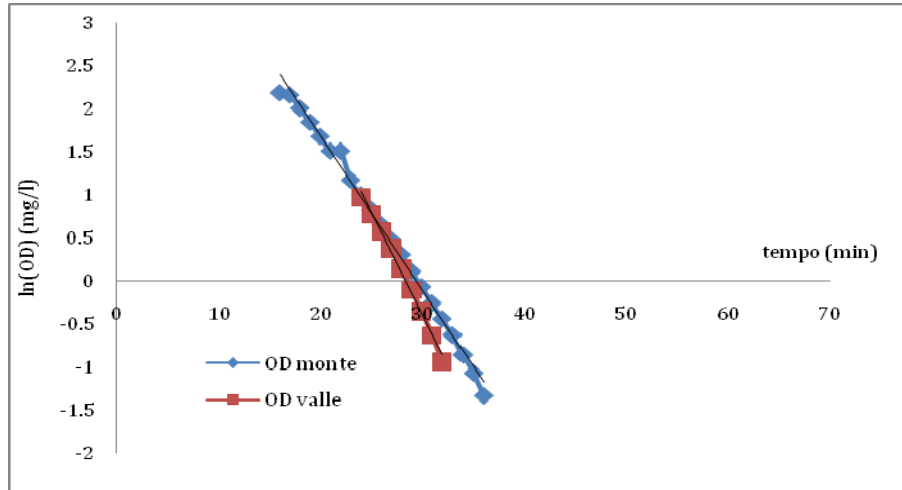
Prova Q=25l/s, i=1%, d=150cm, h=5cm



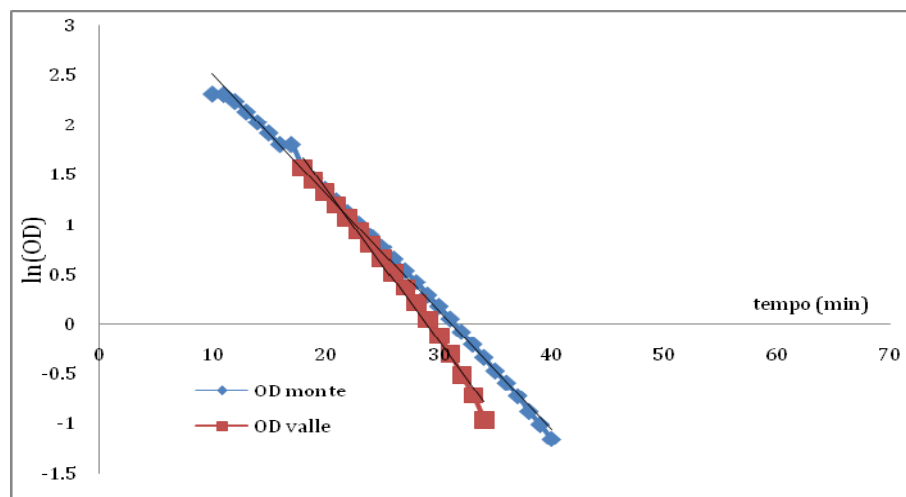
Prova Q=25l/s, i=2%, d=150cm, h=5cm



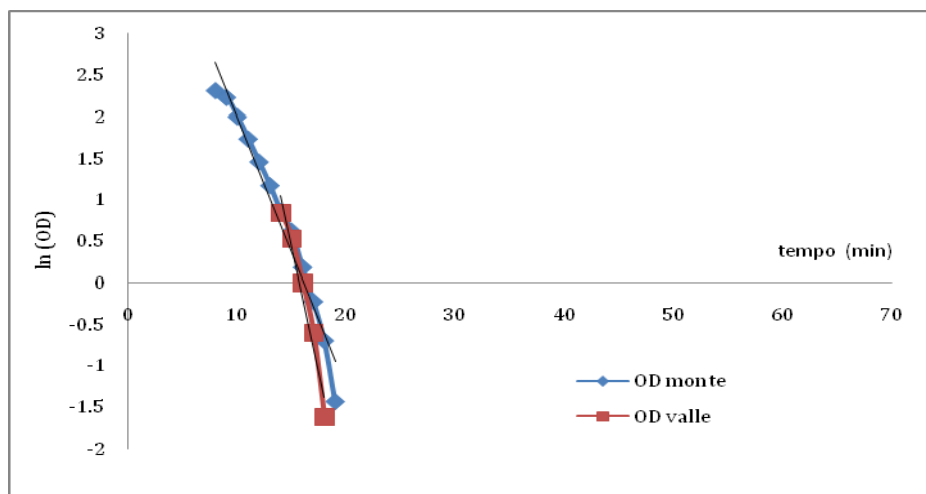
Prova Q=25l/s, i=3%, d=150cm, h=5cm



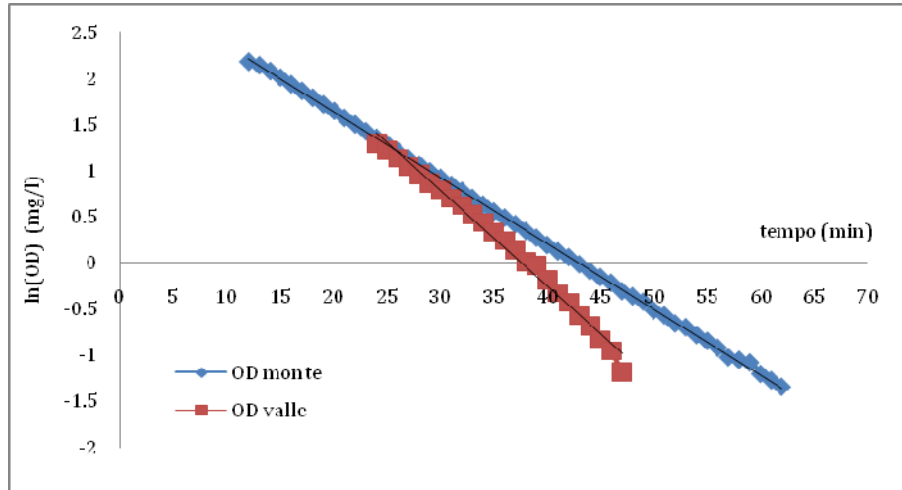
Prova Q=30l/s, i=1%, d=150cm, h=5cm



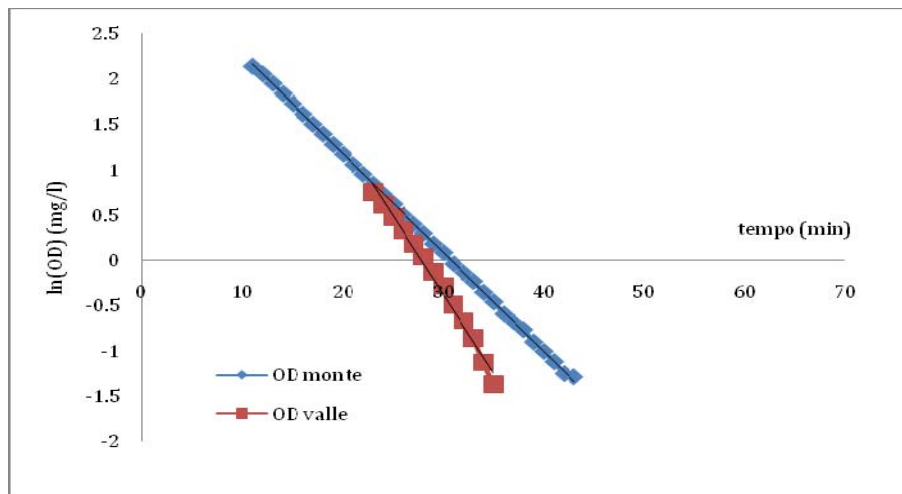
Prova Q=30l/s, i=2%, d=150cm, h=5cm



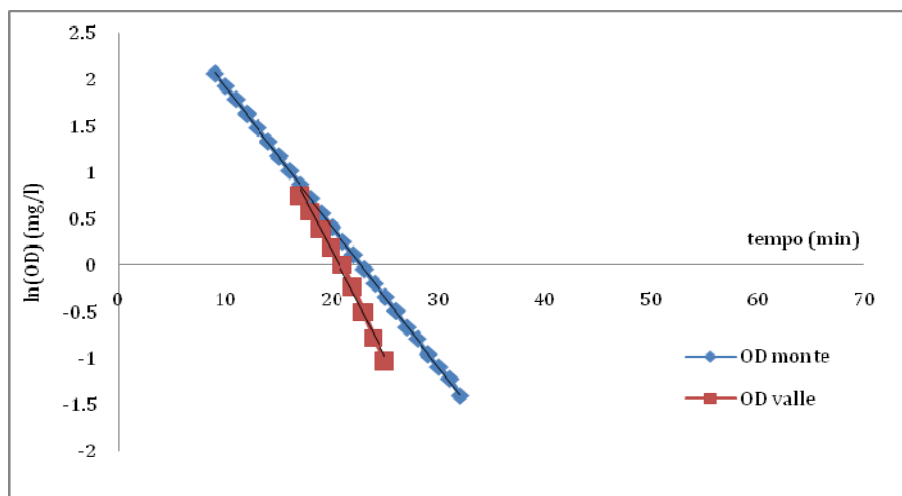
Prova Q=30l/s, i=3%, d=150cm, h=5cm



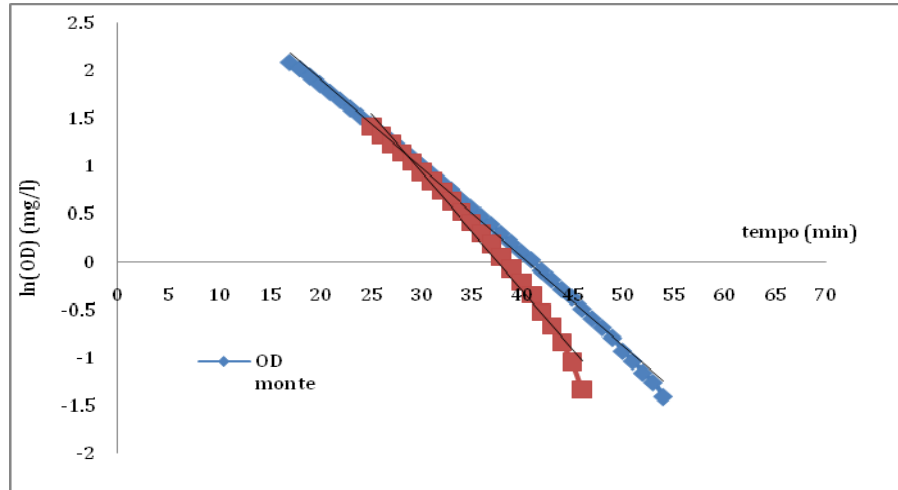
Prova $Q=20\text{l/s}$, $i=1\%$, $d=50\text{cm}$, $h=7\text{cm}$



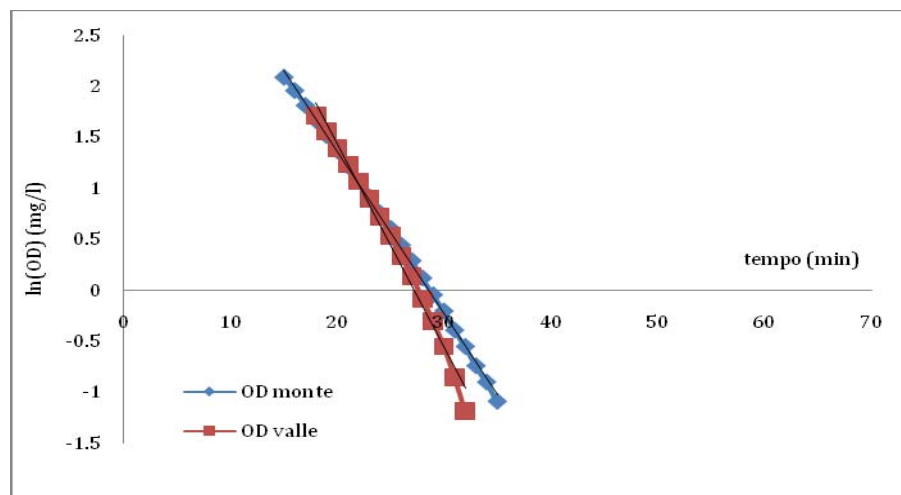
Prova $Q=20\text{l/s}$, $i=2\%$, $d=50\text{cm}$, $h=7\text{cm}$



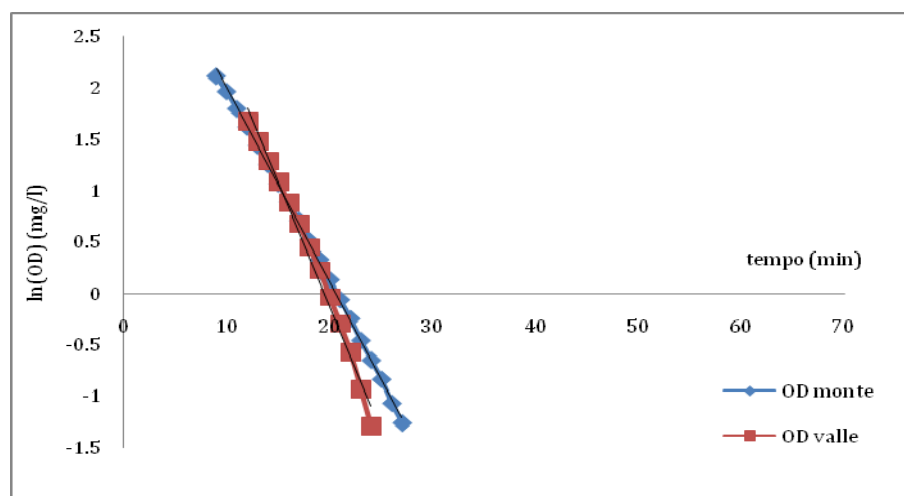
Prova $Q=20\text{l/s}$, $i=3\%$, $d=50\text{cm}$, $h=7\text{cm}$



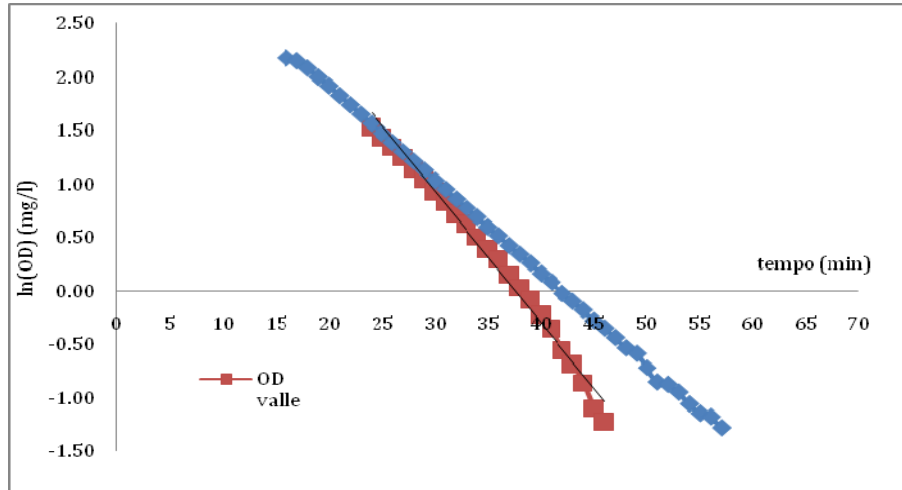
Prova Q=25l/s, i=1%, d=50cm, h=7cm



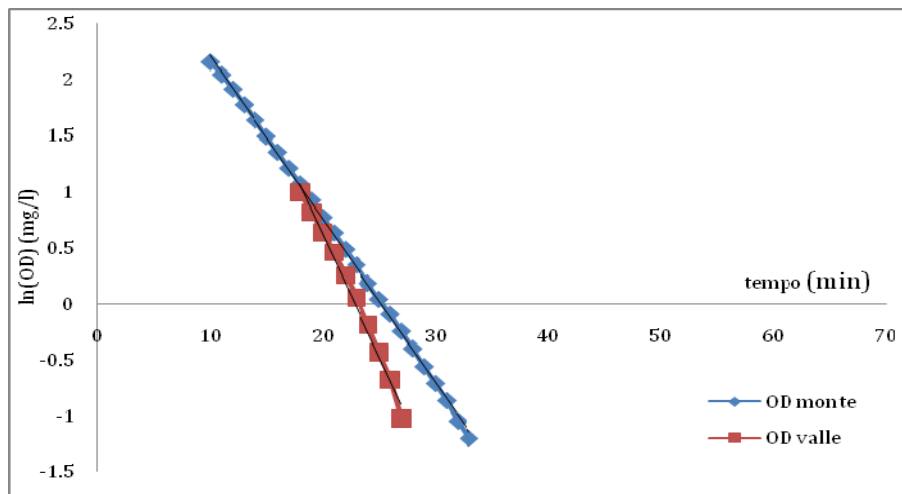
Prova Q=25l/s, i=2%, d=50cm, h=7cm



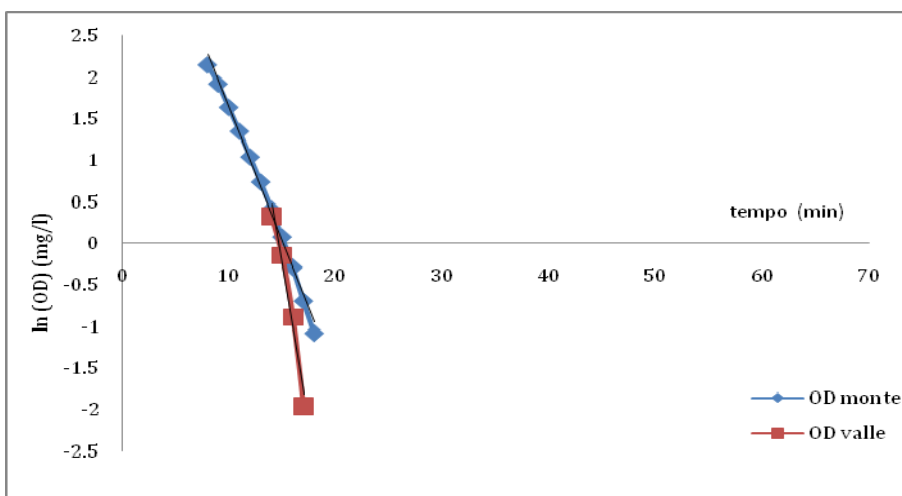
Prova Q=25l/s, i=3%, d=50cm, h=7cm



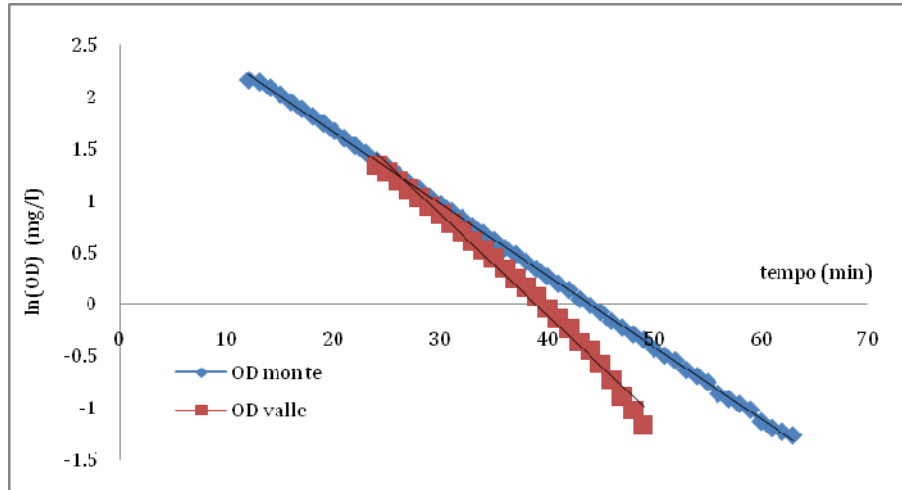
Prova Q=30l/s, i=1%, d=50cm, h=7cm



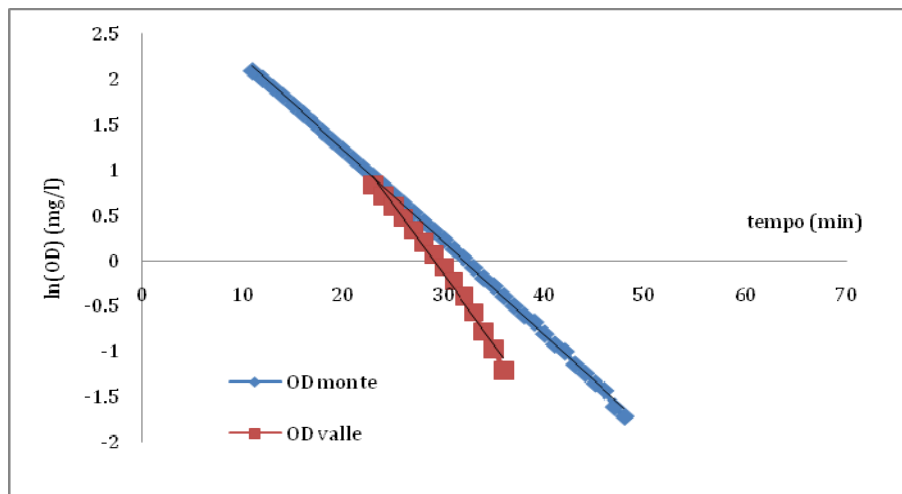
Prova Q=30l/s, i=2%, d=50cm, h=7cm



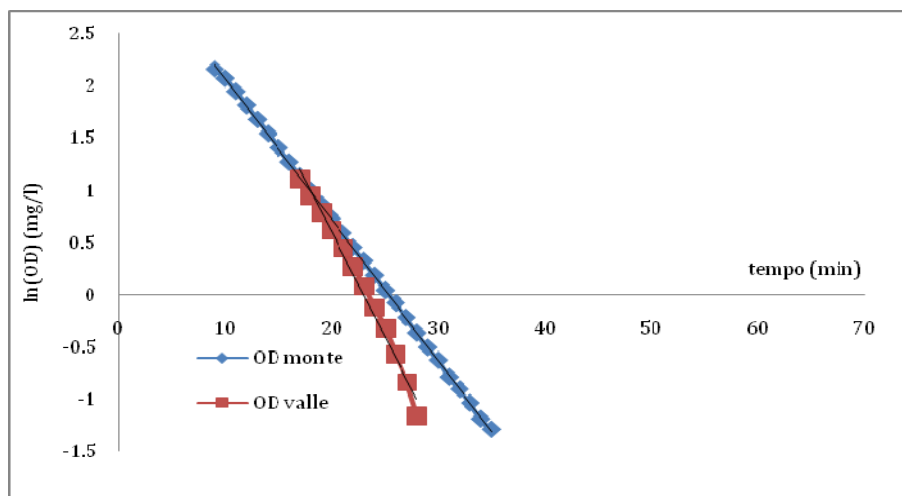
Prova Q=30l/s, i=3%, d=50cm, h=7cm



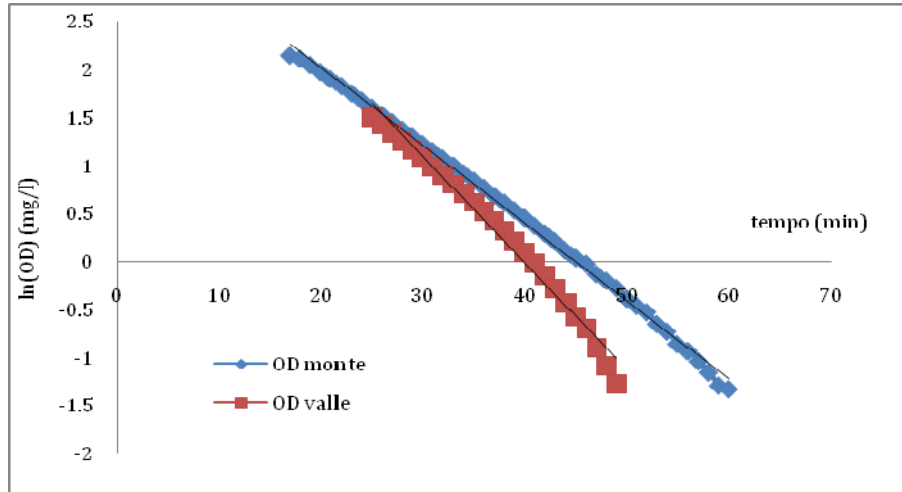
Prova Q=20l/s, i=1%, d=100cm, h=7cm



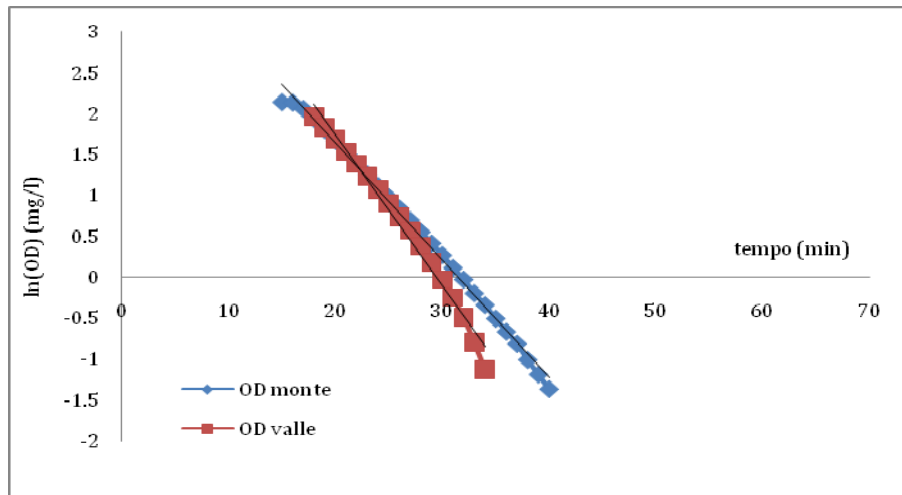
Prova Q=20l/s, i=2%, d=100cm, h=7cm



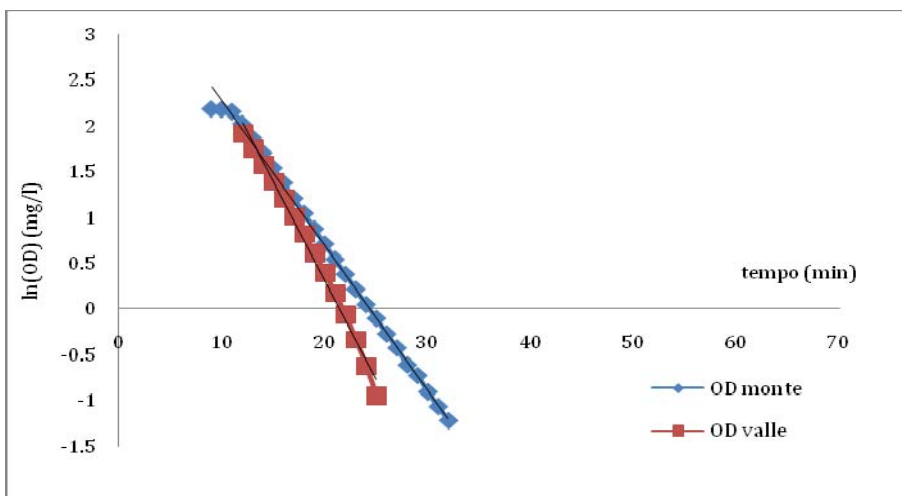
Prova Q=20l/s, i=3%, d=100cm, h=7cm



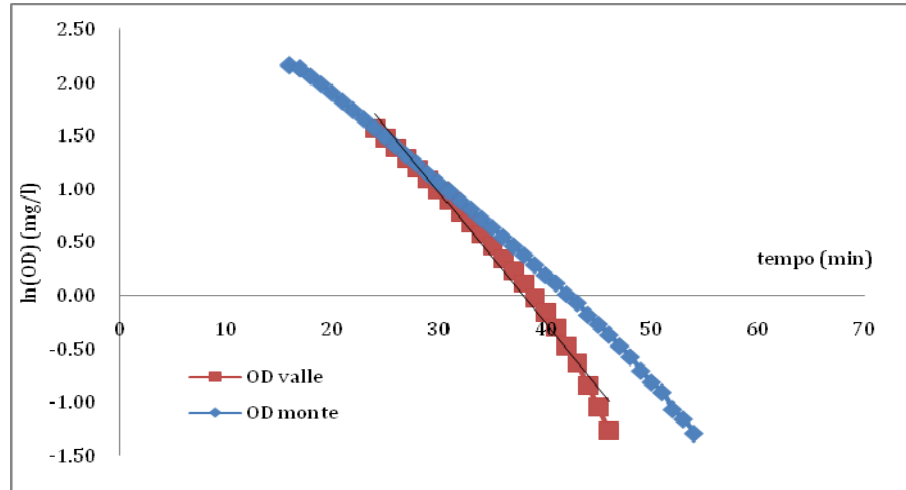
Prova Q=25l/s, i=1%, d=100cm, h=7cm



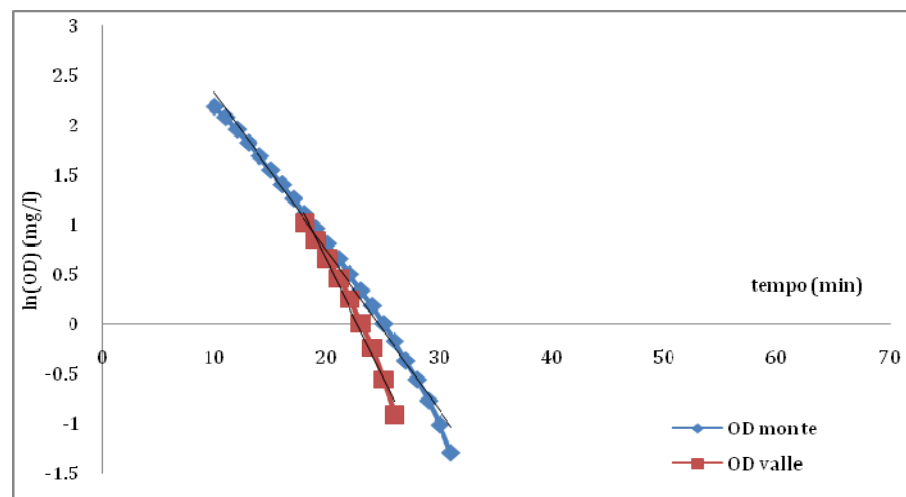
Prova Q=25l/s, i=2%, d=100cm, h=7cm



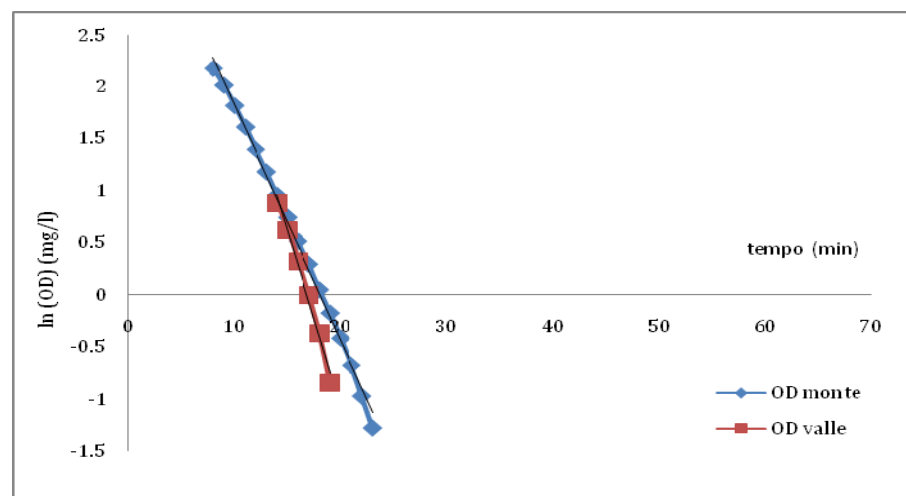
Prova Q=25l/s, i=3%, d=100cm, h=7cm



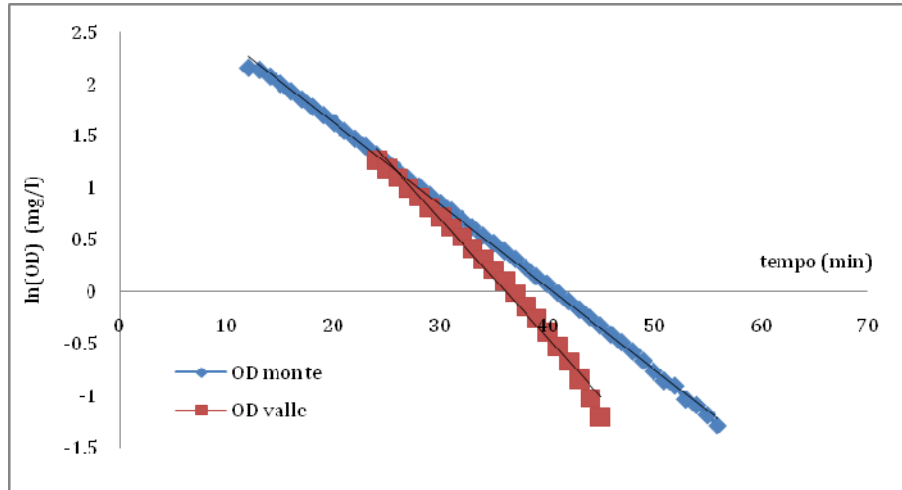
Prova Q=30l/s, i=1%, d=100cm, h=7cm



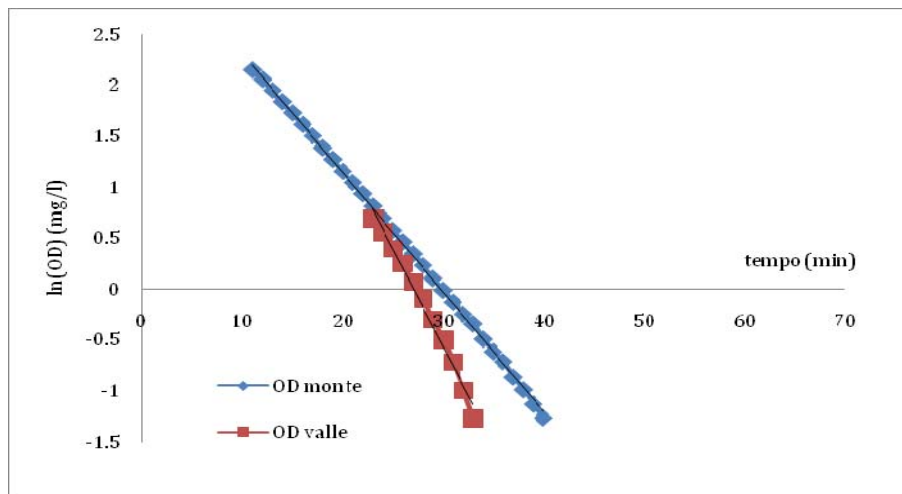
Prova Q=30l/s, i=2%, d=100cm, h=7cm



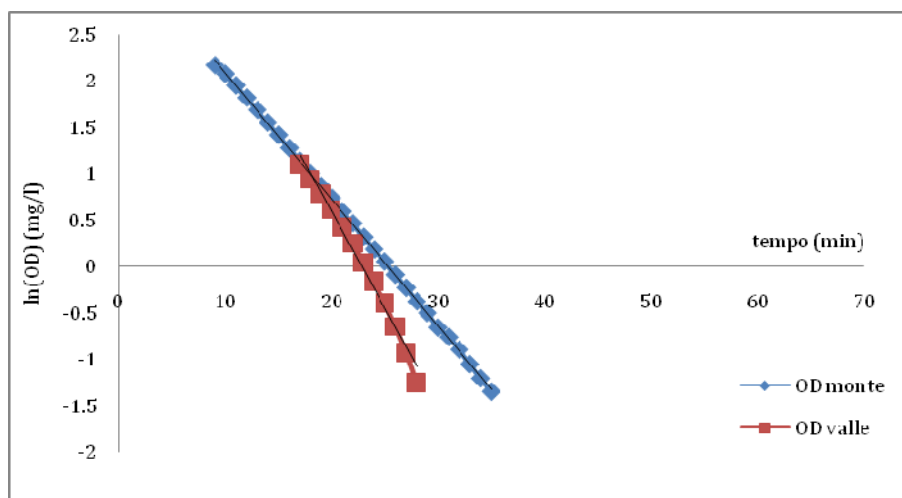
Prova Q=30l/s, i=3%, d=100cm, h=7cm



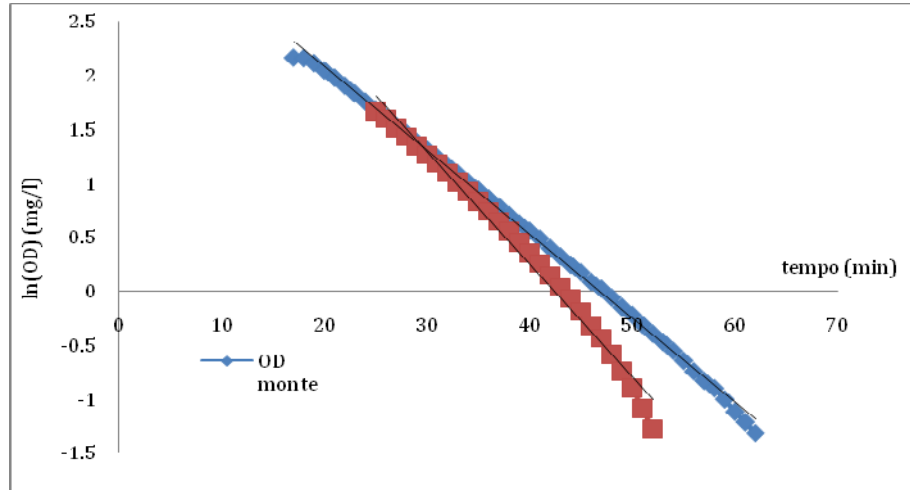
Prova Q=20l/s, i=1%, d=150cm, h=7cm



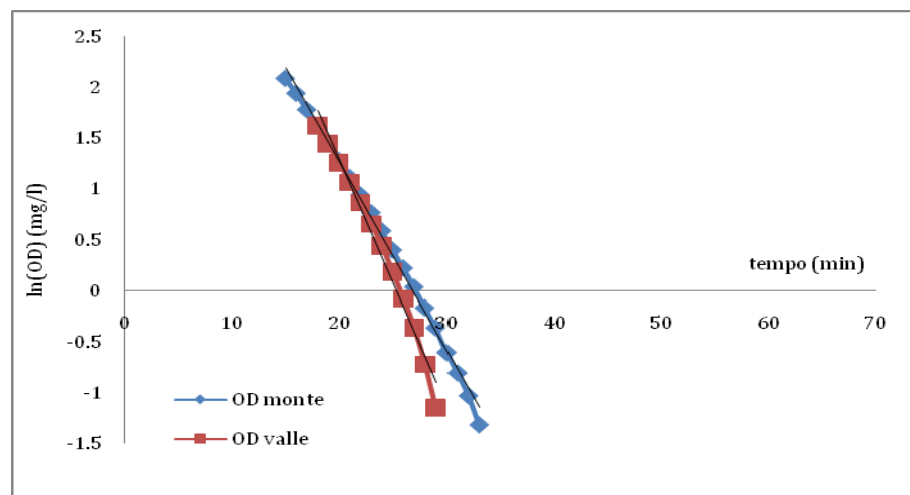
Prova Q=20l/s, i=2%, d=150cm, h=7cm



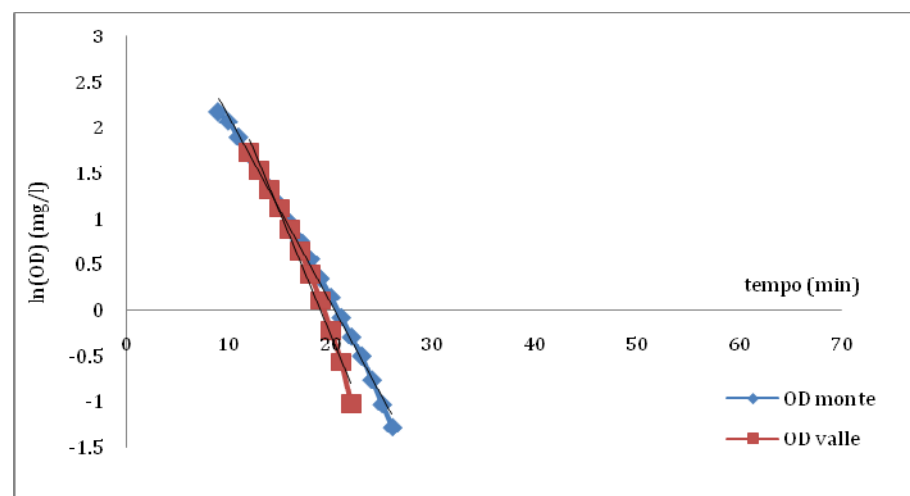
Prova Q=20l/s, i=3%, d=150cm, h=7cm



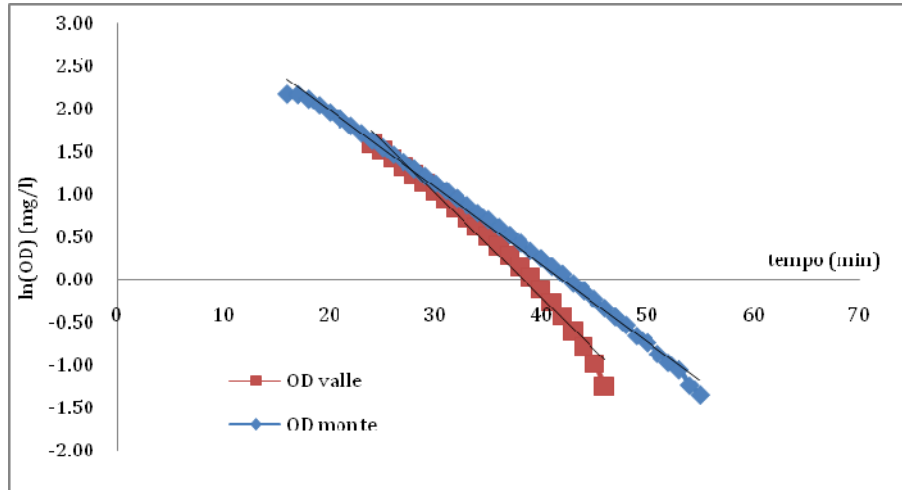
Prova Q=25l/s, i=1%, d=150cm, h=7cm



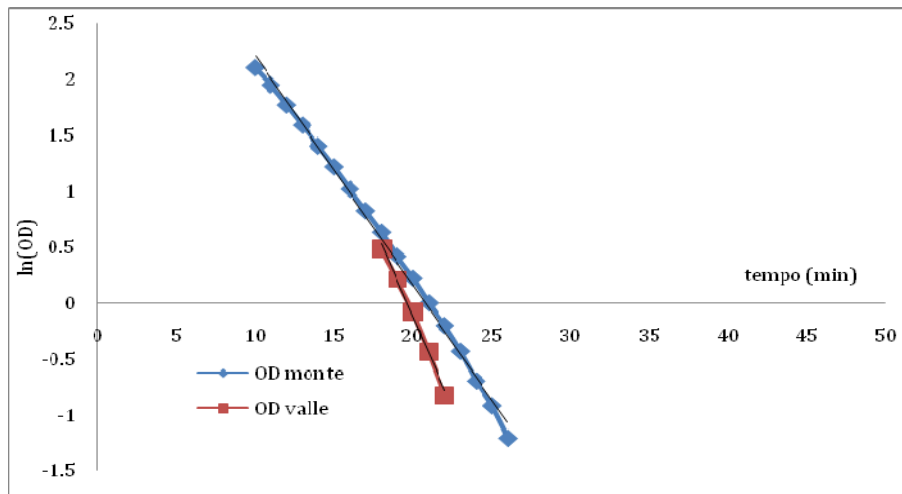
Prova Q=25l/s, i=2%, d=150cm, h=7cm



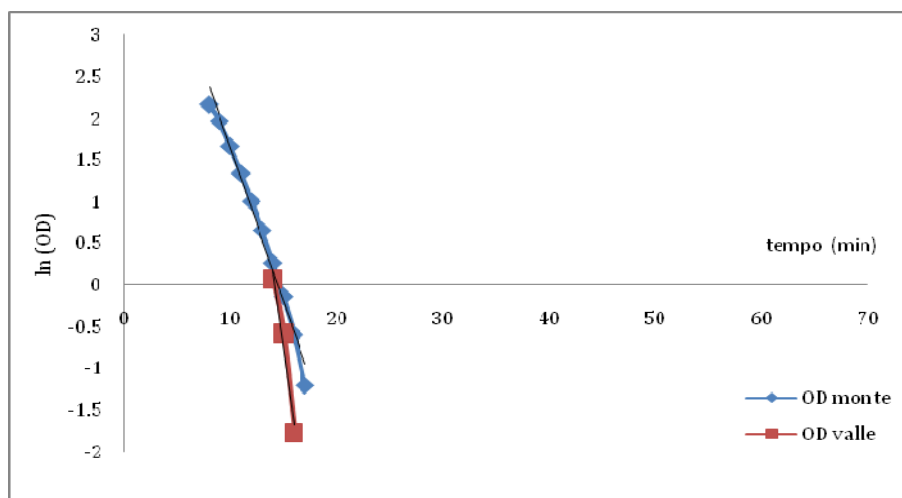
Prova Q=25l/s, i=3%, d=150cm, h=7cm



Prova Q=30l/s, i=1%, d=150cm, h=7cm



Prova Q=30l/s, i=2%, d=150cm, h=7cm



Prova Q=30l/s, i=3%, d=150cm, h=7cm

