

**POLITECNICO DI MILANO**  
**IV Facoltà di Ingegneria**  
**Corso di Laurea in Ingegneria Meccanica**



**FLUIDODINAMICA MULTIFASE A BASSE PORTATE**  
**SPECIFICHE ED OLIO VISCOSO**

**Relatore: Prof. Ing. G. Sotgia**

**Tesi di Laurea di: Antonio Spadafora Matr. N. 650000**

**Anno Accademico 2009-2010**



*Ai miei genitori*

*voglio dirvi solo una piccola parola,  
per ogni grande gesto che avete fatto per me:  
grazie!*



## *Ringraziamenti*

*Un particolare ringraziamento va al Prof. Giorgio Sotgia per la professionalità con cui mi ha seguito, per il prezioso apporto prestatomi durante l'esperienza in laboratorio e la stesura della presente Tesi e per la sua brillante simpatia.*

*Un grazie alla mia famiglia, alla mia fidanzata e ai miei amici per avermi sostenuto e sopportato durante la carriera universitaria.*

*Infine ringrazio il Sig. Roberto Bassan per il supporto tecnico durante le operazioni di manutenzione dell'impianto e l'Ing. Manfredò Guilizzoni per la disponibilità dimostrata.*



# **INDICE**





# Indice

## Capitolo 1:

1 Letteratura specialistica e finalità della tesi.....	9
1.1 Introduzione.....	9
1.2 Flussi trifase acqua - olio- aria in condotti orizzontali.....	12
1.2.1 Lavori teorico - numerici.....	12
1.2.2 Sommario dei risultati sperimentali in letteratura.....	13
1.2.3 Ricerche presso il politecnico di Milano.....	17
1.3 Definizione delle grandezze caratteristiche per il flusso trifase acqua - olio - aria in condotti orizzontali.....	19
1.4 Inquadramento della Tesi.....	21

## Capitolo 2:

2 Descrizione dell'impianto e procedure sperimentali.....	25
2.1 Introduzione.....	25
2.2 Descrizione dell'impianto.....	25
2.2.1 Misuratore della portata d'acqua.....	26
2.2.2 Misuratore portata d'olio.....	28
2.2.3 Misuratore portata d'aria.....	29
2.2.4 Misuratore di pressione.....	33
2.2.5 Misure di temperatura.....	34
2.3 Acquisizione dati.....	34

---

2.4	Caratteristiche dei fluidi di lavoro.....	36
2.4.1	Caratteristiche dell'olio MILPAR 220.....	36
2.4.2	Caratteristiche dell'acqua.....	37
2.4.3	Caratteristiche dell'aria.....	38
2.5	Esecuzione delle prove ed elaborazione dei dati sperimentali.....	38
2.5.1	Introduzione fluidi.....	38
2.5.2	Modalità di esecuzione delle prove sperimentali.....	41
2.5.3	Modalità di elaborazione dei dati sperimentali.....	42
2.6	Considerazioni sui problemi incontrati durante le prove.....	44

### Capitolo 3

3	Risultati dello studio sperimentale sulle perdite di carico e sui regimi di moto per flussi bifase bi-componenti.....	47
3.1	Introduzione.....	47
3.2	Breve descrizione dei principali regimi di moto per il flusso bifase bi-componente.....	48
3.3	Presentazione dei risultati sperimentali per il condotto orizzontale.....	53

### Capitolo 4:

4	Studio sperimentale sulle perdite di carico e sui regimi di moto per flussi trifase.....	65
4.1	Introduzione.....	65

## Indice

---

4.2 Modalità di esecuzione della prova.....65

4.3 Presentazione dei risultati.....69

### Capitolo 5:

5 Presentazione dei risultati in termini adimensionali.....75

5.1 Introduzione.....75

5.2 Rappresentazione in termini adimensionali.....75

5.2.1 Numero di Reynolds.....75

5.2.2 Numero di Froude.....76

5.2.2.1 Dipendenza del numero di Froude dal diametro.....76

5.2.3 Modello teorico di Brauner.....79

5.3 Confronto dei dati sperimentali con il modello di Brauner.....84

### Bibliografia:

6 Bibliografia.....91

6.1 Pubblicazioni.....91

6.2 Tesi svolte presso il Dipartimento di Energetica del Politecnico di Milano.....97



# **CAPITOLO 1**

**Letteratura specialistica e  
finalità della tesi**



# 1. Letteratura specialistica e finalità della tesi

## 1.1 Introduzione

Tutto il mondo è mobilitato alla ricerca di energia alternativa, o meglio integrativa, per soddisfare il crescente fabbisogno energetico della nostra società. Tuttavia gli interessi economici e politici che ruotano attorno al petrolio soffocano l'espansione di nuove tecnologie. Anche l'unione Europea invita a sfruttare le fonti di energie alternative, ma in realtà, al di là di poche iniziative, non si sta facendo molto. Non è facile soprattutto per la carenza di tecnologie e di impianti che ne consentano l'impiego.

Poiché oggi il petrolio è la fonte di energia principale lo scopo della nostra ricerca è quello di dare un contributo all'ottimizzazione dello sfruttamento degli oli combustibili e più in generale degli oli ad alta viscosità. Perseguendo tale scopo, l'obiettivo è cercare di migliorare il trasporto in condotte degli oli combustibili riducendo i costi di tale processo, infatti l'alta viscosità comporta importanti perdite di carico con conseguenti elevati consumi energetici legati al pompaggio e non indifferenti difficoltà operative.

Il crescente consumo delle riserve di petrolio leggero ha costretto le industrie del petrolio, scienziati e ingegneri a pensare al petrolio pesante come una valida alternativa a quello leggero. Come si può vedere dalla figura 1.1 le riserve di olio pesante sono paragonabili a quelle tradizionali, inoltre l'olio pesante sta diventando sempre più importante soprattutto per ragioni geo - politiche, dal momento che si trova al di fuori dei paesi medio orientali (figura 1.2)[Poesio - Strazza 2010].

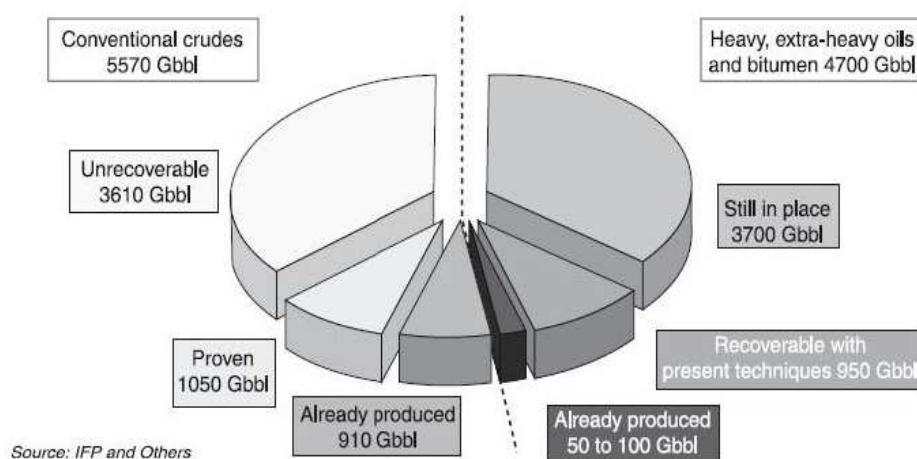


Figura 1.1 – Olio pesante vs. Olio tradizionale

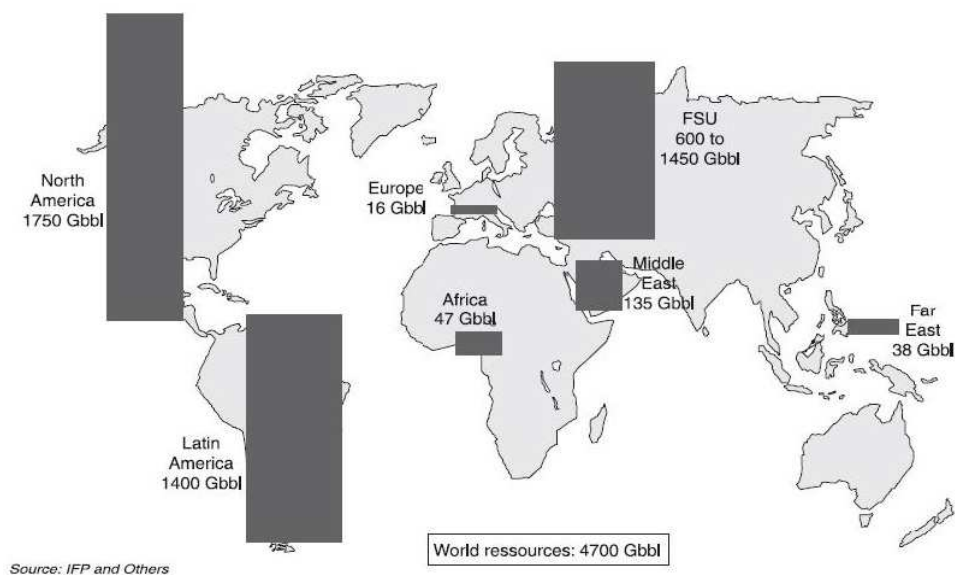


Figura 1.2 – Distribuzione geografica dell'Olio pesante

La difficoltà principale legata all'estrazione e al trasporto dell'olio pesante è la viscosità enorme, da 1 a 100 volte superiore a quella dell'acqua. Da questo la necessità di trovare un metodo per la riduzione dei costi di pompaggio.

L'oggetto del nostro lavoro di ricerca è il deflusso di acqua e olio in configurazione anulare con acqua alle pareti, che si propone di valutare la riduzione delle perdite di carico mediante trasporto simultaneo di un fluido altamente viscoso e di uno ad esso immiscibile [Sotgia - Tartarini][Sotgia et altri 2001 -2009].

L'impiego di modeste frazioni d'acqua può consentire infatti di ottenere una non modesta riduzione delle perdite di carico e, di conseguenza, della potenza di pompaggio richiesta rispetto al caso di trasporto del solo fluido ad elevata viscosità.

Questi vantaggi compensano ampiamente l'inevitabile presenza di portate maggiori.

La condizione di moto che ha permesso di ottenere riduzioni maggiori di pressione si è rivelata essere il flusso anulare inverso.

La conoscenza dei fenomeni che si instaurano nel trasporto in condotta di tali miscele desta particolare interesse in molti casi applicativi tra cui l'industria chimica e petrolifera.

Per quanto riguarda questa seconda applicazione l'acqua può essere aggiunta in quantità opportuna qualora non fosse già presente all'atto di estrazione del greggio.

Oltre al flusso liquido-liquido è molto interessante studiare l'effetto dell'introduzione di una terza fase, questa volta gassosa. Le ricerche e le pubblicazioni in questo campo sono molto ridotte, al contrario del flusso bifase che è oggetto di molte ricerche teoriche e



sperimentali. Peraltro l'interesse applicativo dell'argomento è tutt'altro che trascurabile, basti nominare l'esempio dell'estrazione e trasporto del greggio, specie da installazioni "offshore". Infatti nella estrazione del petrolio, spesso di alta viscosità, si ha la presenza di acqua salmastra e gas naturale [Bannwart, 2001, 2004a,b, Vanegas Prada & Bannwart 2001, dos Santos et al. 2006]

Inoltre la installazione di piattaforme, fisse o galleggianti (per fondali profondi) con impianti di pre-trattamento del "tout-venant" risulta spesso antieconomica, [Odozi et al 1998] rispetto alla possibilità di inviare tutto il fluido estratto ad una installazione sulla terra ferma.

Analogamente negli oleodotti, ove appare come una pratica promettente l'aggiunta di ridotte percentuali di acqua al fine di ridurre le perdite di carico, [Oliemans, 1986, Bai et al. 1992, 1996, Arney et al. 1993, Sotgia et al. 2001, 2004] possono verificarsi anche sviluppi indesiderati di fase gassosa da parte degli idrocarburi più leggeri.

I lavori teorici prendono in considerazione, per quanto finora risulta, soprattutto i regimi di moto stratificato grazie alla loro meno ardua trattabilità con le equazioni di bilancio della massa e quantità di moto. Tuttavia tali strutture di flusso comportano nella realtà velocità, ovvero interazioni ridotte tra le fasi, raramente corrispondenti a regimi di interesse applicativo. Inoltre la permanenza del contatto della fase più viscosa con parte della parete del condotto non coincidono con la situazione più favorevole alla riduzione delle perdite di carico.

Al contrario le condizioni a tale scopo ottimali inducono il così detto "flusso anulare inverso" o "core annular flow" con appunto un "core" di olio viscoso inglobato in un anulo di liquido molto più fluido (acqua) che ne evita il contatto con la parete del condotto.

Analisi teoriche [Brauner et al., 1991, 1992b] e numerose verifiche sperimentali [Bai et al. 1996, Arney et al. 1993 Oliemans & Ooms 1986, Bannwart 2001, et al. 2004 Sotgia et al. 2001- 2004] evidenziano l'esistenza stabile di tale regime in un ampio campo di condizioni, specie a velocità medio - alte (0.7 - 1.0 m/s) e viscosità dell'olio superiori a circa 0.1 Pa.s.

In effetti le viscosità del petrolio proveniente dai pozzi di estrazione, salvo qualche caso favorevole (mare del nord), variano più frequentemente da poco meno di un Pa.s ad alcune decine di Pa.s e perfino oltre.

Si può infine arguire che la presenza di gas induca delle perturbazioni nel flusso bifase liquido - liquido tali da incrementare la resistenza al moto e forse causare l'insorgere di fenomeni di instabilità, l'esame di tali effetti appare quindi il primo obiettivo della ricerca. Fin dal 1995 G. F. Hewitt ha pubblicato [Hewitt et al. 1995] un articolo dal titolo esplicito: "Three- Phase Liquid - Liquid- Gas Flows: a new Challenge" che inquadra bene la fenomenologia e le problematiche.

Trattandosi quindi di un tematica in una fase di studio poco sviluppata, si ritiene utile innanzitutto una descrizione della relativa fenomenologia e la definizione ragionata delle grandezze più efficaci a caratterizzarla. Di conseguenza anche le tecniche di misura specifiche costituiscono un campo di indagine ancora aperto.

## **1.2 Flussi trifase acqua - olio - aria in condotti orizzontali**

### **1.2.1 Lavori teorico - numerici**

Viene di seguito riportato un breve cenno ai lavori teorico-numericci riguardanti i flussi trifase acqua - olio - aria:

[Taitel ed altri - 1995] hanno sviluppato un modello sul flusso stratificato a tre strati basato sul bilancio di massa / quantità di moto e finalizzato al calcolo delle frazioni "in situ" di fase (*holdups*) di acqua, aria e olio. Le equazioni differenziali coinvolte sono risolte mediante un procedimento iterativo che parte dall'ipotesi di un primo valore dell'*holdup* della fase liquida  $h_L$ ; successivamente si valuta la possibilità di ottenere soluzioni multiple (*triple*). Il modello prende inoltre in considerazione altre importanti quantità fisiche come le cadute di pressione e le velocità delle fasi. La procedura risolutiva è condotta con un'accurata analisi riguardante la selezione dei diametri idraulici e, soprattutto, le correlazioni sugli sforzi tangenziali.

[Hanic, Thompson - 2001] hanno messo a punto un nuovo modello numerico avanzato applicato al flusso trifase monodimensionale, anche in regime non stazionario. Come per il modello precedentemente citato, il tipo di flusso di riferimento è quello stratificato a tre strati.

Essendo limitati all'analisi dei flussi stratificati, i modelli teorici si riferiscono soltanto a basse velocità del liquido, principalmente olio, e ad alte portate di gas e queste condizioni si discostano da quelle realmente riscontrate nella maggior parte delle applicazioni industriali. Infatti ci sono non pochi dubbi circa l'affermazione: "*La massima efficienza si ottiene quando il flusso è stratificato*" [Hanic - 2001]. A nostro avviso, e non solo, l'obiettivo principale è sicuramente quello di evitare il contatto dell'olio con la parete del condotto, realizzando un flusso anulare stabile con acqua alla parete [Sotgia, Bai, Oliemans - 2004], anche malgrado la presenza di piccole quantità di aria. Tuttavia quando la quantità di gas aumenta, a causa della modifica dell'interfaccia olio-acqua, non compaiono né regimi di flusso stratificati né anulari veri e propri ma si verificano forme di flusso più complesse. Il problema fondamentale è quello di indagare quali sono le condizioni di flusso che consentano di mantenere i regimi "*ottimali*" (con minori cadute di pressione) malgrado gli sforzi introdotti dalle bolle e dai tappi di gas. Più grande è la viscosità dell'olio, maggiore diventa l'incremento delle perdite di carico dovute al contatto del liquido viscoso con la parete e quindi il controllo del flusso acquista maggiore importanza.

### **1.2.2 Sommario dei risultati sperimentali in letteratura**

I dati sperimentali riportati nel seguente paragrafo riguardano principalmente il flusso trifase, anche se dati riguardanti flussi liquido-liquido con velocità superficiali delle fasi simili o eguali sono presi in considerazione con lo scopo di effettuare interessanti confronti. I diametri dei condotti utilizzati sono compresi tra  $19\text{ mm}$  [Açıkgöz ed altri - 1992] e  $150\text{ mm}$  [Oddie ed altri - 2003] e il rapporto lunghezza/diametro va da 75 [Oddie ed altri - 2003] a più di 3500 [Bannwart ed altri - 2004]. Anche le viscosità dell'olio sono variabili da valori prossimi a quelli dell'acqua fino a valori superiori di alcune migliaia [Bannwart ed altri - 2004]; il rapporto tra le densità di olio e acqua è compreso tra circa 0,8 e poco meno di 1. Dal punto di vista pratico basse viscosità hanno un qualche interesse applicativo per gli idrocarburi del Mare del Nord, mentre valori di viscosità del greggio più grandi di almeno 3 ordini di grandezza di quelli dell'acqua sembrano corrispondere ai più frequenti casi riscontrati nella pratica. Altri parametri caratteristici che devono essere attentamente selezionati per la realizzazione di condizioni di flusso ottimo sono i flussi specifici (*areici*) in volume (o "*velocità superficiali*") delle fasi ( $J_o$ ,  $J_w$ ,  $J_g$ ) e le corrispondenti

frazioni volumiche di fase (*titoli in volume*). I principali lavori presenti in letteratura [Açikgöz ed altri - 1992] [Stapelberg, Mewes - 1994] [Hewitt ed altri - 1995] [Nakamishi ed altri - 1999] riguardano frazioni in volume di liquido inferiori rispetto a quelle di interesse pratico, adatte a dar luogo ad un regime di flusso anulare "*ottimo*" (*core* di olio circondato da un *annulus* di acqua).

[Açikgöz ed altri - 1992] hanno presentato i loro risultati in termini di cadute di pressione e regimi di flusso (*attraverso numerosi schizzi con viste dell'apparato sperimentale dall'alto e di lato*). La sperimentazione è stata realizzata con un condotto orizzontale di piccolo diametro (19 mm), un flusso specifico in volume di olio molto ridotto (*max. 0,24 m/s*), flussi specifici di acqua medio-bassi (*fino a 0.66 m/s*) e flussi specifici di aria molto elevati (*fino a 50 m/s*). Il rapporto tra le viscosità e le densità di olio e acqua erano rispettivamente 116,4 e 0,864 a 25 °C. Durante la sperimentazione sono stati riconosciuti diversi regimi di flusso, alcuni caratterizzati da forme abbastanza peculiari, ma il regime di flusso anulare osservato era quello "*classico*" con il fluido a più bassa viscosità, l'aria, nel *core* al posto dell'olio.

[Stapelberg, Mewes - 1994] hanno analizzato il flusso trifase utilizzando condotti con 2 differenti diametri (23,8 e 59 mm), una sezione di prova lunga 35 m e olio con bassa viscosità (0,031 Pa·s), densità di 858 kg/m<sup>3</sup> e tensione interfacciale di 53,5 mN/m. Le proprietà fisiche vengono determinate quando il liquido considerato viene saturato dell'altro; entrambe le solubilità sono tuttavia molto basse. Gli esperimenti condotti riguardano le cadute di pressione, la frequenza dei tappi (*misurata per mezzo di un apparato laser*) e la rilevazione di mappe di flusso. I valori delle cadute di pressione rilevati sperimentalmente e calcolati sono rappresentati in un diagramma di Lockhart- Martinelli [Lockhart, Martinelli - 1949] con buon accordo (*in dipendenza tuttavia dal tipo di flusso*). Sono inoltre effettuati dei confronti delle cadute di pressione e della frequenza dei tappi con alcune correlazioni presenti in letteratura.

[Hewitt ed altri - 1995] hanno condotto i loro esperimenti utilizzando un apparato multifase ad alta pressione (WASP) la cui sezione di prova ha un diametro interno di 78 mm e una lunghezza di 38 m. I test sono stati condotti principalmente ad una pressione di 5 bar (*misura campione*) con un olio avente elevato punto di infiammabilità e una viscosità di 0,045 Pa·s. È stata applicata una sofisticata procedura sperimentale, specialmente per la visualizzazione del flusso con una videocamera dotata di illuminazione stroboscopica e, per le misure degli "*holdup*", per mezzo di valvole a chiusura rapida e di un gamma

densitometro. La sperimentazione è stata condotta con basse velocità superficiali dell'olio ( $0,1 \text{ m/s}$ ), flussi specifici in volume di liquido (olio-acqua) fino a circa  $1 \text{ m/s}$  ed elevate velocità superficiali di aria (*fino a*  $16 \text{ m/s}$ ). Durante la sperimentazione sono stati osservati vari regimi di flusso ma non si è verificato il flusso anulare inverso. Infatti gli effetti combinati delle quantità dei fluidi, dei diametri e della viscosità dell'olio, uniti alla presenza dell'aria, hanno impedito il verificarsi di questo regime che richiede una viscosità elevata dell'olio e flussi specifici in volume almeno attorno a  $0,5-0,6 \text{ m/s}$  o possibilmente superiori [Bai ed altri - 1996] [Oliemans, Ooms - 1986] [Sotgia, Tartarini - 2004]. Degno di nota è il forte incremento del gradiente di pressione, persino sotto forma di picco, che ha luogo a velocità specifica di aria e di olio costanti come funzione della frazione volumica di fase dell'acqua nella miscela di liquido. Questo fenomeno è simile a quello dell'inversione di fase che si verifica nel flusso di emulsioni [Pal - 1993]. Infine gli autori hanno esaminato le condizioni associate alla transizione del flusso da stratificato a moto a tappi associato al verificarsi dell'instabilità di tipo *Kelvin-Helmholtz*.

[Chen, Guo - 1999] hanno utilizzato il loro impianto con flussi specifici in volume di aria, acqua e olio variabili rispettivamente negli intervalli  $0,45-19,02 / 0,018-1,85 / 0,0141-0,91 \text{ m/s}$ . La viscosità dell'olio, la densità e la tensione interfacciale con l'acqua sono state ricavate come funzione della temperatura; in particolare per le temperature operative di  $15$  e  $20 \text{ °C}$  la viscosità varia da  $0,179$  a  $0,132 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ . Le caratteristiche del flusso bifase liquido-liquido (olio-acqua) sono state analizzate per prime. Durante le prove sperimentali la frazione volumica di acqua è stata mantenuta costante mentre la frazione volumica di olio è stata man mano incrementata. Per i test sul flusso trifase sono stati scelti come regimi di riferimento quelli corrispondenti a cinque valori fissi della frazione volumica di olio mentre la frazione volumica di aria è stata incrementata progressivamente. Una particolare attenzione è stata dedicata alla ripetibilità delle misure. Gli autori riportano immagini dei regimi di flusso mediante vedute frontali e dall'alto e un esempio di immagine di un intero "*passo d'elica*" del condotto. Due correlazioni adimensionali, applicabili sia in caso di tubi dritti che elicoidali, sono state espresse come funzione dei numeri modificati di *Froude*, *Reynolds* e *Weber* e dei rapporti tra le velocità specifiche delle fasi. Infine le cadute di pressione per attrito sono state confrontate con una correlazione modificata di *Cihsholm* dando luogo ad una concordanza piuttosto soddisfacente.

[Nakamishi ed altri - 1999] hanno eseguito un programma sperimentale sul flusso olio-acqua-aria su un condotto di plexiglas di 16 mm di diametro con rapporti di densità e viscosità tra olio e acqua rispettivamente di 0,89 e 60,5 a 20 °C. Le velocità specifiche delle fasi erano variabili nei seguenti intervalli: 0,083-9,0 m/s per l'aria, 0,025-0,83 m/s per l'acqua e 0,0027-0,014 m/s per l'olio. Considerando le condizioni di flusso sopra citate, gli esperimenti condotti appaiono finalizzati ad investigare i fenomeni che si verificano durante il cambiamento di fase dei refrigeranti in presenza di piccole percentuali di olio. Gli autori hanno presentato un'ampia raccolta di immagini dei regimi di flusso ed alcuni esempi di mappe di flusso. Per quanto riguarda le cadute di pressione la concordanza della correlazione di Lockhart-Martinelli [Lockhart, Martinelli - 1949] con i dati sperimentali appare piuttosto limitata.

Particolare attenzione è stata da noi rivolta verso il lavoro di [Bannwart ed altri - 2004], avendo operato in condizioni molto simili alle nostre sia come diametro del condotto sia come viscosità dell'olio. Entrando più nel dettaglio possiamo vedere che: [Bannwart ed altri - 2004] hanno operato sia con attrezzature di laboratorio (diametro del condotto di 28,4 mm) che con un apparato su scala industriale (diametro 77 mm), considerando un ampio range di condizioni operative quali le seguenti:

- **Test di laboratorio:** sezione di prova orizzontale di vetro lunga 5,40 m preceduta da un condotto verticale lungo 2,5 m. Un apparato di dimensioni inferiori (diametro 10 mm, lunghezza 1,0 m) è stato utilizzato per studiare gli effetti dell'inclinazione e delle dimensioni dei condotti (pendenza in salita di 15° e 90°). È stata effettuata la sperimentazione su un flusso trifase con greggio pesante avente una viscosità di 3,4 Pa·s e una densità di 970 kg/m<sup>3</sup> (a 20 °C), acqua e aria con intervalli di flussi specifici in volume rispettivamente di 0,01-2,5 m/s, 0,04-0,5 m/s e 0,03-10 m/s.
- **Impianto su scala industriale:** la sperimentazione è stata effettuata su un condotto orizzontale d'acciaio, di diametro 77 mm e lunghezza 274 m, con frazioni pesanti greggio (con viscosità di 36,95 Pa·s e densità di 972 kg/m<sup>3</sup> a 20 °C), acqua e gas naturale, sia in condizioni di flusso bifase olio-acqua che in condizioni di flusso trifase.

Flusso bifase e trifase sono stati analizzati sperimentalmente: il primo con flusso specifico in volume di acqua costante  $J_w=0,24$  m/s e con velocità superficiale di olio compresa nell'intervallo 0,80-1,10 m/s, il secondo con velocità superficiale di olio costante  $J_o=0,16$  m/s

---

e  $J_w$  compresa nell'intervallo  $0,04-0,08$  m/s. Al fine di quantificare gli effetti della presenza di gas nel flusso sono stati proposti dei fattori di riduzione del gradiente di pressione che si sono rivelati estremamente efficaci: il rapporto fra le cadute di pressione per attrito e totali del solo olio e quelle della miscela trifase e il rapporto tra perdite di carico del flusso olio-gas e quelle della miscela trifase (sempre con lo stesso flusso specifico di olio). Da questa breve analisi della bibliografia trifase e in modo particolare del lavoro di [Bannwart ed altri - 2004] emergono tre aspetti importanti: il primo riguarda il poco materiale presente sull'argomento, il secondo forse più importante a nostro avviso è la scarsa attenzione verso le differenti viscosità di olio utilizzate, la cura del sistema di introduzione ottimale, l'incertezza di misura ed infine il terzo riguarda la raccolta delle prove sperimentali constatando quanto tutti abbiano lavorato a largo spettro di prove ma considerando poco l'attenzione alla ripetibilità delle stesse.

### 1.2.3 Ricerche presso il Politecnico di Milano

Dal 1998 è in corso un'attività di ricerca sperimentale sul flusso di liquidi non miscibili (principalmente olio e acqua) in condotti di piccole e medie dimensioni, dai 17,5 mm fino a 40 mm di diametro interno e lunghezza di misura fino a 4025 mm sia orizzontale che inclinato ( $1,5^\circ - 3^\circ - 6^\circ$  in senso ascendente e  $1,5^\circ$  in senso discendente), e diversa bagnabilità (angoli di contatto).

Il presente lavoro si colloca in questo ambito come continuazione delle tesi precedenti ad opera di *A. Beretta e P. Ferrari (1996)*, *P. de Greeff e A. Kühlwetter (1997)*, *M. Molinari e M. Pinton (1999)*, *G. Spartà e E. Vendola (2000)*, *S. Mello e E. Sarcuno (2001)*, *O. Camilli e G. Gualano (2002)*, *C. Coslovi (2003)*, *A. Relvini (2003)*, *M. Cremonesi e G. Marforio (2004)*, *G. Castiglioni e M. Formentini (2004)*, *D. Gorla e A. Villa (2005)*, *D. Interi e F. Sanvito (2007)*.

I fluidi utilizzati sono: olio minerale MILPar 220 old della Oleotecnica e acqua di acquedotto. La velocità superficiale dell'olio è stata fatta variare tra  $0,36-0,82$  m/s.

Sono state analizzate numerose prove al fine di costruire le mappe di flusso e valutare il gradiente di pressione in funzione delle portate dei liquidi, delle geometrie dei condotti, del materiale costituente la tubazione e delle temperature. E' stato introdotto il concetto del fattore di riduzione inteso come rapporto tra la caduta di pressione del flusso di solo olio e della miscela acqua olio nelle medesime condizioni. Le medesime velocità

superficiali dell'olio sono state ripetute più volte sia in condotto in Plexiglas da 40 mm sia in quello in Pirex da 40 mm. In questo modo è stato possibile valutare l'influenza dei materiali delle tubazioni sulla ripetibilità delle prove. Sono stati inoltre analizzati i dati raccolti nelle campagne sperimentali mediante l'impiego di opportuni gruppi adimensionali, ponendo particolare attenzione alle correlazioni tra i numeri di Froude e Reynolds modificati. In questo modo si è valutata l'influenza delle varie grandezze in gioco per ottenere delle indicazioni di carattere generale, cioè indipendenti dalla specifica configurazione esaminata. Infine i dati sperimentali sono stati correlati con i modelli di Hinze-Brauner [Brauner-2001], Brauner [Brauner-1991] ed altri [Arney ed altri - 1993].

Si è così stimata la validità di questi modelli nel prevedere le perdite di carico e la stabilità di particolari regimi. In particolare si è verificata l'attendibilità delle risposte fornite dai modelli non solo per i regimi con acqua alle pareti, ma per tutte le configurazioni di flusso riscontrate nel corso delle campagne sperimentali.

Gli aspetti più interessanti dei lavori scientifici pubblicati sono contenuti nella presentazione ad invito presso il "3 International Symposium on Two-Phase Flow Modelling and Experimentation" (Pisa 22-24 settembre 2004) dal titolo "The Flow of oil-water mixtures in horizontal pipes. State of the old and recent developments on pressure drop reductions and flow regime transitions" [Sotgia, Tartarini - 2004]. Per pubblicazioni e ricerche più approfondite sulla fluidodinamica bifase si rimanda alla tesi di Gorla-Villa (2005).

Successivamente la stessa attrezzatura utilizzata per il flusso bifase (condotto da 40 mm di diametro interno) è stata implementata con l'introduzione di gas (aria) per lo studio del caso trifase. L'obiettivo è quello di misurare la caduta di pressione in relazione al valore e al rapporto delle portate e la costruzione dei regimi di moto. La ricerca ha anche evidenziato regimi critici e interessanti prospettive ai fini delle perdite di carico. L'introduzione del gas ha evidenziato ulteriori fenomeni caratteristici, con comportamenti caotici e in alcuni casi miglioramenti delle resistenze al moto. Riscontri non ritrovati in letteratura.

Altro aspetto che riguarderà anche il presente lavoro, è l'indagine svolta dai tesisti che mi hanno preceduto, Interi - Sanvito, in collaborazione con l'Università di Brescia, sul flusso trifase.



### 1.3 Definizione delle grandezze caratteristiche per il flusso trifase acqua - olio - aria in condotti orizzontali

- **Flussi specifici (areici) in volume o "velocità superficiali delle fasi"**

$$J_w = \frac{4\dot{V}_w}{\pi D^2} \quad J_o = \frac{4\dot{V}_o}{\pi D^2} \quad J_g = \frac{4\dot{V}_g}{\pi D^2}$$

$$J_o = \frac{\dot{V}_o}{A} \quad J_w = \frac{\dot{V}_w}{A} \quad J_g = \frac{\dot{V}_g}{A} \quad J = \frac{\dot{V}_o + \dot{V}_w + \dot{V}_g}{A} = J_o + J_w + J_g$$

Il flusso specifico della fase liquida "equivalente"  $J_L$  è pari a:

$$J_L = J_o + J_w$$

Il flusso specifico totale  $J$  è invece pari a:

$$J = J_o + J_w + J_g = J_L + J_g$$

- **Velocità medie effettive delle fasi**

$$U_o = \frac{\dot{V}_o}{A_o} \quad U_w = \frac{\dot{V}_w}{A_w} \quad U_g = \frac{\dot{V}_g}{A_g}$$

La determinazione delle superfici occupate dall'olio, dall'acqua e dal gas (rispettivamente  $A_o$ ,  $A_g$  e  $A_w$ ) su una generica sezione trasversale del condotto è estremamente complessa; il calcolo delle velocità medie effettive delle fasi risulta più problematico rispetto al caso olio-acqua anche per l'impossibilità di applicare modelli di flusso quale ad esempio quello anulare (sovente applicato nel caso bifase).

- **Frazione volumica di fase o titolo in volume**

Per il flusso trifase acqua-olio-aria si definiscono le seguenti frazioni volumiche:

- $\varepsilon_{w/L}$  - frazione volumica di acqua rispetto al liquido

$$\varepsilon_{w/L} = \frac{J_w}{J_L} = \frac{\dot{V}_w}{\dot{V}_w + \dot{V}_o}$$

- $\varepsilon_w$  - frazione volumica di acqua rispetto all'intera miscela trifase

$$\varepsilon_w = \frac{J_w}{J}$$

- $\epsilon_{g/L}$  - frazione volumica di aria rispetto al liquido

$$\epsilon_{g/L} = \frac{J_g}{J_L}$$

- $\epsilon_g$  - frazione volumica di aria rispetto all'intera miscela trifase

$$\epsilon_g = \frac{J_g}{J}$$

- $\epsilon_o$ : frazione volumica di olio rispetto all'intera miscela trifase

$$\epsilon_o = \frac{J_o}{J}$$

- $\epsilon_{o/L}$  - frazione volumica di olio rispetto al liquido

$$\epsilon_{o/L} = \frac{J_o}{J_L}$$

Si può osservare che, in base alla notazione adottata:

$$\epsilon_w + \epsilon_o + \epsilon_g = 1$$

- **Frazione "in situ" di fase o "holdup"** - Rapporto tra lo spazio (sezione o volume del condotto) effettivamente occupato dalla fase e quello totale, equivalente alla "frazione di vuoto" nel caso gas-liquido.

$$H_w = \frac{A_w}{A} = \frac{V_w}{V} \quad H_o = \frac{A_o}{A} = \frac{V_o}{V} \quad H_g = \frac{A_g}{A} = \frac{V_g}{V}$$

$$H_w + H_o + H_g = 1$$

A differenza delle frazioni volumiche di fase  $\epsilon$  che sono imponibili, essendo imponibili i valori di portata dei tre fluidi, le frazioni "in situ" di fase dipendono dal regime di moto (*che non è generalmente imponibile*). La determinazione dell'*holdup*, che in ragione del tipo di moto può essere inteso come un valore medio temporale, spaziale o spazio/temporale (*come chiaramente illustrato per la fluidodinamica bifase*), è sostanzialmente legata al metodo di misura impiegato, metodo che viene di volta in volta selezionato in base alle necessità sperimentali e tenendo conto della disponibilità economica.

- **Fattori di riduzione delle perdite di pressione  $R_o$  e  $R_{L/g}$**

- $R_o$  - Fattore di riduzione delle perdite di carico riferite al solo olio:

$$R_o = \frac{\Delta p_o}{\Delta p_{w-o-g}}$$

È il rapporto tra le cadute di pressione del fluido più viscoso (olio) e quelle della miscela trifase;

- $R_{L/g}$  - Fattore di riduzione delle perdite di carico relativo alla miscela bifase di liquido acqua-olio:

$$R_{L/g} = \frac{\Delta p_{w-o}}{\Delta p_{w-o-g}}$$

È il rapporto tra le cadute di pressione del solo liquido (acqua e olio) e quelle della miscela trifase.

- **Densità "omogenea"**

$$\bar{\rho} = \rho_o [1 - (\varepsilon_w + \varepsilon_g)] + \rho_w \varepsilon_w + \rho_g \varepsilon_g$$

- **Densità "effettiva" o "fotografica"**

$$\rho_e = \rho_o [1 - (H_w + H_g)] + \rho_w H_w + \rho_g [1 - (H_o + H_w)]$$

Risulta evidente che l'*holdup*  $H$  diventa pari alla frazione volumica di fase  $\varepsilon$  quando le velocità medie "effettive" delle tre fasi coincidono.

- **Flusso specifico di massa (velocità di massa)**

$$G = \bar{\rho} J$$

- **Frazione massica (di portata) di fase o Titolo massico**

$$x_{(o,w,g)} = \frac{\dot{m}_{(o,w,g)}}{\dot{m}_w + \dot{m}_o + \dot{m}_g} = \frac{(\rho \cdot J)_{o,w,g}}{\rho_o J_o + \rho_w J_w + \rho_g J_g}$$

- **Rapporto di scorrimento** - È il rapporto tra le velocità medie effettive delle fasi:

$$S_{w/o} = \frac{U_w}{U_o} \quad S_{o/w} = \frac{U_o}{U_w} \quad S_{g/L} = \frac{U_g}{U_L}$$

## 1.4 Inquadramento della tesi

Nella presente tesi si è svolto lo studio della fluidodinamica bifase su un condotto in plexiglas di diametro interno pari a 50 mm. Raccolti tutti i dati fondamentali si è passati allo studio del trifase. A questo scopo abbiamo iniziato a mettere a punto il sensore capacitivo in grado di rilevare frequenze proprie, distribuzione, velocità, lunghezza delle bolle di aria in collaborazione con l'Ing. Pietro Poesio ricercatore dell'Università di Brescia.



## **CAPITOLO 2**

**Descrizione dell'impianto e  
procedure sperimentali**



## **2. Descrizione dell'impianto e procedure sperimentali**

### **2.1 Introduzione**

In questo capitolo verrà descritto l'impianto usato durante la sperimentazione, inoltre verrà descritta la procedura di esecuzione delle prove sperimentali ed il sistema di acquisizione ed elaborazione dei dati.

### **2.2 Descrizione dell'impianto**

L'impianto sperimentale utilizzato permette lo studio delle perdite di carico e l'analisi dei regimi di moto di flussi bifase (acqua - olio) e trifase (acqua - olio - aria) con elevati rapporti di viscosità. La campagna di prove è stata svolta con un tubo da 50 mm di diametro interno caratterizzati dal fatto di essere lisci e senza difetti costruttivi, caratteristica indispensabile ai fini della nostra ricerca.



*Figura 2.1 - Laboratorio*

Di seguito lo schema funzionale dell'impianto a cui seguirà una descrizione dei principali componenti dell'impianto.

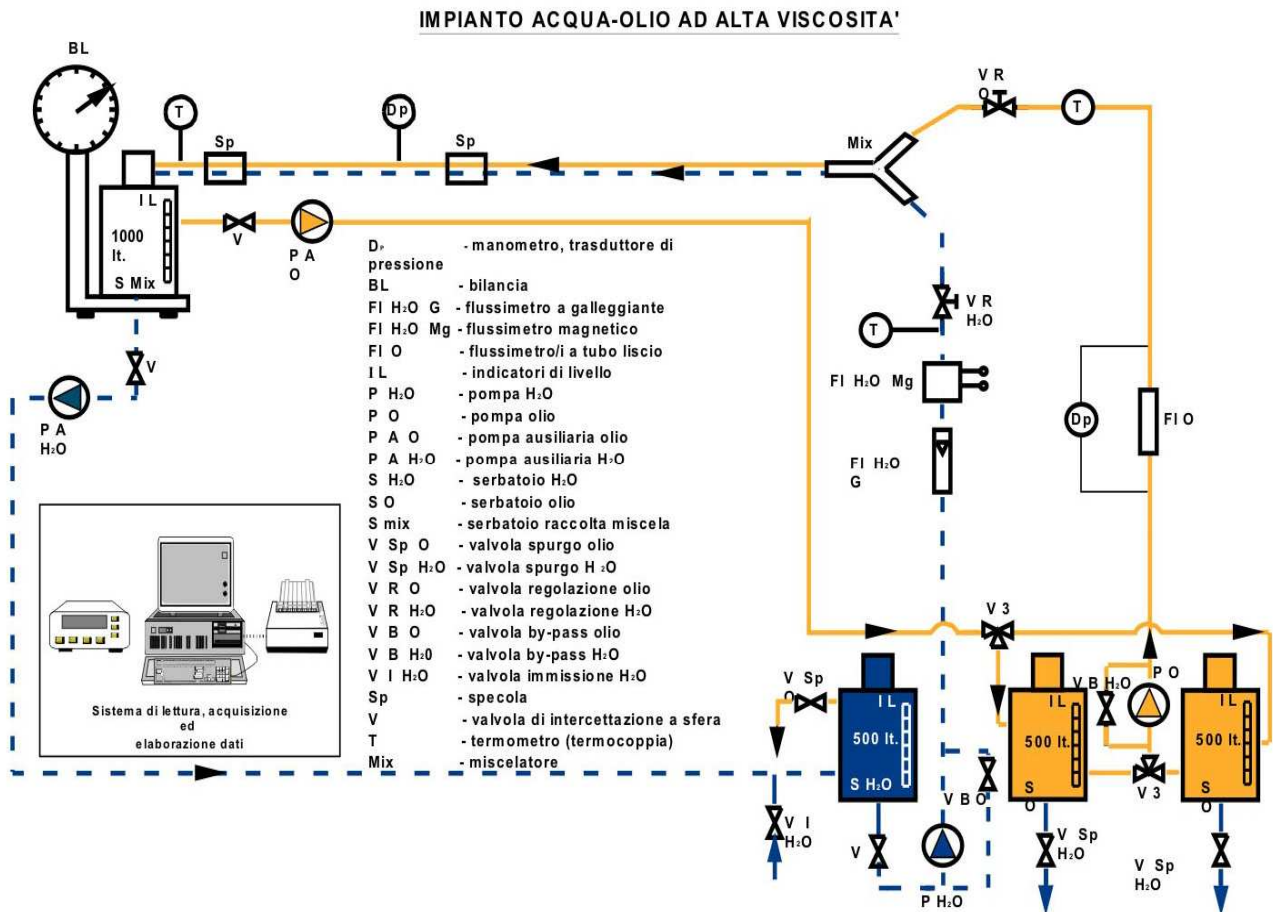


Figura 2.2 – Schema funzionale dell'impianto

### 2.2.1 Misuratore della portata d'acqua

La portata d'acqua viene misurato da un flussometro *Promag 30 FT 15* prodotto dalla *Endress+Hauser* (Figura 2.3).

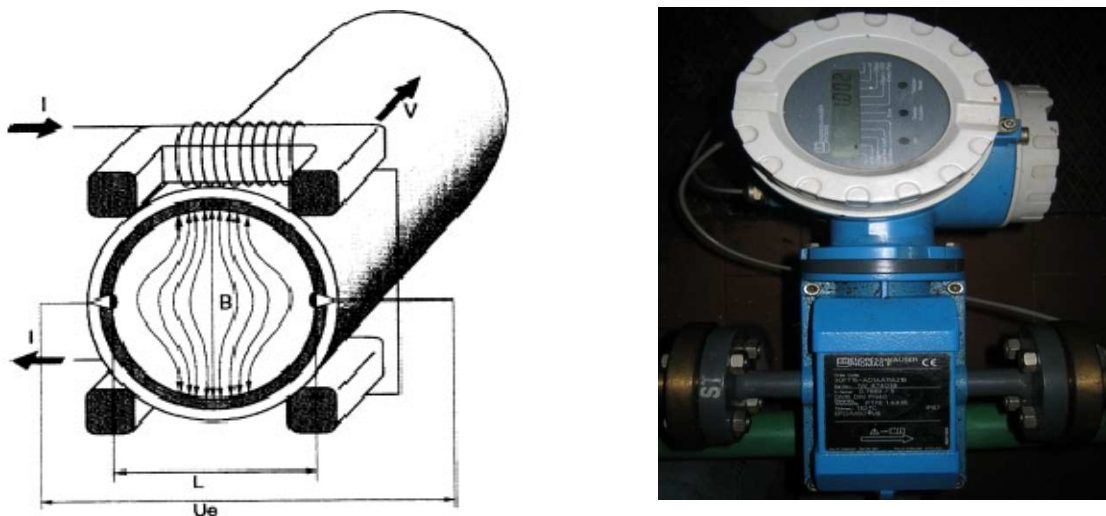


Figura 2.3 – Misuratore portata di acqua



Questo strumento si basa sulla legge dell'induzione magnetica di Faraday: una forza elettromotrice viene indotta in un conduttore immerso in un campo magnetico variabile nel tempo. La variazione del campo avvertita dal conduttore può essere il risultato dell'effettivo cambio di intensità, direzione o verso del campo oppure dello spostamento del conduttore stesso. Quindi il fluido che scorre (*figura 2.3*) rappresenta il conduttore in movimento e la tensione indotta, proporzionale alla velocità del flusso, viene inviata da una coppia di elettrodi all'amplificatore di misura. La portata volumica si ricava dalla conoscenza della sezione trasversale del sensore. Poiché il campo magnetico è generato da una corrente continua si ha uno zero stabile e una misura indipendente dal fluido, purchè questi abbia una conducibilità minima di  $5 \mu\text{S/cm}$ .

Le relazioni analitiche sono le seguenti:

$$U_e = B \cdot L \cdot u \qquad \dot{V} = u \cdot A$$

Dove

$U_e$  tensione indotta;

$\dot{V}$  portata volumica;

$B$  induzione magnetica;

$u$  velocità del flusso;

$L$  distanza tra gli elettrodi;

$A$  sezione trasversale del sensore.

Lo strumento ha un fondo scala regolabile tra 0,5 e 10 m/s e avendo un diametro nominale (DN) di 15 mm, a tali valori di velocità del flusso corrispondono portate volumiche rispettivamente di 0,3 e 6 m<sup>3</sup>/h.

La portata istantanea viene visualizzata su un display digitale posto sullo strumento mentre il collegamento (in corrente) alla scheda di acquisizione dati del calcolatore permette di effettuare letture mediate lungo le singole prove. Lo strumento, tarato direttamente nello stabilimento di produzione secondo gli standard internazionali, in condizioni di riferimento presenta un'incertezza di misura dello 0,5% del valore indicato, quindi si tratta di uno strumento di misura di precisione molto soddisfacente rispetto alle nostre esigenze.

## 2.2.2 Misuratore portata d'olio

L'olio utilizzato nella sperimentazione è il Milpar 220 ed essendo un fluido dielettrico non è possibile misurare la portata con un trasduttore *magnetico-induttivo* come quello usato per la misura della portata d'acqua. La portata di olio è controllata da un volantino di regolazione che agisce sulla velocità di rotazione della pompa dosatrice ad ingranaggi. È misurata, in un tratto di condotto dotato di un *trasduttore di pressione differenziale* e di una *termocoppia di tipo K*, mediante la relazione di *Hagen-Poiseuille*:

$$V_o = \frac{\Delta p_{pois} \cdot \pi \cdot D^4}{128 \cdot \mu_o \cdot L}$$

Dove:

$\mu_o$  è la viscosità dinamica dell'olio (dati forniti da SSOG);

$\Delta p_{pois}$  è la caduta di pressione misurata dal trasduttore su un condotto di diametro interno D e lunghezza L.

Questa formula è valida per condotti circolari di diametro e lunghezza noti e in presenza di moto laminare sviluppato, condizioni pienamente riscontrate nelle nostre prove. A causa dell'incertezza di misura del trasduttore di pressione del solo olio che determina una variabilità del  $\Delta p_{pois}$  e alla viscosità cinematica  $\mu_o$  che è influenzata fortemente dalla temperatura, i valori di portata di olio ottenuti variano leggermente per ogni singola acquisizione (con volantino fisso). È quindi necessaria un'operazione di taratura del volantino di regolazione che permetta di stabilire un legame di proporzionalità diretta tra la velocità superficiale dell'olio  $J_o$  e la posizione del volantino stesso. La procedura è la seguente: si fa scorrere all'interno del condotto di prova il solo olio, si misura la caduta di pressione attraverso il trasduttore in corrispondenza della sezione di prova, si ricava la portata tramite la formula di *Hagen-Poiseuille*. Confrontando questi risultati con quelli dati dal volantino si è trovata una totale concordanza dei risultati. Questa concordanza non è casuale, ma è frutto di un'ottima taratura avvenuta negli anni precedenti. A tal proposito si è usata una bilancia e un cronometro, così facendo si è potuto effettuare un confronto tra la portata d'olio misurata con il flussometro magnetico induttivo e quella misurata con bilancia e cronometro. Successivamente si è fatto scorrere all'interno del condotto il solo

olio e si è calcolata la portata circolante con la relazione di *Hagen-Poiseuille*. Contemporaneamente si sono calcolate le stesse portate d'olio anche con bilancia e cronometro. Note a questo punto la portata d'olio e la posizione del volantino di regolazione si trova la retta di taratura del volantino. L'equazione di taratura del volantino di regolazione serve per poter stabilire a priori la velocità superficiale dell'olio  $J_0$  in modo tale da poter svolgere le prove sperimentali nei punti di maggiore interesse.

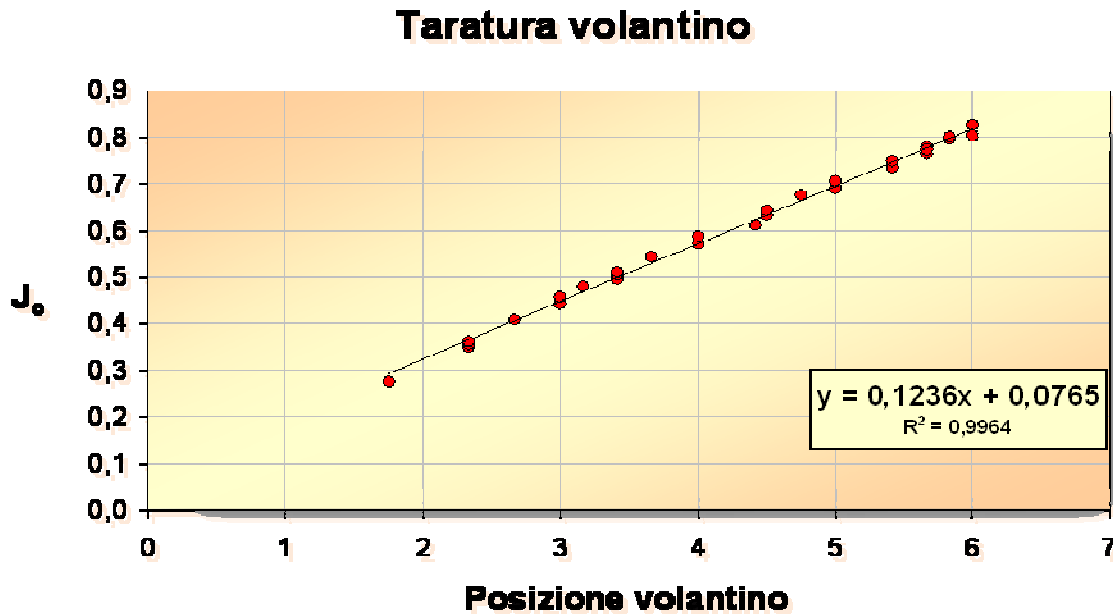


Figura 2.4 – Risultato del processo di taratura del volantino

### 2.2.3 Misuratore portata d'aria

La portata di aria in pressione introdotta nell'impianto viene misurata attraverso due flussometri ad area variabile, prodotti dalla ASA, mostrati in *figura 2.5*. Tale strumento di misura ha il galleggiante sferico e scala di misura da 35 a 1000 l/h. La pressione massima ammissibile è 21 bar. Il flussometro ad area variabile è un dispositivo di misura costituito da una condotta verticale tronco-conica all'interno della quale scorre il fluido la cui portata è la grandezza oggetto di misurazione. Nella condotta è presente un galleggiante: la grandezza di cui si effettua la lettura è la quota dello stesso nella condotta. Attraverso questa indicazione si ricava la portata del flusso di aria.



Figura 2.5 - Misuratore di portata di aria e manometro di regolazione pressione in ingresso

Di seguito il principio fisico su cui si basa lo strumento:

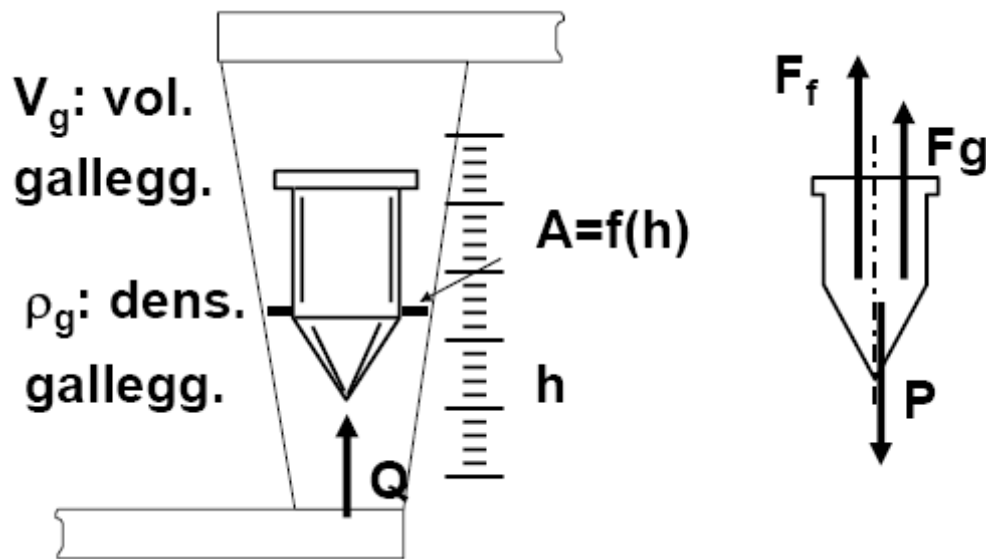


Figura 2.5 - Schema asmetro

Dove:

- $F_f$  - forza fluidodinamica
- $F_g$  - forza di galleggiamento (costante)
- $P$  - forza peso (costante)

Quando lo strumento di misura non è in funzione il galleggiante giace sul fondo della condotta tronco-conica. Non appena una corrente fluida scorre nel dispositivo il galleggiante si solleva fino al raggiungimento di un punto di equilibrio, nel quale la risultante delle tre forze ( $F_f, F_g, P$ ) agenti su di esso è pari a zero. Poiché due delle componenti sono costanti anche la forza fluidodinamica deve essere costante. L'espressione di quest'ultima è data da:

$$F_f = \frac{1}{2} \cdot \rho w^2 A_{gall} C_R$$

Essendo l'area del galleggiante ( $A_{gall}$ ) costante ed anche il coefficiente di resistenza ( $C_R$ ) almeno all'interno di un campo di Reynolds sufficientemente ampio da contenere tutti i regimi da noi analizzati, risulta che la forza idrodinamica è proporzionale alla velocità locale  $w^2$ . Se, come detto in precedenza, la  $F_f$  deve assumere un valore costante per soddisfare l'equilibrio è necessario che il galleggiante veda sempre la stessa velocità locale. Questo si può ottenere, al variare della portata, adoperando un condotto tronco-conico a sezione crescente. Quando la portata aumenta il galleggiante si sposta ad una quota  $h$  superiore aumentando l'area di efflusso  $A$ , funzione della quota  $h$ . In tal modo la velocità locale si mantiene costante. Pertanto con un'adeguata operazione di taratura sarà possibile ricavare una relazione lineare tra la quota del galleggiante  $h$  ed il valore della portata di aria fluente nel condotto. Tuttavia, per ottenere la portata reale, alla lettura in  $l/h$  effettuata sullo strumento vanno apportate due correzioni. In primo luogo va tenuto presente che i valori scritti sulla scala graduata sono stati ricavati in fase di taratura quando la pressione assoluta che agiva sullo strumento era  $3 \text{ bar}$ . In secondo luogo è necessario prestare attenzione alla pressione effettiva del fluido nello strumento (pari alla pressione indicata dal manometro a monte del dispositivo) e a quella del fluido nella condotta (pari alle perdite di carico misurate dal trasduttore sommate alla pressione atmosferica). Se, come esposto precedentemente, l'espressione della forza fluidodinamica è:

$$F_f = \frac{1}{2} \cdot \rho w^2 A_{gall} C_R$$

poiché tale forza deve essere pari al peso del galleggiante  $Mg$ , risulta che la velocità della corrente fluida è pari a:

$$w = \sqrt{\frac{Mg}{\frac{1}{2}\rho AC_R}}$$

alla pressione di taratura di 3 bar si avrà:

$$w_{tar} = \sqrt{\frac{Mg}{\frac{1}{2}\rho_{tar}AC_R}}$$

mentre alla pressione effettiva di utilizzo:

$$w_{eff} = \sqrt{\frac{Mg}{\frac{1}{2}\rho_{eff}AC_R}}$$

essendo poi:

$$\dot{V} = S \cdot w$$

dove si indica con:

- S - sezione di passaggio della corrente fluida, approssimata a costante nelle varie condizioni (*flussometro perfettamente cilindrico*);
- $\dot{V}$  - portata volumetrica in  $[m^3/s]$ .

Si ha che:

$$\frac{\dot{V}_{eff}}{\dot{V}_{tar}} = \frac{w_{eff}}{w_{tar}} = \sqrt{\frac{\rho_{tar}}{\rho_{eff}}} = (\text{ipotero gas ideale}) = \sqrt{\frac{p_{tar}}{p_{eff}}}$$

Quindi:

$$\dot{V}_{eff} = \dot{V}_{tar} \cdot \sqrt{\frac{p_{tar}}{p_{eff}}}$$

Nota la portata volumetrica nel flussometro è possibile risalire alla reale portata fluente nel condotto applicando la legge dei gas perfetti (considerata la temperatura costante) in corrispondenza del dispositivo e della condotta. Risulta quindi che:

$$p_{eff}\dot{V}_{eff} = p_{condotto}\dot{V}_{condotto}$$

da cui:

$$\dot{V}_{condotto} = \dot{V}_{eff} \frac{p_{eff}}{p_{condotto}} = \dot{V}_{tar} \sqrt{\frac{p_{tar}}{p_{eff}}} \cdot \frac{p_{eff}}{p_{condotto}} = \dot{V}_{tar} \sqrt{\frac{p_{tar}p_{eff}}{p_{condotto}^2}}$$

## 2.2.4 Misuratori di pressione

Per la rilevazione delle perdite di carico vengono impiegati due trasduttori di pressione differenziali C230 prodotti dalla *Setra System*. Il primo misura la caduta di pressione relativa al solo olio necessaria per determinare la portata; il secondo misura la perdita di carico dell'intero flusso.

Di seguito le immagini del trasduttore e i dati di targa con relative incertezze di misura:



Figura 2.6 - Trasduttori di pressione

Trasduttore	Uscita tensione [V]	Fondo scala [V]	Incertezza [%]
Solo Olio	0,05 ÷ 5,05	25	0,27
Miscela	0,05 ÷ 5,05	10	0,17

Tabella 2.1 - Trasduttori di pressione e relative incertezze

Prima di iniziare la campagna di prove è necessaria una taratura di controllo del trasduttore di pressione al fine di ricavare una relazione di proporzionalità diretta tra

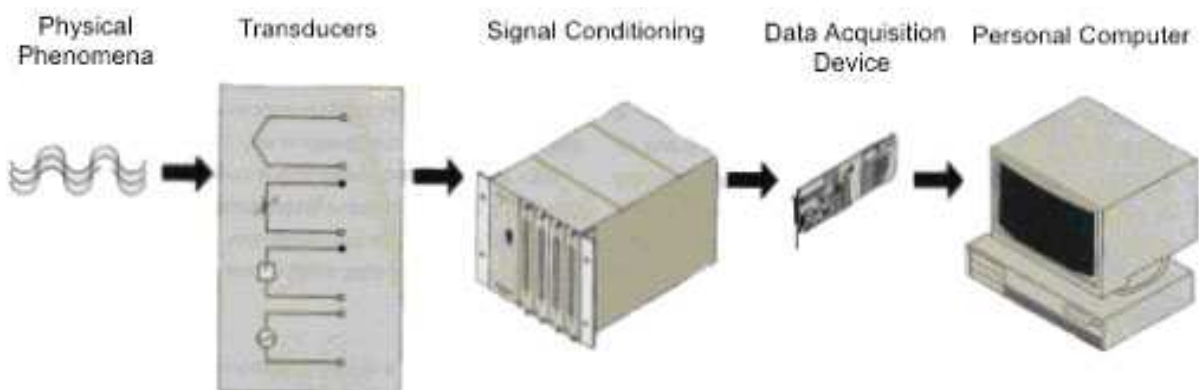
tensione in uscita dai morsetti e perdite di carico. L'equazione viene poi inserita nel software di elaborazione LabView che trasforma il segnale di tensione in un dato di pressione.

### 2.2.5 Misure di temperatura

La temperatura è un dato fondamentale dato che la viscosità è fortemente dipendente da essa. Lo strumento utilizzato per la misurazione è una *termocoppia di tipo K (Nichel - 10% Cromo (+) vs Nichel - 6% Alluminio (-))*. Data l'importanza, le termocoppie impiegate sul condotto di prova sono stata tarate presso il centro S.I.T. del Dipartimento di Energetica del Politecnico di Milano, con un'incertezza di misura pari a  $0,2\text{ }^{\circ}\text{C}$ .

## 2.3 Acquisizione dati

Come è stato accennato in precedenza per il trasduttore di pressione, anche gli altri strumenti utilizzati nell'impianto, convertono le grandezze fisiche di interesse in segnali elettrici analogici. Una scheda di acquisizione dati LAB-PC-1200 della National Instruments provvede alla conversione A/D (*figura 2.7*). Prima della conversione in digitale, i segnali delle termocoppie, di basso livello, vengono filtrati e amplificati da un modulo di condizionamento.



*Figura 2.7 – Processo acquisizione dati*

L'acquisizione dei dati avviene tramite un linguaggio di programmazione grafica, il LabView della National Instruments. Tale codice, assimilabile al Visual Basic, permette all'utente di creare ciò che viene definito uno strumento virtuale, ovvero una serie di pulsanti su display consentono la gestione di tutti gli strumenti ad esso collegati attraverso

---



la scheda di acquisizione dati. Sul monitor del calcolatore (*figura 2.8*) viene visualizzata una schermata che consente di monitorare in tempo reale, sia graficamente che numericamente, tutte le grandezze oggetto della misurazione, in modo da avere un quadro generale del fenomeno. Al termine di ogni acquisizione, della durata scelta di 20 secondi, i risultati vengono salvati su un file excel. Il tempo di acquisizione scelto permette di raggiungere valori medi stabilizzati, condizione necessaria per garantire la ripetibilità della misura. L'operazione di media è fatta per neutralizzare le oscillazioni dei segnali dei trasduttori dovute a disturbi elettrici ma anche alle irregolarità proprie del fenomeno analizzato.

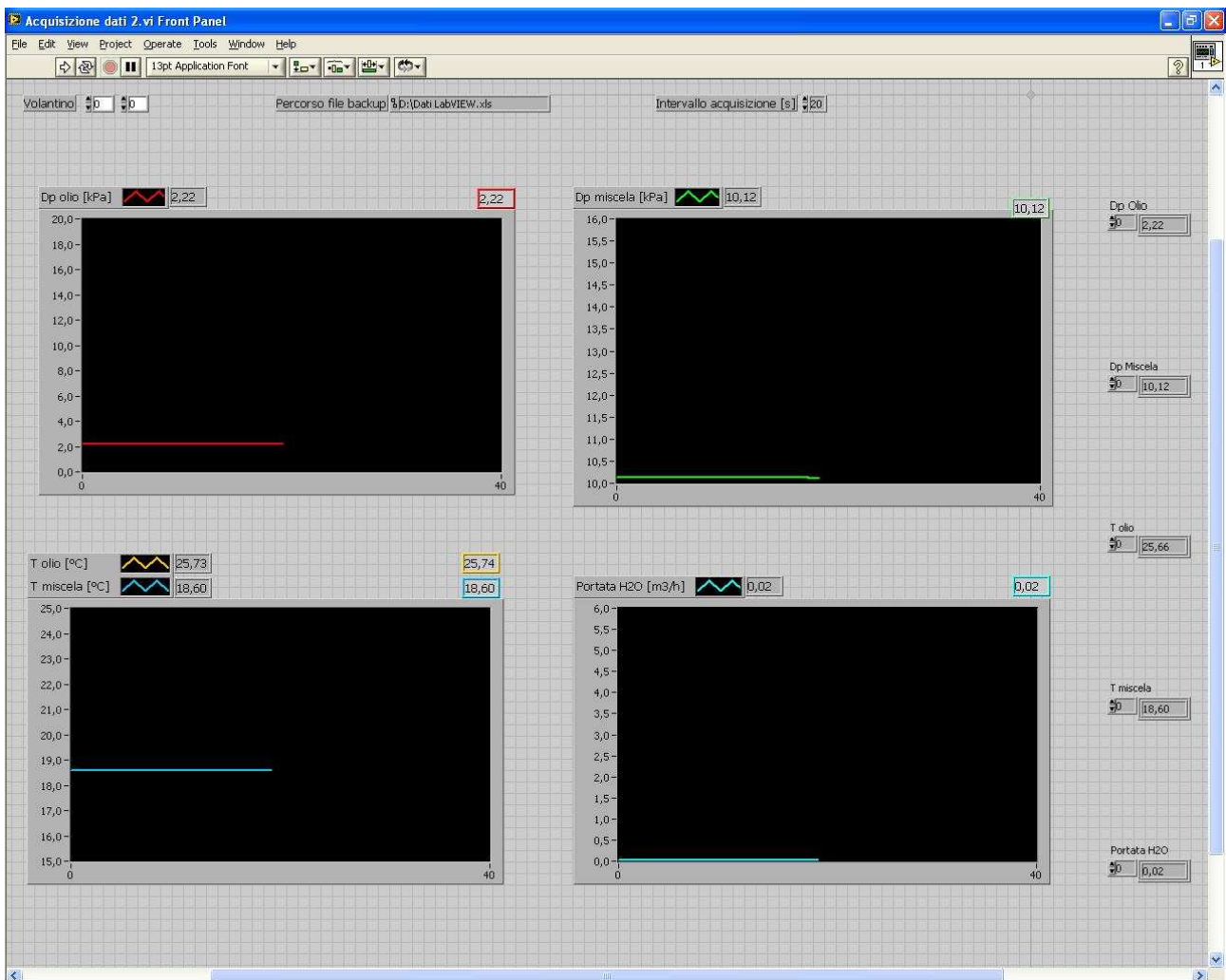


Figura 2.8 – Schermata iniziale LabView

## 2.4 Caratteristiche dei fluidi di lavoro

Di fondamentale importanza è la conoscenza delle caratteristiche fisico - reologiche dei fluidi di lavoro; in particolare, risulta necessario stabilire una relazione sufficientemente precisa tra la viscosità dinamica  $\mu$  e la temperatura in modo da fissare un valore di temperatura di riferimento, a cui riferire tutti i valori di temperatura misurati nelle campagne sperimentali e quindi calcolare i corrispondenti valori di viscosità dinamica. In questo modo si possono confrontare risultati di misurazioni condotte in condizioni ambientali differenti.

### 2.4.1 Caratteristiche dell'olio MILPAR 220

Le misure sull'olio Milpar 220 sono state eseguite presso la Stazione Sperimentale per le Industrie degli Oli e dei Grassi (SSOG) di Milano in quanto, a differenza delle altre grandezze come pressione e temperatura, risulta impossibile monitorare costantemente le proprietà reologiche, come la viscosità dell'olio.

Nella seguente tabella vengono riportati i valori della viscosità cinematica dell'olio emulsionato (percentuale d'acqua 33%) e quelli relativi all'olio nuovo:

	T [°C]	Viscosità cinematica [mm <sup>2</sup> /s]
<b>Olio emulsionato</b>	20	1169
	25	812
	30	680
	40	290
<b>Olio nuovo</b>	25	594
	30	340
	40	223

*Tabella 2.2 – Viscosità cinematica dell'olio Milpar 220*

Si evidenzia come al crescere della temperatura il legame con la viscosità sia di tipo esponenziale decrescente, ossia ad un aumento di temperatura anche modesto la viscosità subisce una drastica riduzione. Questo deve quindi suggerire la precisione necessaria nella rilevazione della temperatura rendendola una grandezza di fondamentale importanza.

Dalla tabella si nota la differenza tra i valori della viscosità cinematica dell'olio emulsionato e quello nuovo, questo implica la necessità di effettuare controlli periodici sulle caratteristiche reologiche dell'olio e se necessario apportare le necessarie correzioni per garantire l'attendibilità delle prove sperimentali.

La definizione di una relazione tra la viscosità dinamica e la temperatura da utilizzarsi nei fogli di calcolo è dunque un passaggio decisamente critico al quale si deve prestare grandissima attenzione. Sarebbe utile poter costantemente monitorare la viscosità dell'olio e la quantità di acqua che inevitabilmente rimane emulsionata. A tal proposito, in base ai risultati forniti dalla SSOG, si ricorda che l'olio, quando ha appena effettuato una buona circolazione nell'impianto, ha una quantità di acqua che in alcuni casi limite è risultata anche del 33%, e che quindi sarebbe corretto parlare di una "emulsione" di acqua in olio. Poiché questa è una condizione limite e che si verifica solo alla fine della prova, mentre l'olio riposato ha caratteristiche simili all'olio nuovo, si è scelta come relazione analitica tra temperatura e viscosità la curva ottenuta interpolando con una funzione esponenziale i punti rappresentativi ottenuti da una media "pesata" tra i valori di viscosità dell'olio utilizzato. Per il calcolo della media si è tenuto presente che la maggior parte delle prove è stata condotta con olio di ricircolo mentre la prima di ogni giornata, soprattutto se l'impianto era rimasto fermo a lungo, con olio decantato. La relazione esponenziale utilizzata durante le campagne sperimentali è la seguente:

$$\mu_o = 3,4413 \cdot e^{-0,0688 \cdot T}$$

dove  $\mu_o$  è espressa in [Pa·s] e  $T$  in [°C].

## 2.4.2 Caratteristiche dell'acqua

L'acqua usata nelle prove sperimentali è acqua di acquedotto. Come dati caratteristici sono stati assunti quelli dell'acqua misurata a 20,5 °C. Tali valori sono considerati costanti, dato che lo sporciamento dell'acqua provocato dall'olio non li influenza in modo apprezzabile. I valori in *Tabella 2.5* sono stati misurati dalla S.S.O.G.

Massa Volumica [kg/m <sup>3</sup> ]	Viscosità dinamica [Pa · s]
997,5	1,024 · 10 <sup>-3</sup>

*Tabella 2.5 – Caratteristiche fisiche dell'acqua*

### 2.4.3 Caratteristiche dell'aria

La fase gassosa adoperata nella campagna sperimentale è aria ambiente, compressa e distribuita dalla linea del Dipartimento di Energetica. Essa può essere con buona approssimazione ritenuta un gas perfetto pertanto il suo comportamento viene descritto dalla relativa equazione di stato.

## 2.5 Esecuzione delle prove ed elaborazione dei dati sperimentali

### 2.5.1 Introduzione fluidi

Una corretta introduzione dei fluidi di lavoro all'interno del condotto è alla base di una buona riuscita della prova sperimentale. È necessario che l'olio non vada a contatto con le pareti del condotto, altrimenti non sarebbero evidenti i benefici della "lubrificazione" con acqua. L'introduttore in plexiglas utilizzato per l'immissione dei fluidi nel condotto rappresentato in figura è costituito da:

- ingresso olio attraverso condotto a sezione circolare ad asse orizzontale;
- ingresso acqua attraverso condotto a sezione circolare ad asse inclinato di 25°;
- zona centrale dove l'acqua scorre in un anello coassiale alla sezione circolare dove scorre l'olio;
- zona di introduzione dell'aria;
- raccordo con il condotto di prova tramite un tratto divergente, poiché l'introduttore è stato progettato in modo da essere adattabile a tubi di diversi diametri. Si constata che l'utilizzo di un diffusore non provoca apprezzabili variazioni nei regimi di moto.

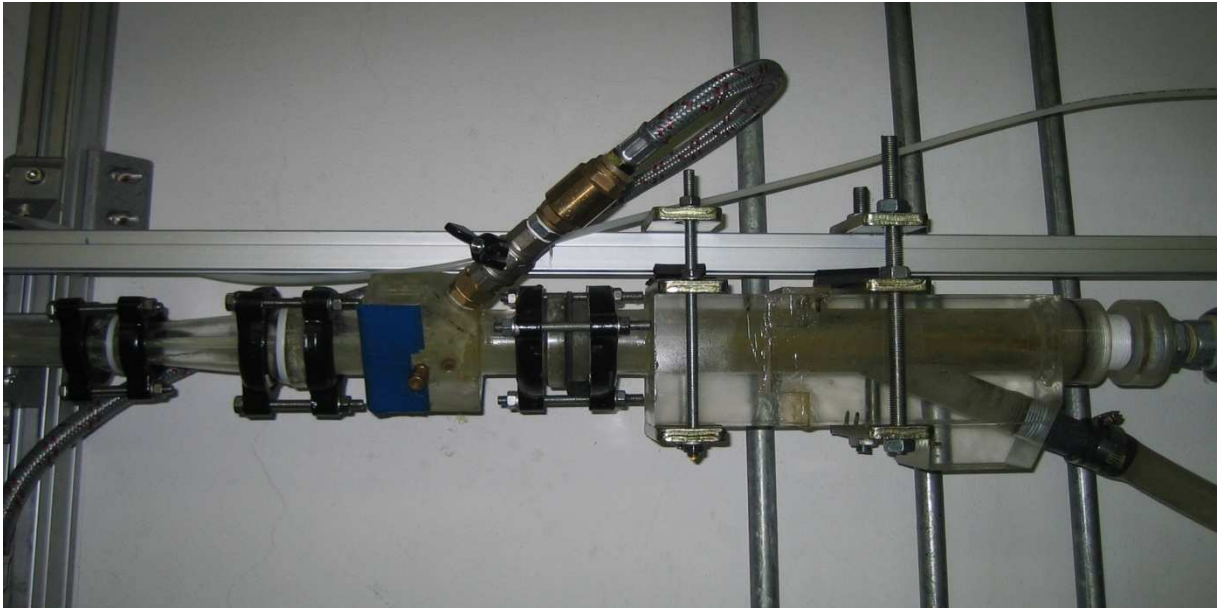


Figura 2.9 – Introduttore

L'ottimizzazione dell'introduttore, di cui si riporta la sezione in *figura*, è stata realizzata da Coslovi e Relvini (2003).

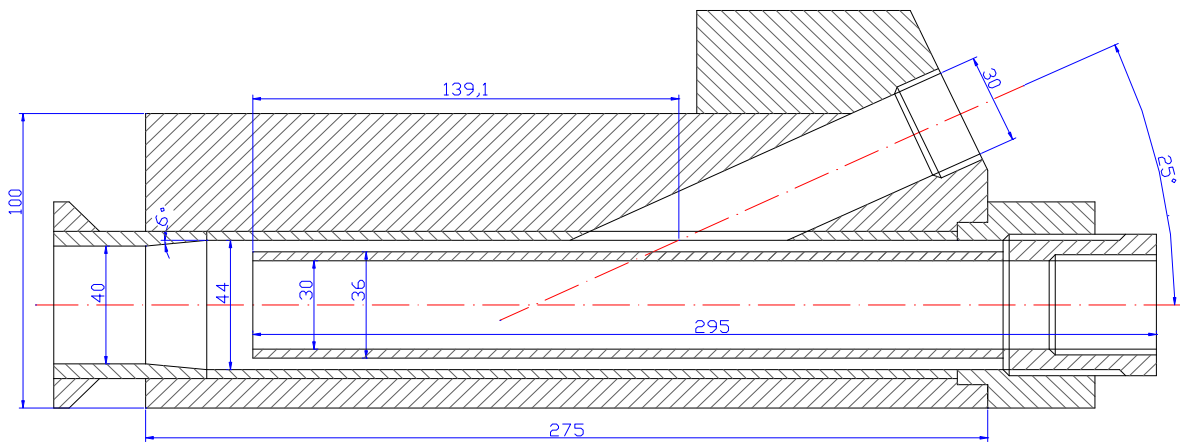


Figura 2.10 – Sezione dell'introduttore – tratto miscelazione olio/acqua



le stesse condizioni operative, differenti modalità di introduzione e differenti geometrie dell'introduttore stesso influenzino fortemente i regimi di moto osservati e i conseguenti valori di  $R$ . In particolare si è osservato che operando con condizioni di miscelamento delle due fasi non prossime all'isocinetismo, ottenute o mediante brusche variazioni di sezione oppure mediante elevate differenza fra le velocità medie dell'olio a monte e a valle del flusso bifase, causino la formazione di un regime di moto alquanto emulsionato con la conseguenza di abbassare nettamente i massimi valori di  $R$ .

### 2.5.2 Modalità di esecuzione delle prove sperimentali

L'attività sperimentale ha evidenziato una netta dipendenza del fenomeno dalle modalità operative e da altri fattori, ad esempio, la procedura di introduzione dei fluidi o lo sporco del condotto. La procedura standard, consolidata dall'esperienza pregressa, di esecuzione delle prove può essere dunque schematizzata come segue:

1. Pulizia del condotto con un'elevata portata di acqua in modo da eliminare gli eventuali residui di olio alla parete;
2. Registrazione degli zeri dei trasduttori con *LabView* una volta che l'acqua sia completamente defluita dal condotto;
3. Immissione nel condotto della portata di acqua e successiva introduzione del flusso di olio previsto. La portata di olio viene mantenuta costante per tutta la durata della prova mentre quella di acqua viene gradatamente diminuita. È di fondamentale importanza che l'acqua sia introdotta prima dell'olio in modo che quest'ultimo non venga a contatto con la parete;
4. Avvio del software di acquisizione ad ogni riduzione della portata d'acqua;
5. Al termine della prova si arresta la pompa dell'olio, mentre quella dell'acqua viene prima portata alla massima portata, per ripulire il tubo di eventuali residui d'olio, ed in seguito arrestata;
6. Ulteriore verifica degli zeri dei trasduttori;
7. Attesa che nel serbatoio a valle l'olio sia visibilmente ben decantato rispetto all'acqua, quindi recupero dei fluidi (circa 30 minuti).

### 2.5.3 Modalità di elaborazione dei dati sperimentali

I dati sperimentali acquisiti durante la prova vengono inseriti in un foglio di calcolo Excel® dove vengono in automatico calcolati i valori delle grandezze d'interesse.

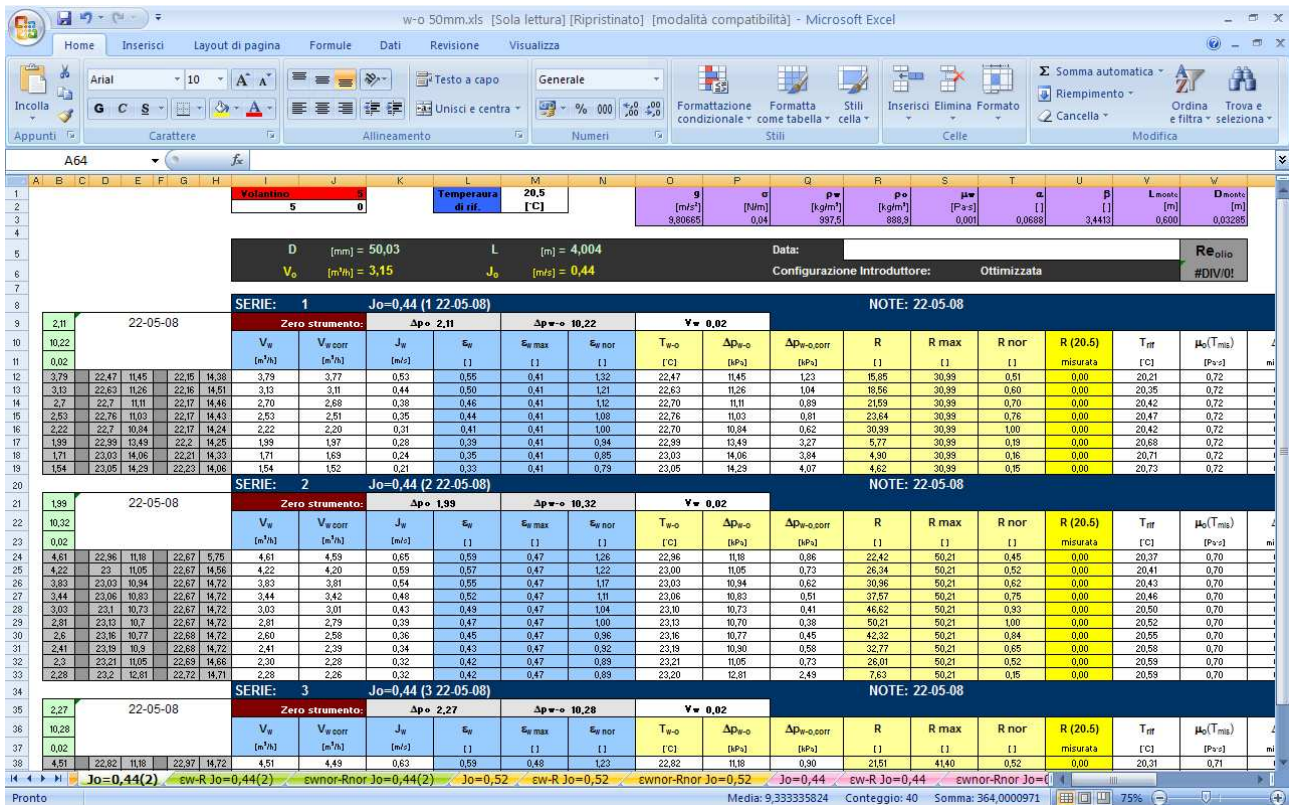


Figura 2.12 - foglio di lavoro Excel usato per l'archiviazione dei dati

Il software LabView salva i dati ricavati dalla prova in un file di testo compatibile con Excel. Questi dati sono:

- V<sub>w</sub> - portata d'acqua, diminuita ad ogni acquisizione;
- T<sub>w-o</sub> - temperatura (in °C) rilevata in corrispondenza del trasduttore di pressione;
- Δp<sub>w-o</sub> - caduta di pressione rilevata lungo il condotto oggetto di misurazione;
- T<sub>o</sub> - temperatura dell'olio (in °C) rilevata in corrispondenza del trasduttore di pressione del solo olio;
- Δp<sub>o</sub> - Caduta di pressione rilevata in corrispondenza del trasduttore di pressione del solo olio.

È necessario inoltre inserire alcune grandezze che non vengono salvate nel file di testo da LabView. Tali grandezze sono:



- $D$  - diametro interno del condotto di prova;
- $L$  - lunghezza del condotto di prova;
- $Zeri$  - valori delle grandezze  $T_o$  e  $\Delta p_o$  registrati dai dispositivi di misura quando l'impianto non è in funzione. Questi valori, una volta impostati, verranno automaticamente sottratti dal foglio di calcolo ai valori registrati durante le prove sperimentali;
- $Volantino$  - posizione del volantino di regolazione dell'olio che determina la portata dello stesso. Il valore massimo è 6, al quale corrisponde una velocità superficiale dell'olio nel condotto di prova pari 0,52 m/s. Sul quadrante del volantino, ogni unità è suddivisa in dodicesimi: il foglio di calcolo trasforma questo valore in decimi.
- *Data di esecuzione della prova.*

Devono essere inseriti inoltre:

- i regimi di moto osservati ed eventuali fotografie;
- i dati relativi alle proprietà fisiche dei fluidi di lavoro.

Tutte le altre grandezze vengono calcolate in modo automatico dal foglio di calcolo, e risultano essere:

- $J_w$  - valore della velocità superficiale dell'acqua in m/s;
- $\varepsilon_g$  - frazione volumica di acqua rispetto al solo olio;
- $V_{g-eff}$  - portata in  $m^3/h$  in corrispondenza della sezione di prova;
- $J_{g-eff}$  - velocità superficiale dell'aria in corrispondenza del condotto di prova in m/s;
- $\varepsilon_{g/L}$  - frazione volumica di aria rispetto al liquido:

$$\varepsilon_{g/L} = \frac{J_g}{J_w + J_o} ;$$

- $\varepsilon_{G/TOT}$  - frazione volumica di aria totale:

$$\varepsilon_{g/tot} = \frac{J_g}{J_g + J_w + J_o} ;$$

- $\Delta p_{w-o-g,corr}$  valore di  $\Delta p$  della miscela misurato in corrispondenza del trasduttore detratto dello zero del trasduttore stesso;
- $R_o$  - di riduzione delle perdite di carico riferite al solo olio:

$$R_o = \frac{\Delta p_{o-Pois}}{\Delta p_{w-o-g,corr}} ;$$

- $R_{L-g}$  - fattore di riduzione delle perdite di carico relativo alla miscela bifase di liquido acqua-olio:

$$R_{L-g} = \frac{\Delta p_{w-o-g,corr}}{\Delta p_{w-o}} ;$$

## **2.6 Considerazioni sui problemi riscontrati durante le prove**

I problemi maggiori sono derivati dal fatto di aver usato tubi nuovi, in quanto è necessario un rodaggio, infatti si è trovata una ripetibilità dei risultati solo dopo una settimana di prove.

Si è effettuata una taratura dei trasduttori di pressione dopo essere stati montati sul nuovo impianto.

## **CAPITOLO 3**

**Risultati dello studio sperimentale sulle perdite  
di carico e sui regimi di moto per flussi  
bifase bi-componente**



### **3 Risultati dello studio sperimentale sulle perdite di carico e sui regimi di moto per flussi bifase bi-componenti**

#### **3.1 Introduzione**

Nella presente tesi si è affrontato lo studio sia del flusso bifase acqua-olio che del flusso trifase acqua - olio - aria in un condotto orizzontale. Inizialmente lo studio del regime bifase è servito per caratterizzare meglio il problema, ricavando una curva rappresentante l'andamento dei massimi del fattore di riduzione delle perdite di carico  $R$  al variare della velocità superficiale dell'olio  $J_o$ .

L'obiettivo di questo lavoro è lo studio degli effetti legati all'introduzione di una fase gassosa, nel nostro caso aria.

In questo capitolo verranno illustrati tali risultati, condotti su un tubo plexiglass di diametro interno pari a 50 mm, lungo 10 m e con una sezione di misura lunga 4,025 m.

Durante le campagne sperimentali si è sempre tenuto conto della stretta correlazione tra le perdite di carico del flusso bifase e i regimi visualizzati durante le prove, perché si è sempre verificata una marcata variazione del fattore di riduzione delle perdite di carico  $R$  nel momento in cui vi era un cambiamento significativo nella geometria dell'interfaccia del flusso bifase. Di conseguenza, il metodo per visualizzare nella maniera più esauriente possibile i risultati di ogni singola prova è l'utilizzo dei grafici  $\varepsilon_w - R$ , che, a portata di olio costante, rappresentano l'andamento del fattore di riduzione  $R$  in funzione della frazione volumica di acqua  $\varepsilon_w$ . Infatti questi grafici permettono di individuare le condizioni che garantiscono le migliori prestazioni e l'eventuale passaggio da regime anulare a stratificato (*fenomeno di instabilità di tipo Kelvin - Helmotz*).

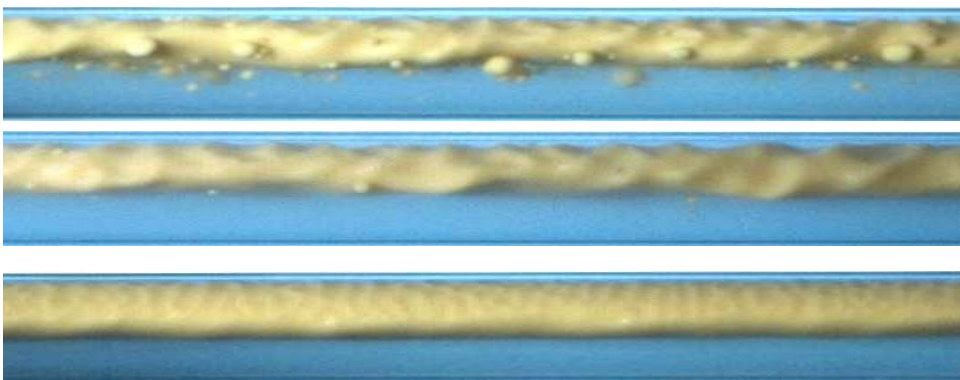
### **3.2 Breve descrizione dei principali regimi di moto per il flusso bifase bi-componente**

- **Moto disperso (dispersed flow)**



Flusso in cui è presente una fase continua nella quale l'altra è in determinate zone assente mentre in altre non risulta uniformemente distribuita. In letteratura si trovano sia flussi dispersi di acqua in olio, sia di olio in acqua. Dalle prove si è riscontrato che quando la velocità superficiale dell'acqua era particolarmente elevata, si osservava il solo moto disperso di olio in acqua.

- **Moto anulare eccentrico (core - annular flow)**



Regime contraddistinto da un *core* di olio circondato da un *annulus* di acqua che bagna completamente la parete interna del condotto. È interessante notare che il centro del *core* non giace sull'asse della sezione del tubo in quanto la diversa densità delle due fasi crea una certa eccentricità. A seconda delle condizioni fluidodinamiche, l'interfaccia può assumere varie forme:

- **Moto anulare ondoso (wavy annular flow)**



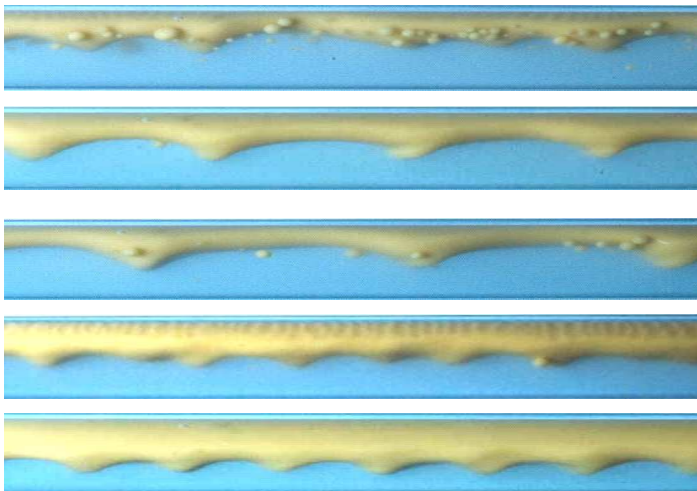
Con portate medio - alte di olio al diminuire di  $J_w$  si verifica la comparsa di corrugazioni di ampiezza decrescente con la portata d'acqua fino alla comparsa del regime corrugato fine. Nell'intervallo tra i due si hanno le condizioni ottimali.

- **Moto anulare corrugato (corrugated annular flow)**



Questa configurazione si instaura a basse portate di acqua e alte portate di olio: il fluido ad elevata viscosità invade quasi tutta la sezione mentre un sottile strato di acqua rimane alla parete. Si osserva una variazione quasi continua dell'ampiezza della corrugazione a pari portata d'olio, crescente con la portata d'acqua.

- **Moto stratificato ondoso (wavy stratified flow o semplicemente wavy flow)**



Per questo regime entrambi i fluidi aderiscono alle pareti nel condotto. Per limitate velocità superficiali dell'olio al diminuire della portata di acqua si assiste alla transizione da regime anulare a stratificato (*instabilità tipo Kelvin - Helmholtz*). L'olio, caratterizzato da minor massa volumica, entra in contatto con la parte superiore del condotto perdendo così il contributo dell'effetto lubrificante garantito dall'*annulus* di acqua.

Si noti la differenza tra il moto stratificato ondoso e il moto anulare ondoso: nel moto anulare ondoso è l'*annulus* di acqua che aderisce alle pareti determinando le perdite di carico per attrito, mentre le onde vengono generate dalla differenza di velocità superficiale tra l'acqua, mediamente più lenta, e il *core* di olio che scorre all'interno più velocemente.

Nel moto stratificato ondoso avviene il contrario: quando l'olio aderisce alla parete, le perdite di carico aumentano repentinamente e le onde si instaurano per la differenza di velocità tra l'acqua sottostante, in questo caso più veloce, e l'olio la cui velocità nella superficie a contatto col tubo è pari a zero.

- **Moto a tappi (plug flow)**

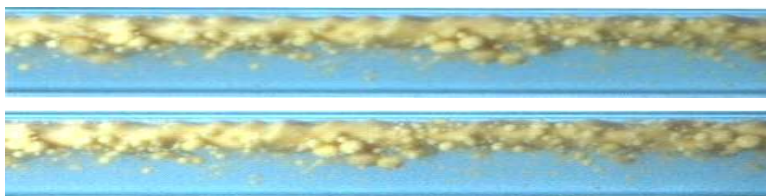


Regime osservabile per alte portate di acqua e basse di olio caratterizzato da discontinuità di olio di importante sviluppo longitudinale in assenza di gocce.

- **Moto di transizione anulare/stratificato**

Il passaggio da una configurazione all'altra non è sempre ben definito in quanto per particolari condizioni di moto i fluidi esibiscono contemporaneamente peculiarità appartenenti a diversi regimi. In alcuni regimi anulari l'olio è separato dal condotto da uno strato di acqua talmente sottile da generare solo in parte un effetto benefico in termini di riduzione delle perdite di carico: la presenza di acqua alla parete si evince dalle corrugazioni osservabili nella parte superiore del *core*. A conferma di ciò gli strumenti di misura rilevano elevate perdite di carico della miscela ma comunque inferiori a quelle proprie dei regimi stratificati.

- **Moto di transizione disperso/anulare e disperso/tappi**



Nel condotto si osservano simultaneamente gocce non uniformemente distribuite ed un *core* continuo di olio (transizione disperso/anulare) oppure dei tappi (transizione disperso/tappi). Le figure si riferiscono al moto di transizione disperso/anulare.

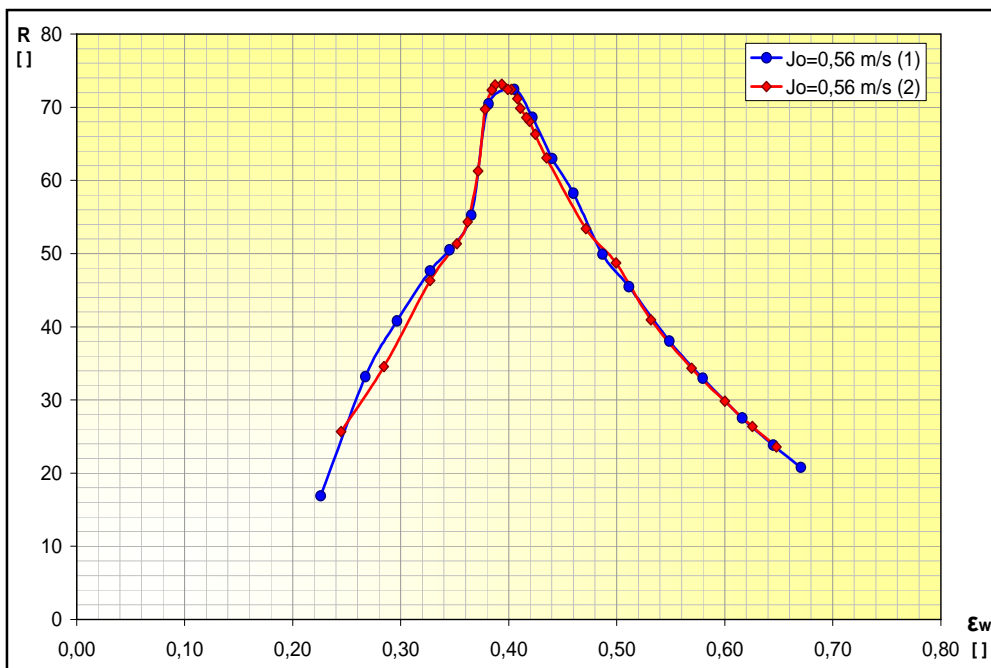


Nelle campagne di prove, avvenute in passato, sono stati osservati due tipi di comportamento:

- Per  $J_w$  al di sotto di un valore critico si riscontra un brusco aumento, a "gradino", delle perdite di carico causato dall'*instabilità tipo K-H*;
- velocità superficiali dell'olio per cui non si riscontra l'*instabilità tipo K-H* in tutto il campo di variazione di  $J_w$ .

Di seguito vengono riportati gli esempi di prove effettuate per due portate di olio, appartenenti rispettivamente alla prima e alla seconda categoria.

Curve in cui si ha una caduta brusca di R:

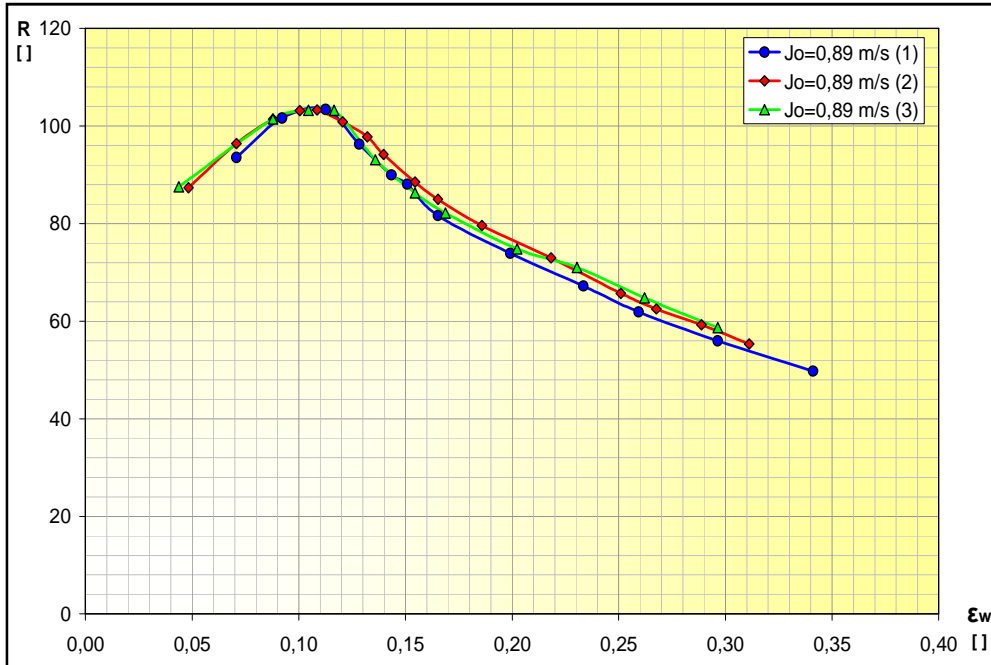


Queste curve presentano un andamento che è tipico della comparsa dell'*instabilità tipo K-H*: inizialmente si nota, al diminuire della portata di acqua, un aumento del fattore di riduzione  $R$ , quindi, subito dopo la frazione volumica di acqua per cui si ottiene il valore  $R_{max}$  si verifica un repentino aumento delle perdite di carico. Bisogna infatti prestare molta attenzione quando si opera in questa regione della curva perché in seguito a una piccola riduzione della frazione volumica di acqua, la resistenza al moto è influenzata principalmente dalla viscosità dell'olio con ovvio aumento della stessa. Le differenti

---

velocità delle fasi provocano la formazione della citata caratteristica interfaccia del moto stratificato ondos.

Curve in cui non si ha una caduta brusca di R:



Al crescere della portata di olio non si evidenzia più, come già detto, il regime stratificato ondos, sintomo del verificarsi dell'*instabilità di tipo K - H*. Le curve presentano un calo del fattore di riduzione  $R$  dopo il raggiungimento di  $R_{max}$ , senza però manifestare l'andamento a gradino proprio delle portate viste in precedenza. In questo tratto sono evidenti il regime anulare ondos e il regime anulare corrugato.

### 3.3 Presentazione dei risultati sperimentali per il condotto orizzontale

Sono state eseguite numerose prove, facendo variare le grandezze operative all'interno degli intervalli di valori riportati:

	min	max
$J_o$ [m/s]	0,13	0,52
$J_w$ [m/s]	0,24	0,87
$\varepsilon_w$ [m/s]	0,28	0,85

Per rappresentare i risultati ottenuti durante l'intera campagna di prove, si utilizza il grafico  $J_o - R_{max}$  rappresentato in *figura 3.1*, che consente di evidenziare il valore massimo del fattore di riduzione delle perdite di carico per tutte le prove eseguite ad una determinata portata di olio. A questo grafico vengono sovrapposti i segmenti proporzionali alla deviazione standard di  $R_{max}$ . Per completezza si riporta l'analogo grafico  $J_o - \varepsilon_{wmax}$  e i corrispondenti segmenti proporzionali alla deviazione standard di  $\varepsilon_{wmax}$ .

In tabella vengono riportati i valori utilizzati per i grafici  $J_o - R_{max}$  e  $J_o - \varepsilon_{wmax}$ .

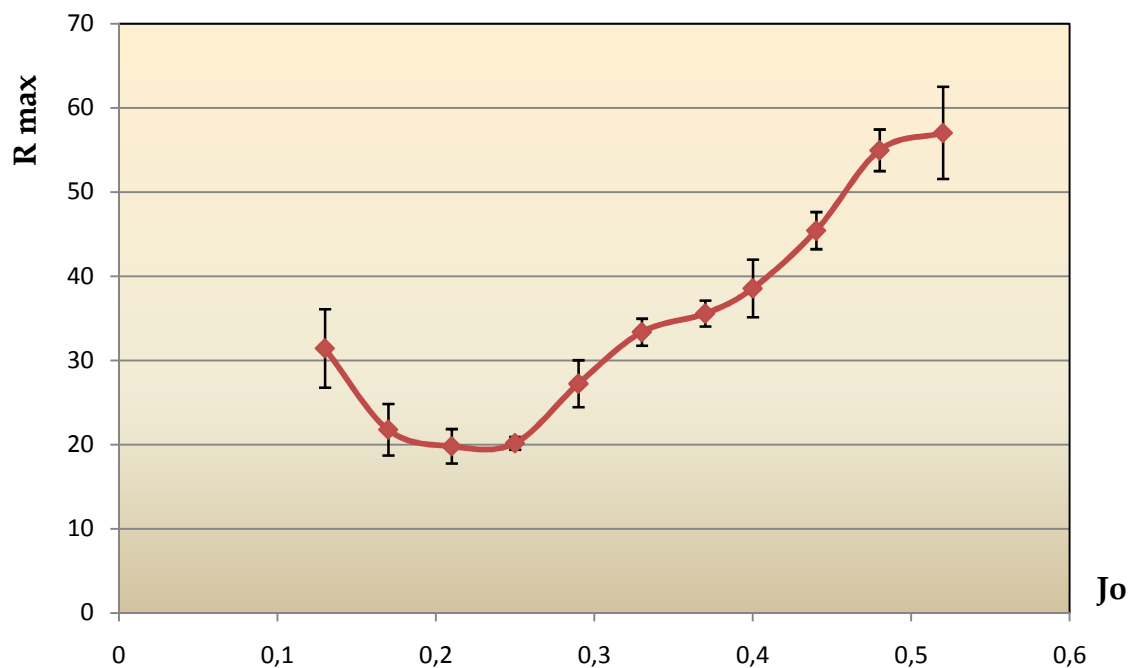


Figura 3.1 - Grafico  $J_o - R_{max}$

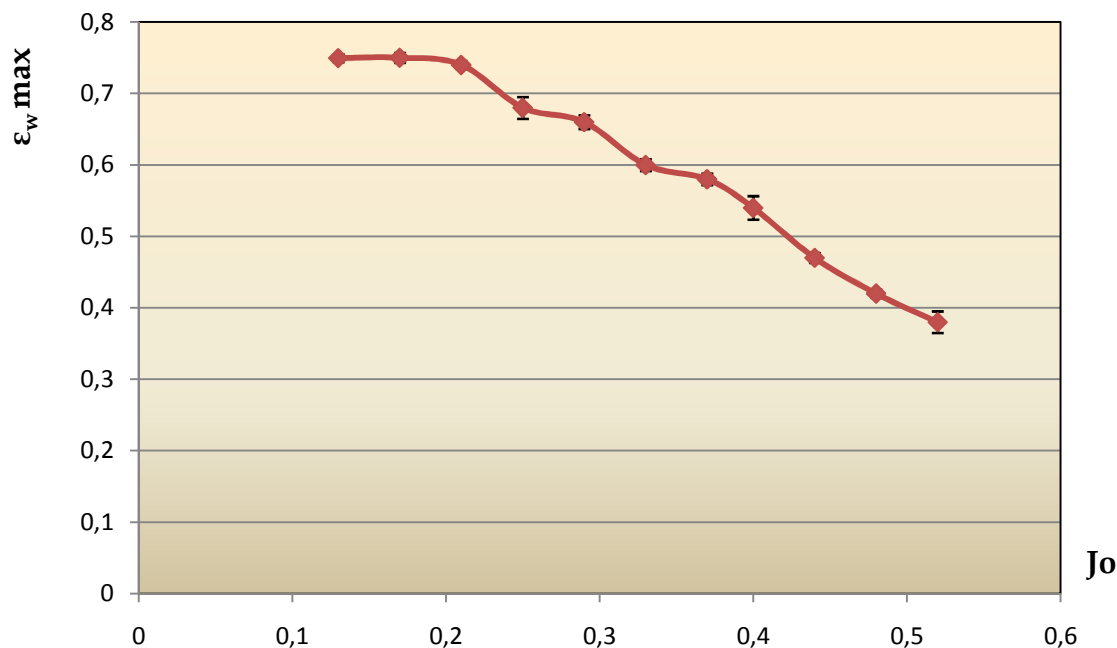


Figura 3.2 - Grafico  $J_o - \epsilon_w \max$

Jo	media Rmax	media ew max	dev standard R max	dev standard ew max
0,52	57,036755	0,38	5,479324522	0,015118579
0,48	54,9656554	0,42	2,472457843	0,005773503
0,44	45,4239189	0,47	2,20843954	0,006755168
0,4	38,560882	0,54	3,43080352	0,016431677
0,37	35,5713508	0,58	1,54693912	0,008164966
0,33	33,3624866	0,6	1,602233791	0,008164966
0,29	27,2350376	0,66	2,79099101	0,009511897
0,25	20,1633333	0,68	0,758573222	0,015275252
0,21	19,799909	0,74	2,04345425	0,005477226
0,17	21,7674179	0,75	3,069492947	0,007071068
0,13	31,4354217	0,75	4,661847134	0,005564419

Tabella 3.1 - valori utilizzati nei grafici

Come si può notare dai grafici, a differenza delle campagne precedenti si nota una non trascurabile dispersione dei dati negli andamenti dei valori massimo, critici, di R, Rmax, mentre quelli corrispondenti a  $\epsilon_w$ ,  $\epsilon_w \max$ , sono invece contenuti in un intervallo molto ristretto.

A differenza di quanto osservato finora, anche perché non erano state eseguite prove con flussi di olio così bassi, con l'aumento di  $J_o$ ,  $R_{\max}$  è risultato decrescente per valori di

$J_o < 0,25$  m/s mentre è crescente per valori superiori, in accordo con i casi precedentemente analizzati. I limiti dell'impianto non permettono poi, di arrivare al valore ottimale di  $J_o$  che dà luogo al massimo assoluto di  $R_{max}$  nel campo del flusso anulare stabile oltre al quale seguirebbe una diminuzione dovuta all'aumento della velocità della miscela.

La pendenza negativa della curva  $R_{max} - J_o$  per i valori più bassi dell'ascissa, appare attribuibile al fatto che la transizione critica avviene a partire dal moto a fiotti anziché dal flusso anulare. A seguire vedremo nel dettaglio le varie curve al variare di  $J_o$  con i relativi moti documentati attraverso immagini eseguite durante le prove, in modo da valutare il regime in cui ci si trova prima della caduta di  $R$ . E' infatti presumibile che l'adesione dell'olio alla parete sia facilitata da una struttura anulare con interfaccia compatta piuttosto che da una con gocce disperse la cui coalescenza ed adesione alla parete appare più difficile al diminuire di  $J_o$ .

In sequenza i diagrammi che riportano l'andamento di  $R$  in funzione di  $\epsilon_w$  per alcuni valori di  $J_o$  rappresentativi sia dei casi estremi sia dei casi intermedi.

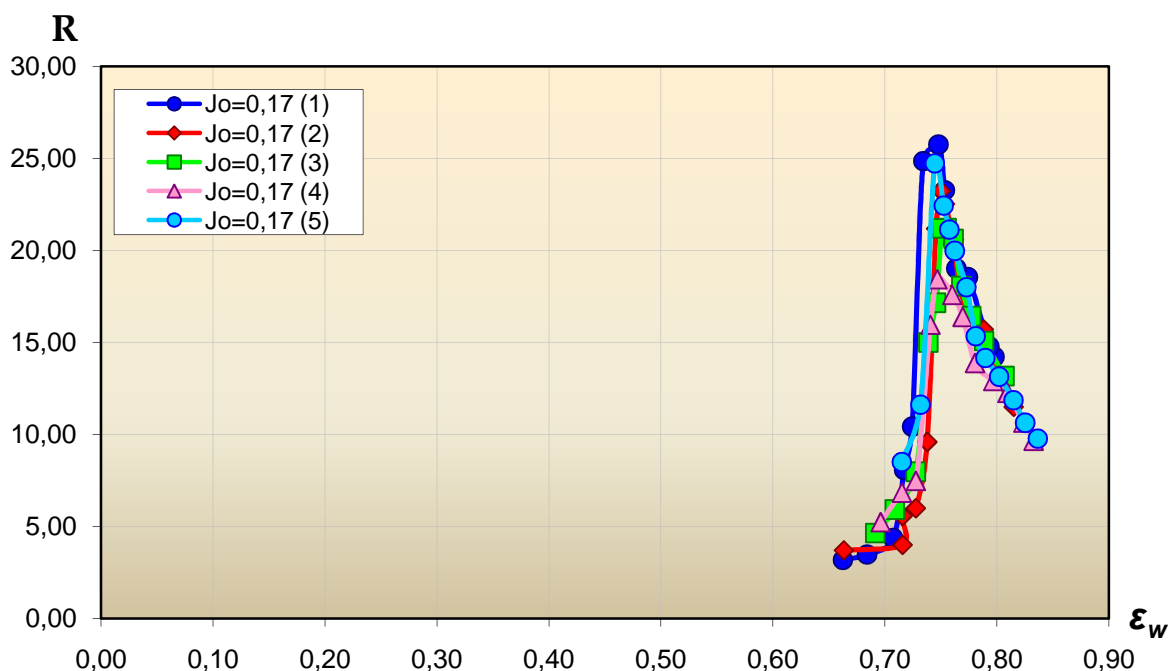


Figura 3.3 – Andamento di  $R$  con  $\epsilon_w$  per  $J_o = 0,17$  m/s

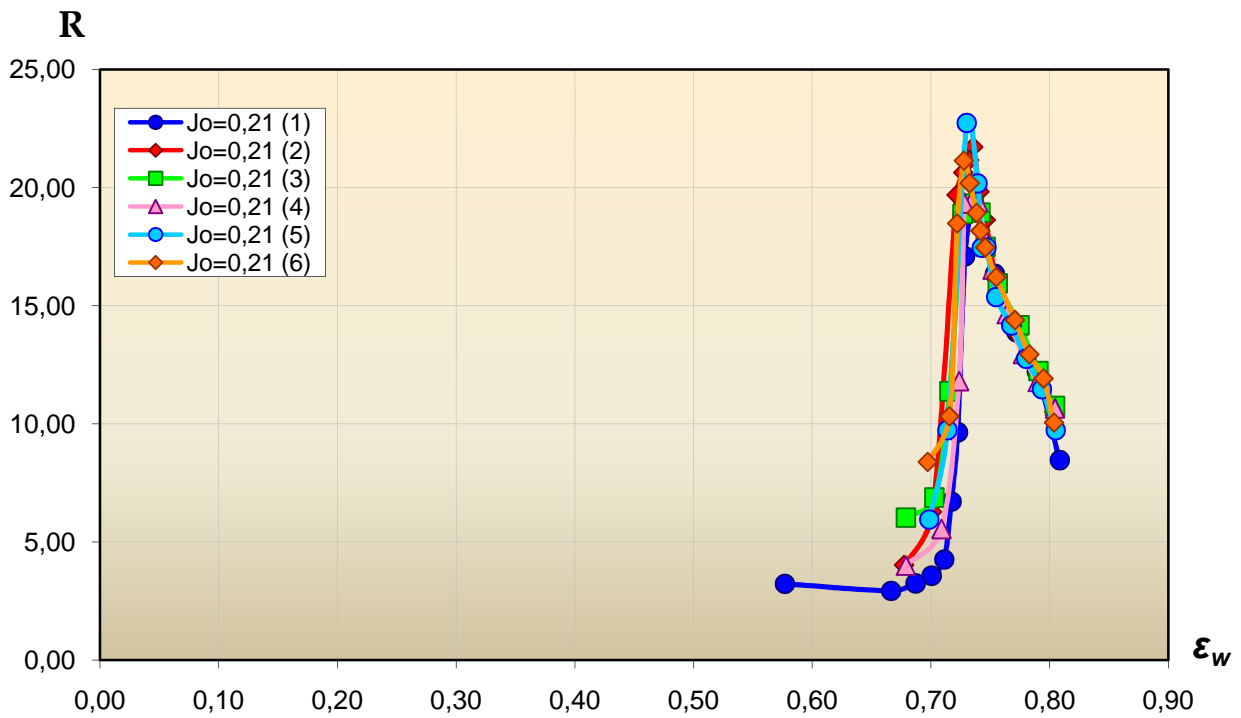
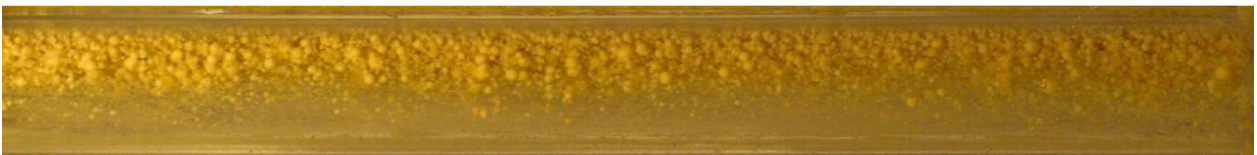


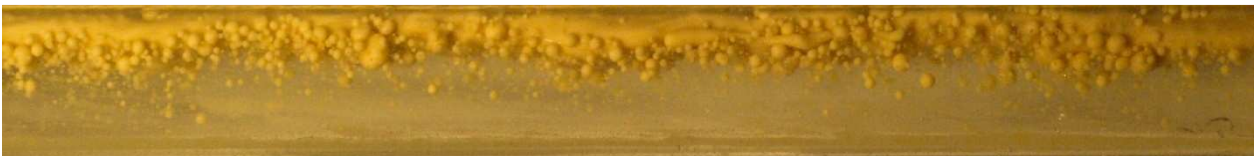
Figura 3.4 - Andamento di  $R$  con  $\varepsilon_w$  per  $J_o = 0,21$  m/s

Seguono alcune immagini scattate durante la prova con  $J_o = 0,21$  m/s al variare di  $\varepsilon_w$ :

- $\varepsilon_w = 0,77$



- $\varepsilon_w = 0,73$



- $\varepsilon_w = 0,70$



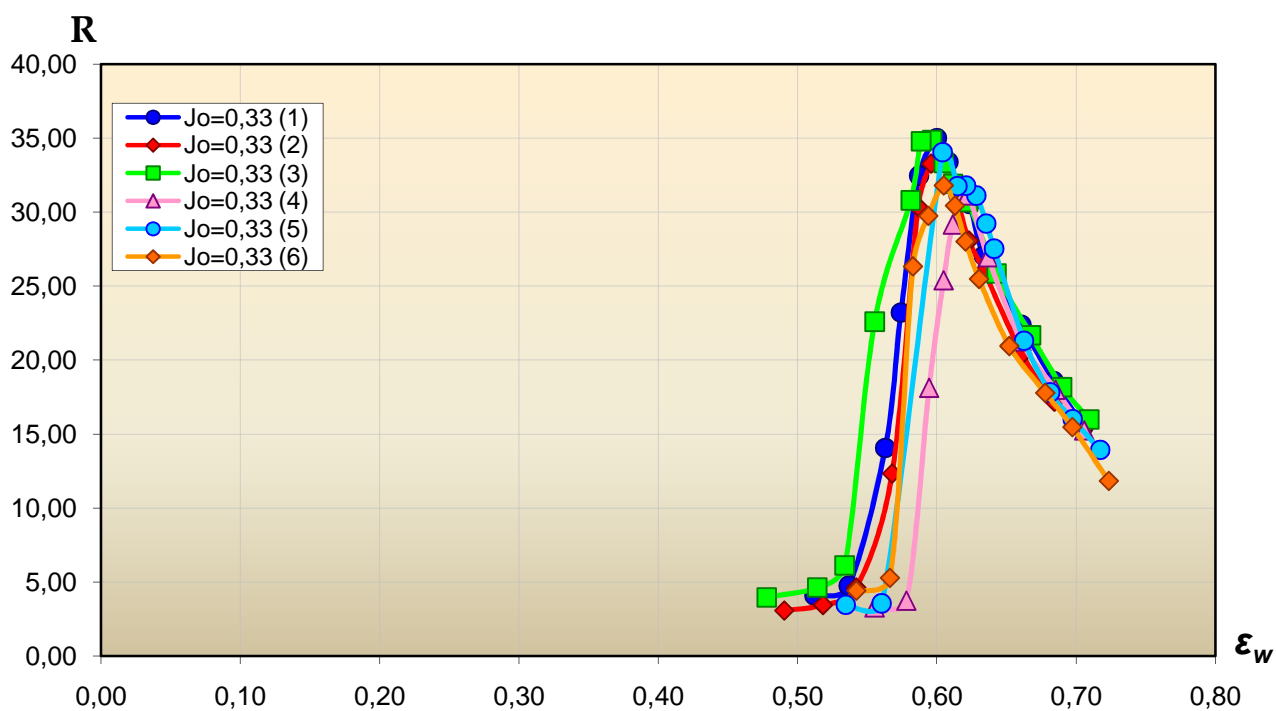


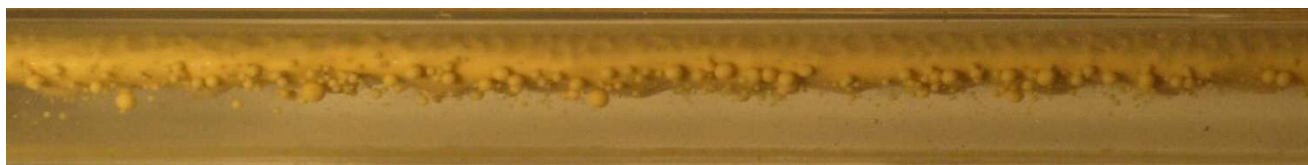
Figura 3.5 - Andamento di R con  $\epsilon_w$  per  $J_o = 0,33$  m/s

Seguono alcune immagini scattate durante la prova con  $J_o = 0,33$  m/s al variare di  $\epsilon_w$  :

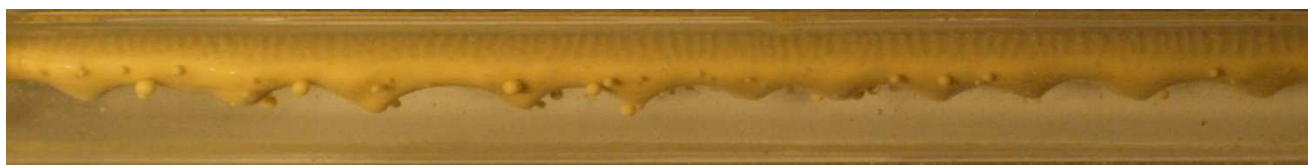
- $\epsilon_w = 0,68$



- $\epsilon_w = 0,60$



- $\epsilon_w = 0,53$



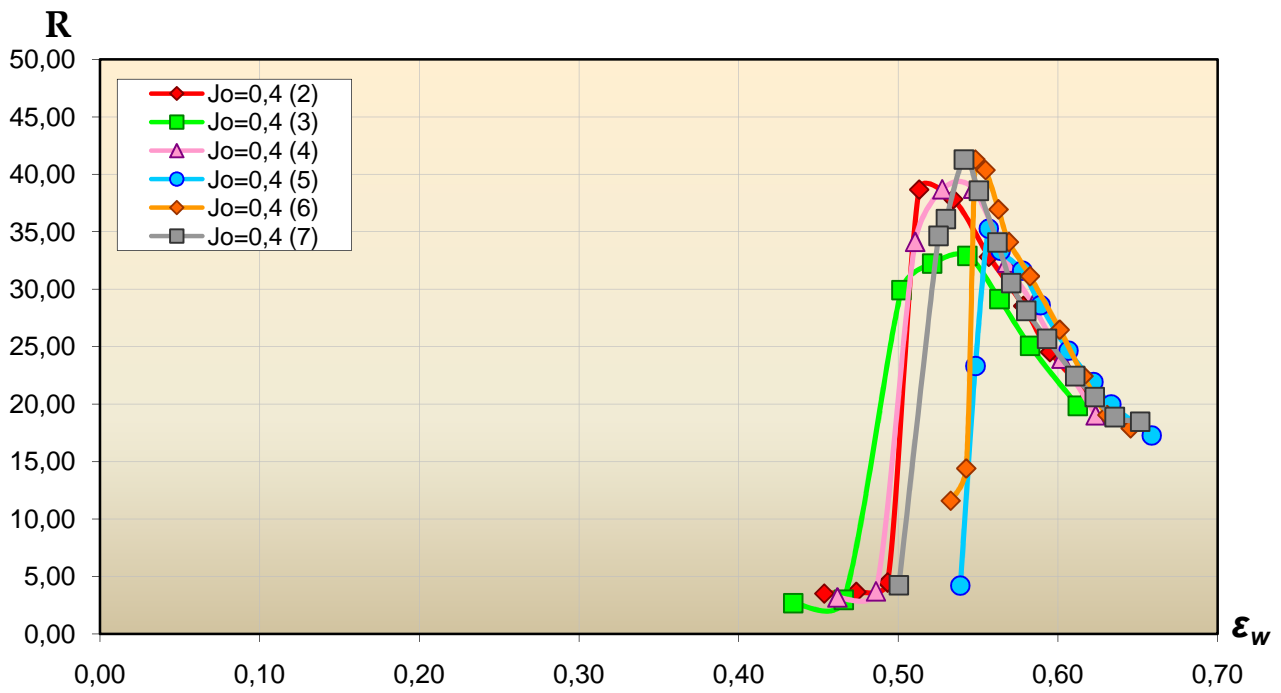
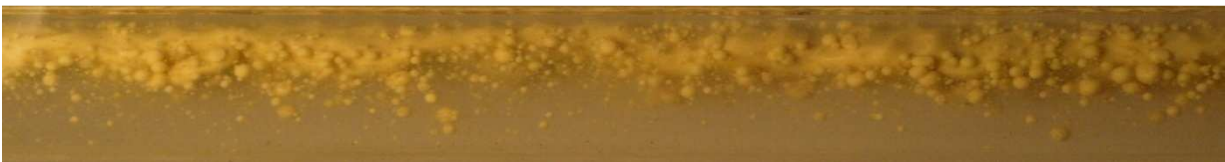


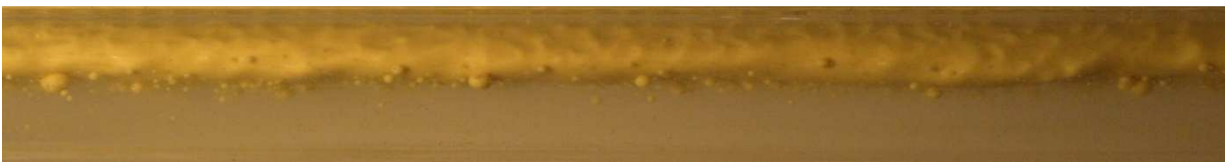
Figura 3.6 - Andamento di  $R$  con  $\epsilon_w$  per  $J_o = 0,40$  m/s

Seguono alcune immagini scattate durante la prova con  $J_o = 0,40$  m/s al variare di  $\epsilon_w$  :

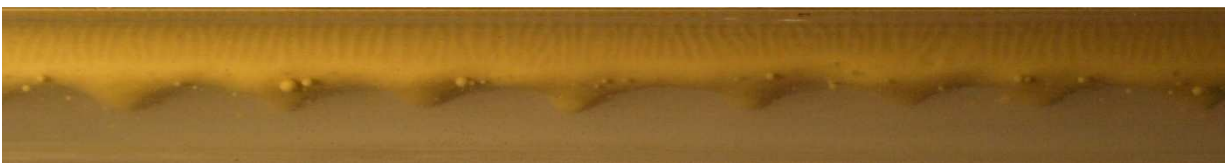
- $\epsilon_w = 0,63$



- $\epsilon_w = 0,54$



- $\epsilon_w = 0,47$





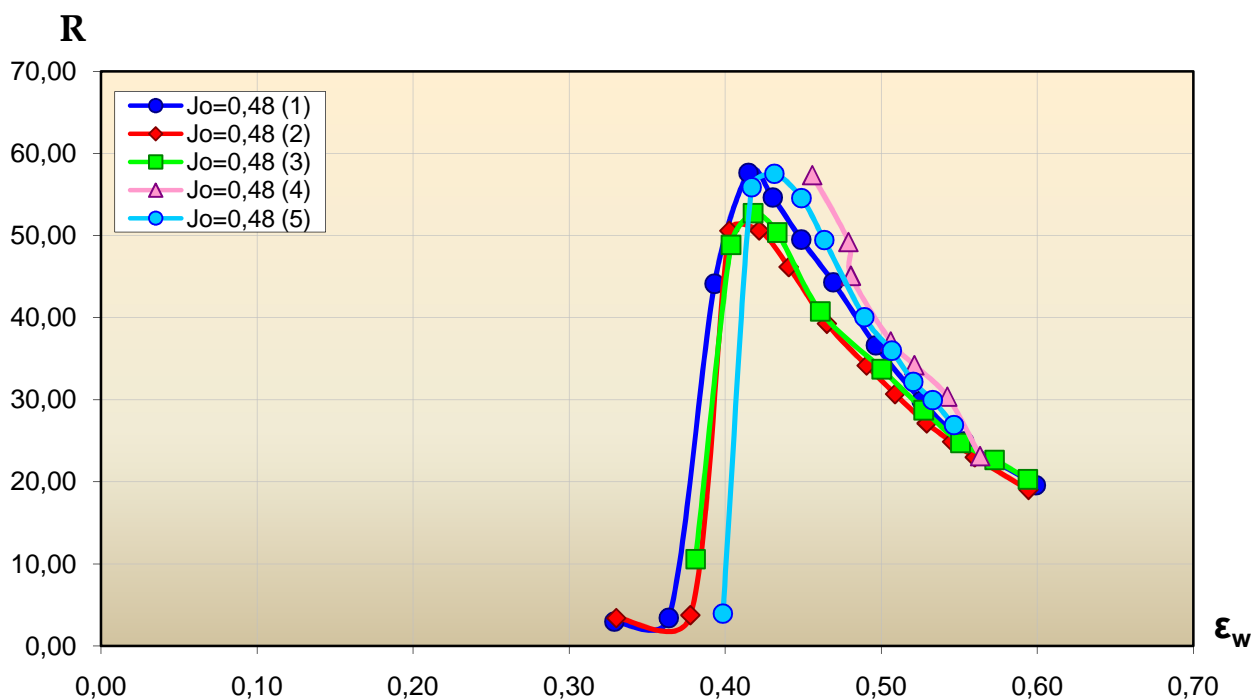
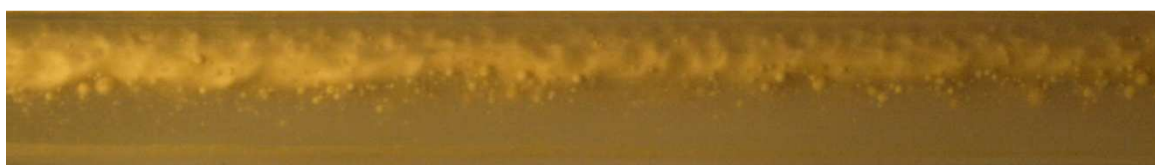


Figura 3.7 - Andamento di R con  $\epsilon_w$  per  $J_o = 0,48$  m/s

Seguono alcune immagini scattate durante la prova con  $J_o = 0,48$  m/s al variare di  $\epsilon_w$  :

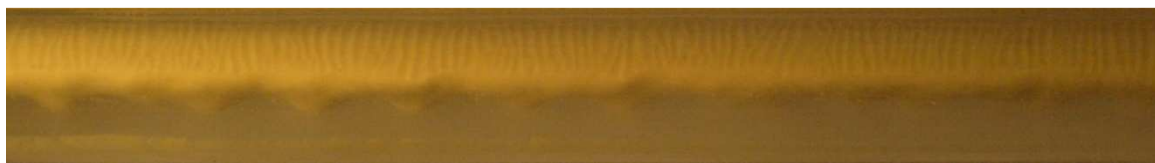
- $\epsilon_w = 0,54$



- $\epsilon_w = 0,44$



- $\epsilon_w = 0,38$



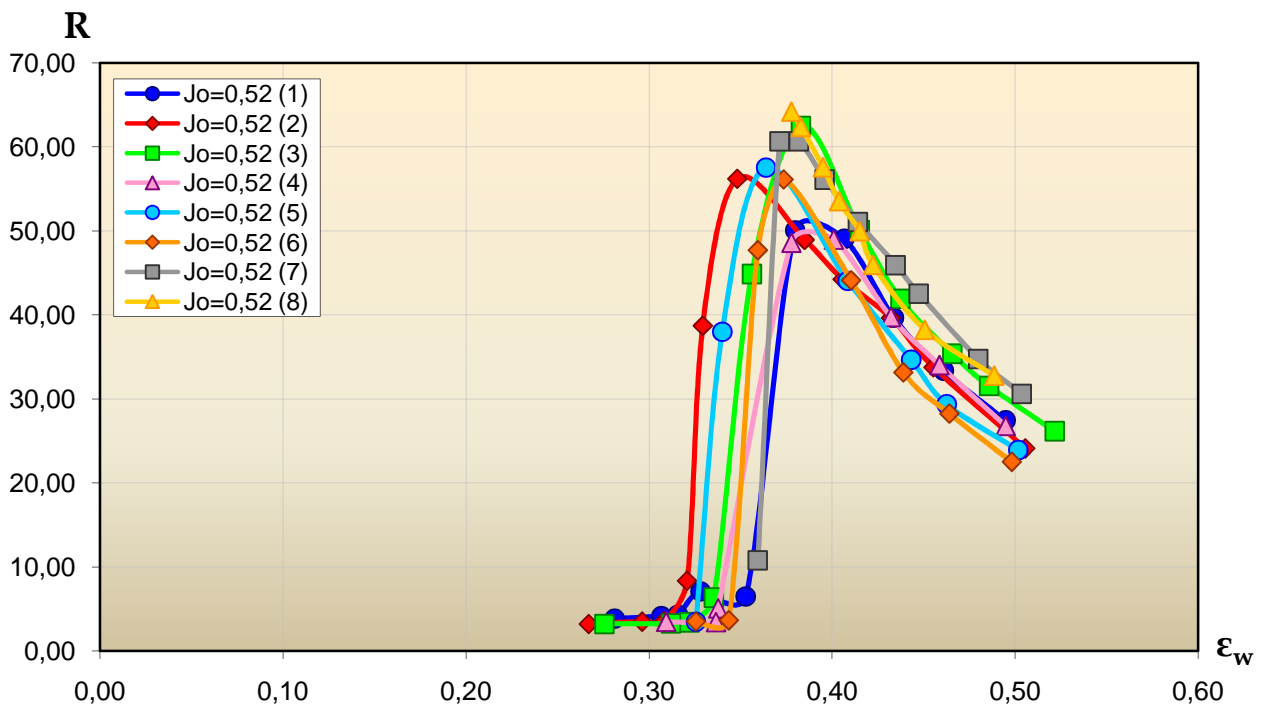


Figura 3.8 - Andamento di R con  $\epsilon_w$  per  $J_o = 0,52$  m/s

Le condizioni sperimentali, per i limiti attuali dell'impianto, pur di per se già di interesse, non hanno permesso di estendere l'indagine nella regione del flusso anulare stabile ottenibile con flussi di olio maggiori.

Pertanto i regimi esplorati sono contenuti nella zona di transizione critica "tipo Kelvin - Hemholtz" da un flusso con acqua a contatto con la parete ad uno con adesione improvvisa dell'olio e caduta a gradino di R.

Infatti come si può notare dalle curve, esse presentano tutte un andamento simile, anche se per  $J_o$  crescenti le curve hanno una caduta di R meno brusca, che lascia pensare a un'adesione meno efficace dell'olio alle pareti. Queste curve presentano un andamento che è tipico della comparsa dell'instabilità "tipo Kelvin - Hemholtz": inizialmente si nota, al diminuire della portata di acqua, un aumento del fattore di riduzione R, quindi, subito dopo la frazione volumica di acqua per cui si ottiene il valore  $R_{max}$  si verifica un repentino aumento delle perdite di carico. Bisogna infatti prestare molta attenzione quando si opera in questa regione della curva perché in seguito a una piccola riduzione della frazione volumica di acqua, la quantità della stessa nel tubo non è più sufficiente per lubrificare lo

stesso e l'olio aderisce alle pareti. Le differenti velocità delle fasi provocano la formazione della caratteristica interfaccia del moto stratificato ondos.

Comunque, per completezza di trattazione, riportiamo in figura 3.9 anche un diagramma riassuntivo delle linee interpolatrici  $\epsilon_w-R$ , contenente le più significative prove effettuate per la realizzazione della curva dei massimi. Non vengono riportate tutte le prove per facilitare la lettura del grafico, altrimenti di difficile interpretazione.

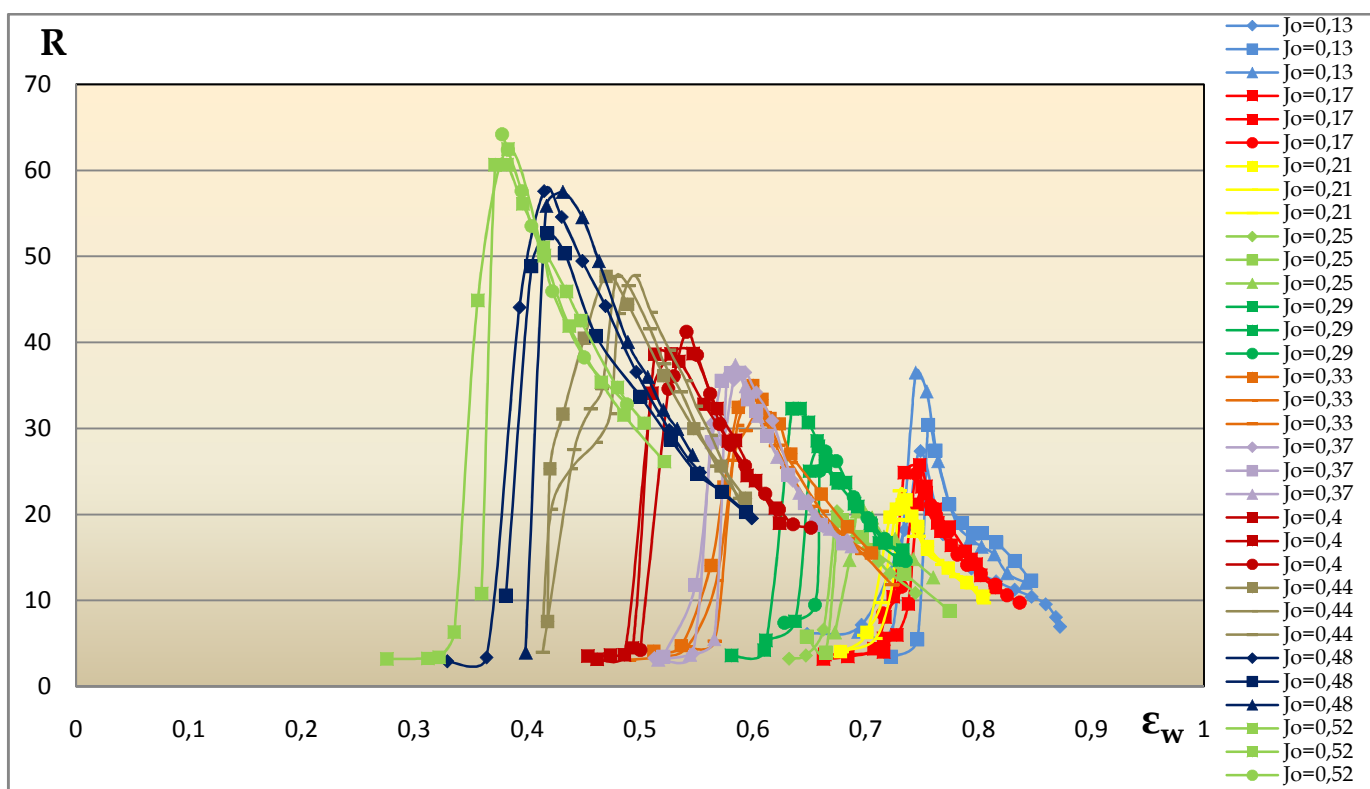


Figura 3.9 - Grafico  $\epsilon_w-R$  riassuntivo delle prove più significative effettuate per la realizzazione della curva dei massimi

Per poter confrontare fra loro le curve risultanti da prove effettuate a portate di olio differenti abbiamo introdotto anche i diagrammi normalizzati ( $\epsilon_{w,norm}-R_{norm}$ ). In tali diagrammi i valori rappresentati in ascissa e ordinata sono stati normalizzati rispetto al valore del massimo del fattore di riduzione  $R$ . E precisamente per il fattore di riduzione delle perdite di carico normalizzato e per la frazione volumica di acqua, normalizzata rispetto all'intera miscela bifase, sono state utilizzate le seguenti formule:

$$R_{norm} = \frac{R}{R_{max}} \qquad \epsilon_{w,norm} = \frac{\epsilon_w}{\epsilon_{R=R_{max}}}$$

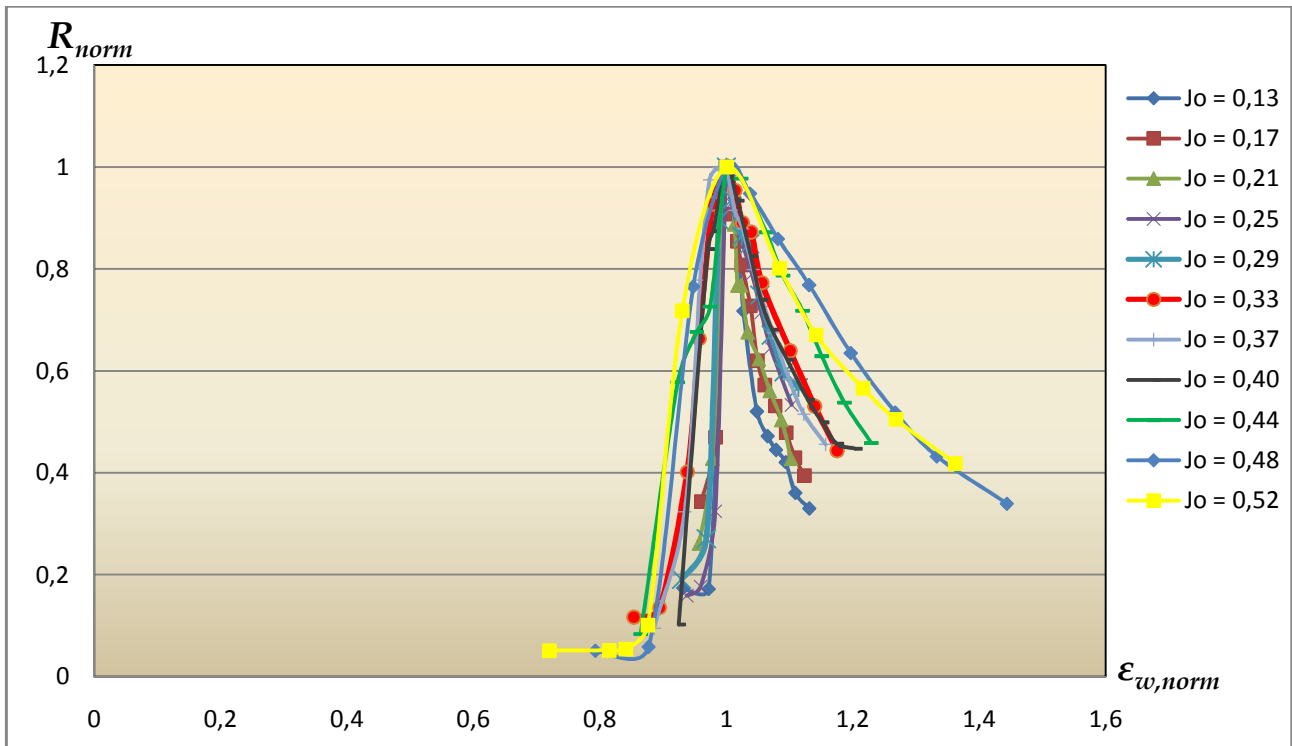


Figura 3.10 – Grafico  $\epsilon_{w,norm} - R_{norm}$  prove significative.

Anche in questo caso non vengono riportate tutte le prove ma solo una per ciascun  $J_o$ . Questo per consentire una facile lettura del grafico.

Come si può notare dal grafico rappresentato in figura 3.10 le curve presentano un andamento piuttosto simile tra loro. Inizialmente, al diminuire della portata di acqua, il fattore di riduzione normalizzato  $R_{norm}$  aumenta sensibilmente fino ad assestarsi, per come sono state costruite le curve, al valore 1; la pendenza che caratterizza tale incremento sembrerebbe legata in modo inversamente proporzionale alla portata di olio  $J_o$ : all'aumentare di tale portata la pendenza diminuisce. Quindi, subito dopo la frazione volumica di acqua per cui si ottiene il valore  $R_{max}$  si verifica un repentino aumento delle perdite di carico: ciò provoca un brusco e alquanto irregolare calo del fattore di riduzione normalizzato.

# **CAPITOLO 4**

**studio sperimentale sulle perdite di carico e sui  
regimi di moto per flussi trifase**



## 4 Studio sperimentale sulle perdite di carico e sui regimi di moto per flussi trifase

### 4.1 Introduzione

In questo capitolo verranno analizzati i dati ottenuti nella campagna sperimentale sul tubo in plexiglass di diametro interno pari a 50 mm, lungo 10 m con una lunghezza della sezione di misura pari a 3,7 m. Partendo dai dati ottenuti nella fluidodinamica bifase, si è deciso analizzare l'influenza dell'introduzione controllata di una terza fase gassosa, nel nostro caso aria, sulle perdite di carico per valori di  $J_w$  superiori al 10%, 30% e 50% del massimo valore dopo il quale si ha la caduta brusca del fattore di riduzione R.

### 4.2 Modalità di esecuzione della prova

Nella seguente tabella vengono raccolte tutte le prove eseguite, e per ogni portata  $J_w$  sono state eseguite due o più prove per verificare l'attendibilità degli esperimenti e la ripetibilità dei risultati:

$J_o$ [m/s]	$J_w$ [m/s]	$\dot{v}_w$ [m <sup>3</sup> /h]	$\dot{v}_{wcrisi}$ [m <sup>3</sup> /h]	$\dot{v}_w/\dot{v}_{wcrisi}$
0,13	0,42	3,0	2,7	1,1
	0,49	3,5		1,3
	0,56	4,0		1,5
0,21	0,64	4,5	3,5	1,3
	0,72	5,0		1,4
	0,85	6,0		1,7
0,29	0,64	4,5	4,0	1,1
	0,74	5,2		1,3
	0,85	6,0		1,5
0,37	0,57	4,1	3,7	1,1
	0,68	4,8		1,3
	0,79	5,6		1,5
0,44	0,51	3,7	2,8	1,3
	0,57	4,0		1,4
0,52	0,42	3,0	2,3	1,3
	0,49	3,5		1,5

Tabella 4.1 – Riassunto prove trifase.

L'olio e l'acqua vengono immessi nel condotto mediante un introduttore coassiale progettato in modo che inizialmente l'acqua fluisca alla parete e l'olio occupi la parte centrale del condotto. L'iniettore del gas è posto immediatamente a valle dell'introduttore

coassiale nella parte superiore del condotto (*vedi figura 2.11 capitolo 2*). Per costruire i grafici che mostrano l'andamento dei fattori di riduzione delle perdite di carico è stata utilizzata la seguente procedura:

- inizialmente l'acqua viene introdotta con una velocità superficiale  $J_w$  più elevata del valore scelto per effettuare la prova;
- si imposta la velocità superficiale dell'olio  $J_o$  stabilita tramite la regolazione del volantino;
- la velocità superficiale dell'acqua  $J_w$  viene ridotta fino al valore desiderato;
- si misura la caduta di pressione per  $J_g=0,00$  m/s;
- mantenendo costanti i valori di  $J_w$  e  $J_o$ , si incrementa via - via la velocità superficiale dell'aria e si misurano le perdite di carico in corrispondenza di 10/15 differenti valori di  $J_g$ ;

I principali parametri utilizzati per descrivere il flusso trifase sono i fattori di riduzione delle cadute di pressione  $R_o$  ed  $R_{L/g}$  e le frazioni volumiche d'aria  $\varepsilon_{g/L}$  e  $\varepsilon_g$  (parametri peraltro già descritti nel capitolo 1). Tali parametri sono definiti come:

$$R_o = \frac{\Delta p_o}{\Delta p_{w-o-g}}$$

Un incremento del valore di  $R_o$  indica quindi una riduzione delle cadute di pressione relative all'intera miscela trifase rispetto al solo olio.

$$R_{L/g} = \frac{\Delta p_{w-o}}{\Delta p_{w-o-g}}$$

dove  $\Delta p_{w-o-g}$  è la caduta di pressione della miscela trifase e  $\Delta p_{w-o}$  è la corrispondente caduta di pressione misurata per  $J_g=0,00$  m/s (caduta di pressione del solo liquido). Come nel caso precedente il numeratore è costante; un aumento di  $R_{L/g}$  indica una riduzione della caduta di pressione della miscela trifase (gas). Durante le campagne sperimentali si è sempre cercato di elaborare i dati tenendo presente la stretta correlazione tra le perdite di carico del flusso trifase ed i regimi di moto osservati. Infatti per ogni cambiamento significativo nella geometria dell'interfaccia del flusso trifase si verifica una variazione dei fattori di riduzione delle perdite di carico  $R_o$  e  $R_{L/g}$ .



Per ciascuna prova sono stati realizzati i seguenti grafici:

- Andamento di  $R_o$  in funzione della frazione volumica d'aria rispetto al solo liquido  $\varepsilon_{g/L}$ ;
- Andamento di  $R_{L/g}$  in funzione della frazione volumica d'aria rispetto al solo liquido  $\varepsilon_{g/L}$ ;
- Andamento di  $R_{L/g}$  in funzione della frazione volumica d'aria rispetto all'intera miscela trifase  $\varepsilon_{g/tot}$ .

Infatti questi grafici permettono di individuare le condizioni che garantiscono le migliori prestazioni e l'eventuale passaggio da regime anulare a stratificato (fenomeno di instabilità di tipo Kelvin-Helmholtz). Poiché lo scopo della nostra indagine è quello di studiare l'effetto dell'introduzione dell'aria in un regime bifase si è deciso di omettere nell'esposizione dei risultati il grafico relativo all'andamento di  $R_{L/g}$  in funzione della frazione volumica d'aria rispetto all'intera miscela trifase.

A titolo di esempio riporto tutti e tre i grafici per uno dei casi studiati, in seguito verrà riportato soltanto l'andamento di  $R_{L/g} - \varepsilon_{g/L}$  in quanto evidenzia separatamente l'effetto del gas:

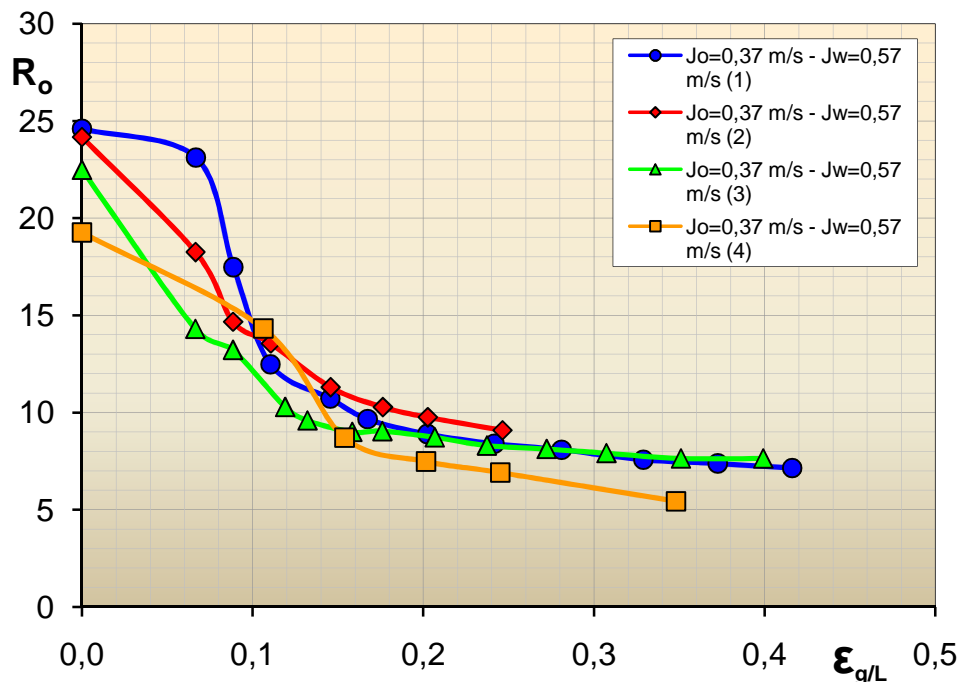


Figura 4.1 - Esempio di grafico  $R_o - \varepsilon_{g/L}$

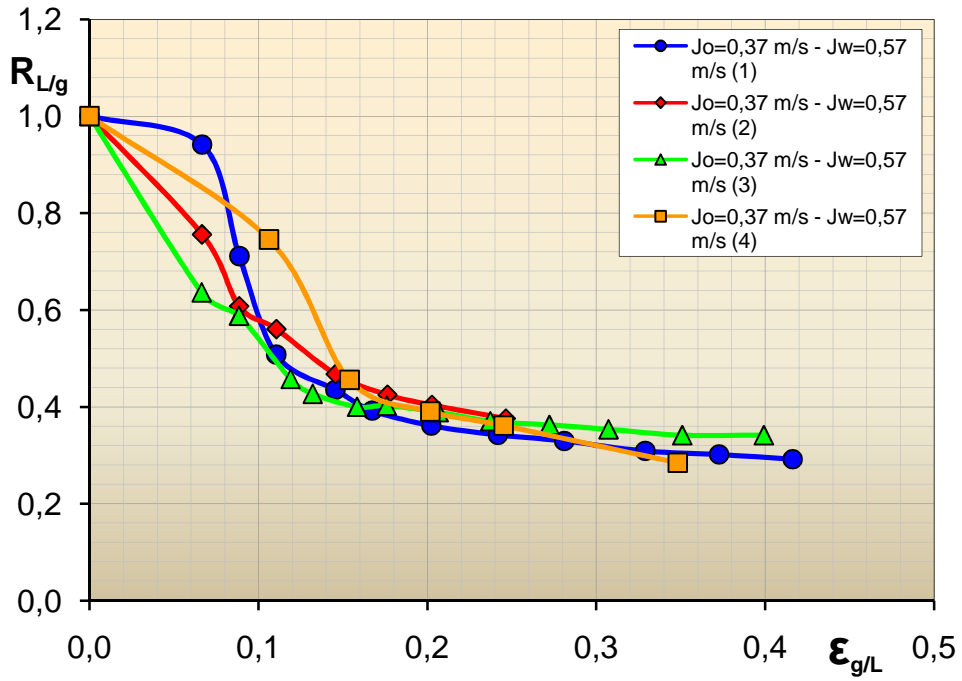


Figura 4.2 - Esempio di grafico  $R_{L/g} - \epsilon_{g/L}$

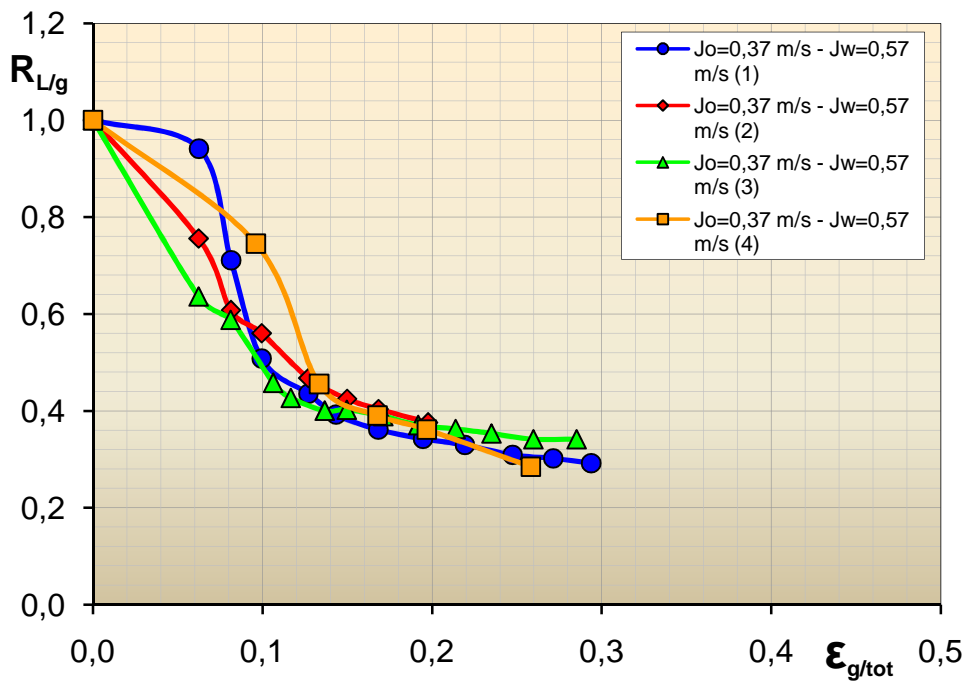
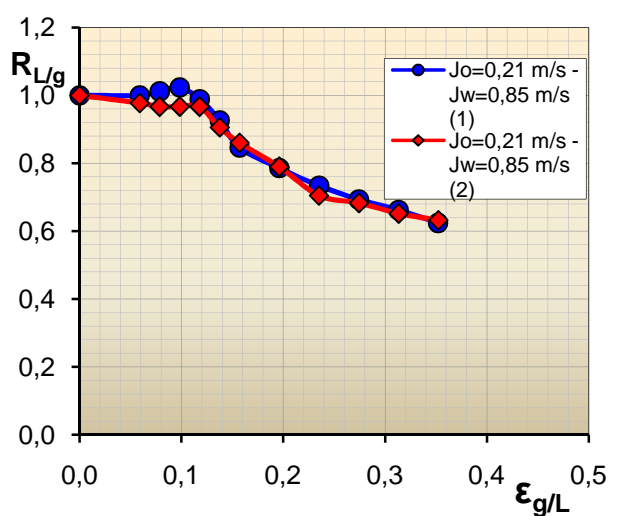
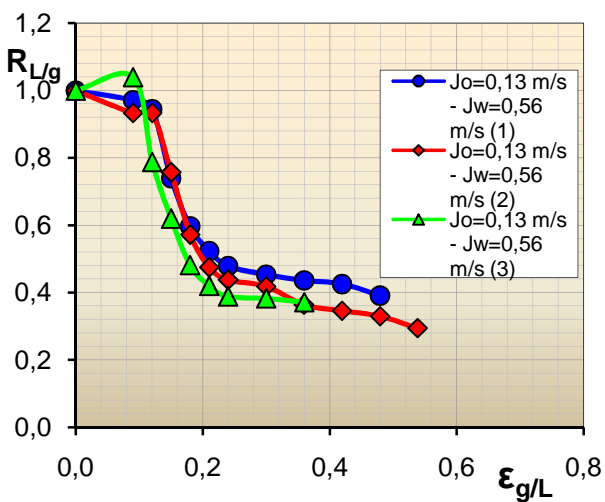
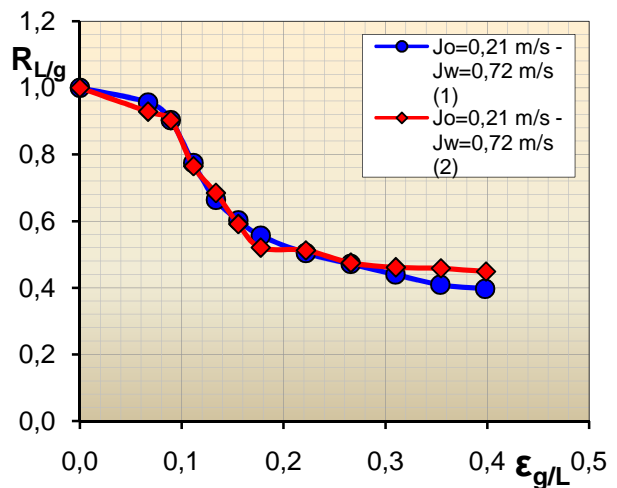
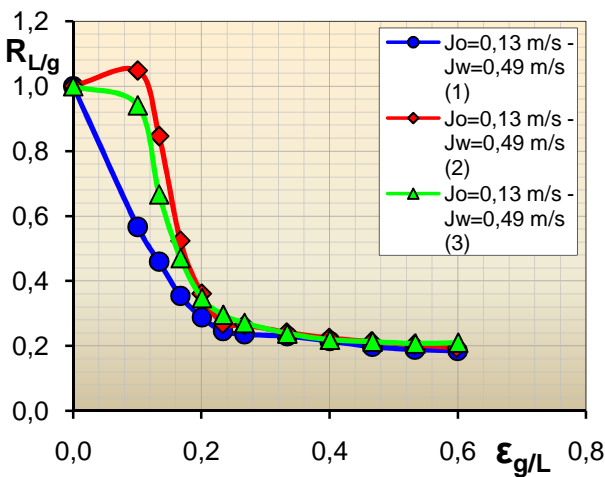
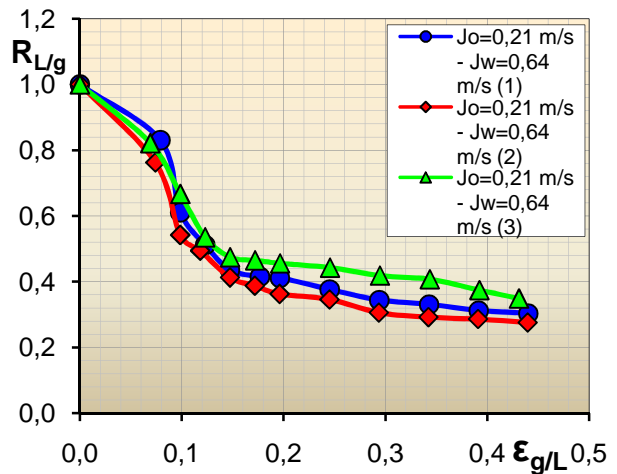
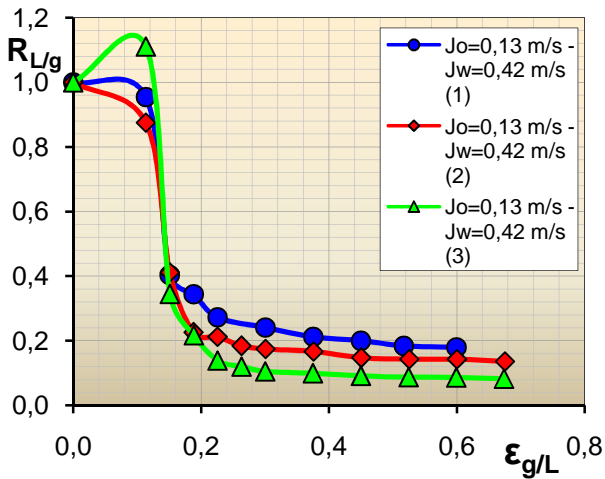


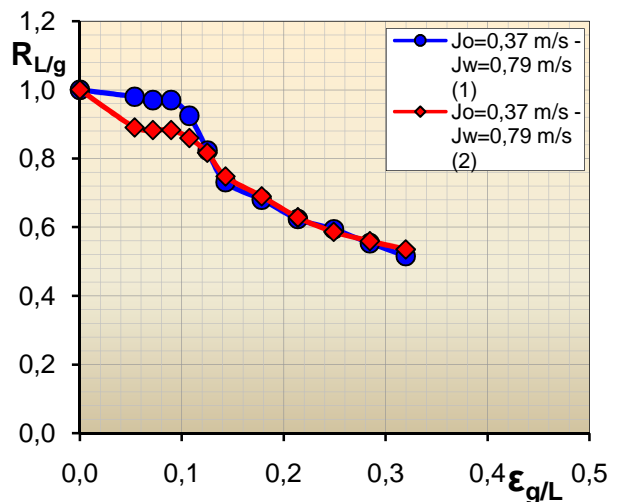
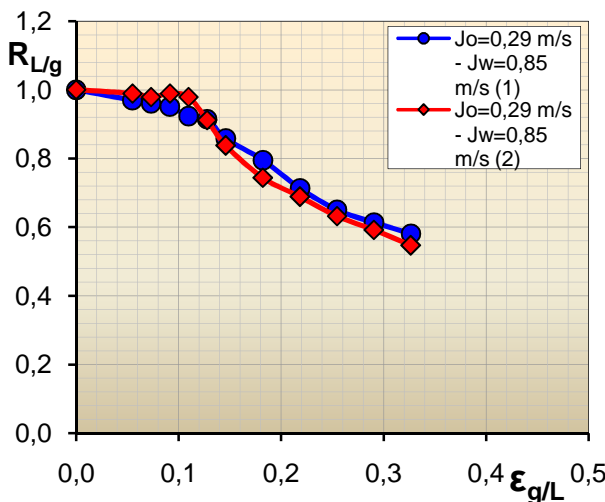
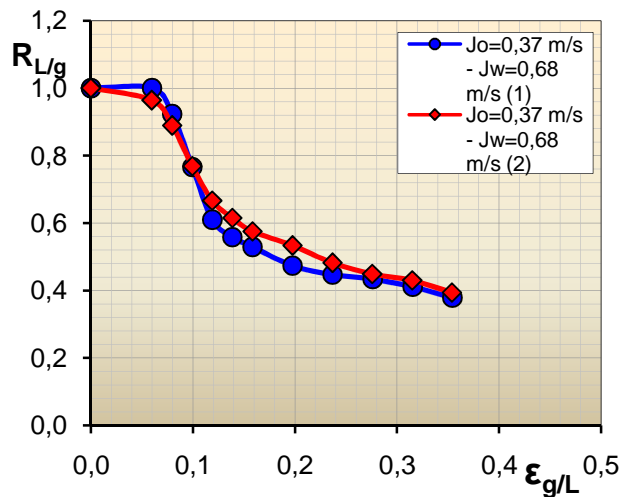
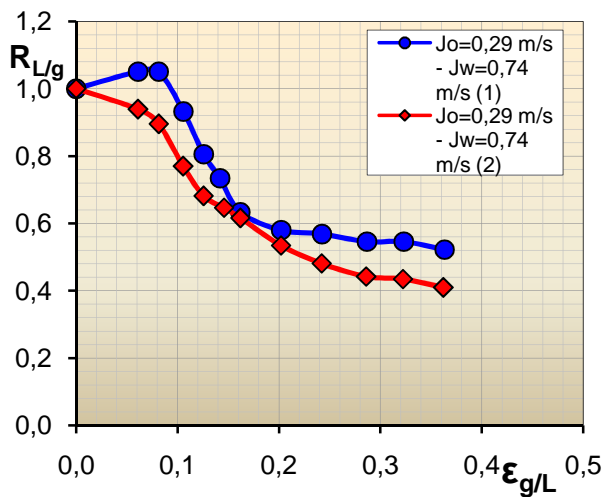
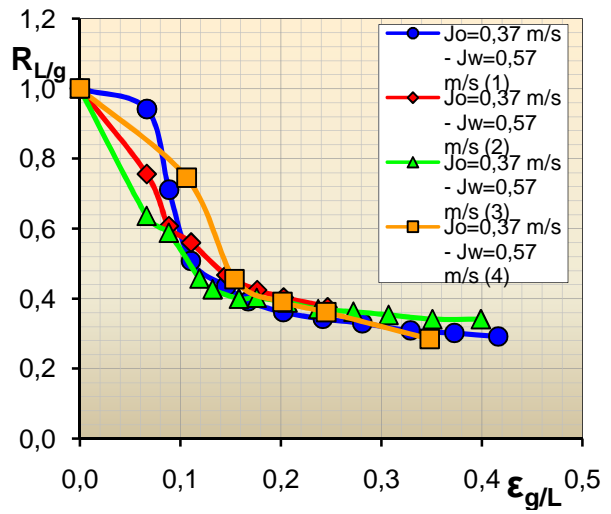
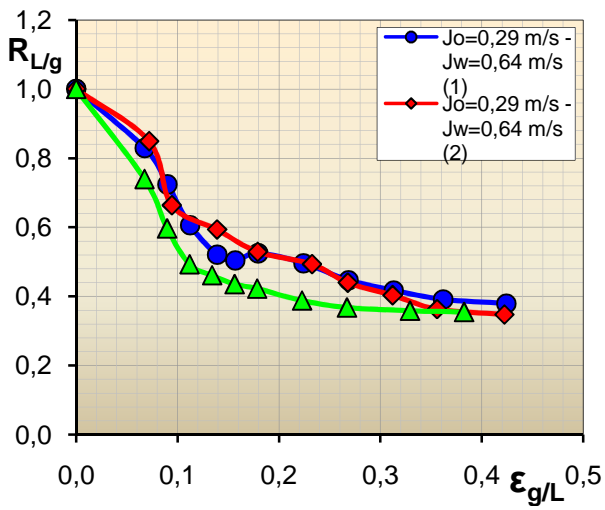
Figura 4.3 - Esempio di grafico  $R_{L/g} - \epsilon_{g/tot}$

### 4.3 Presentazione dei risultati

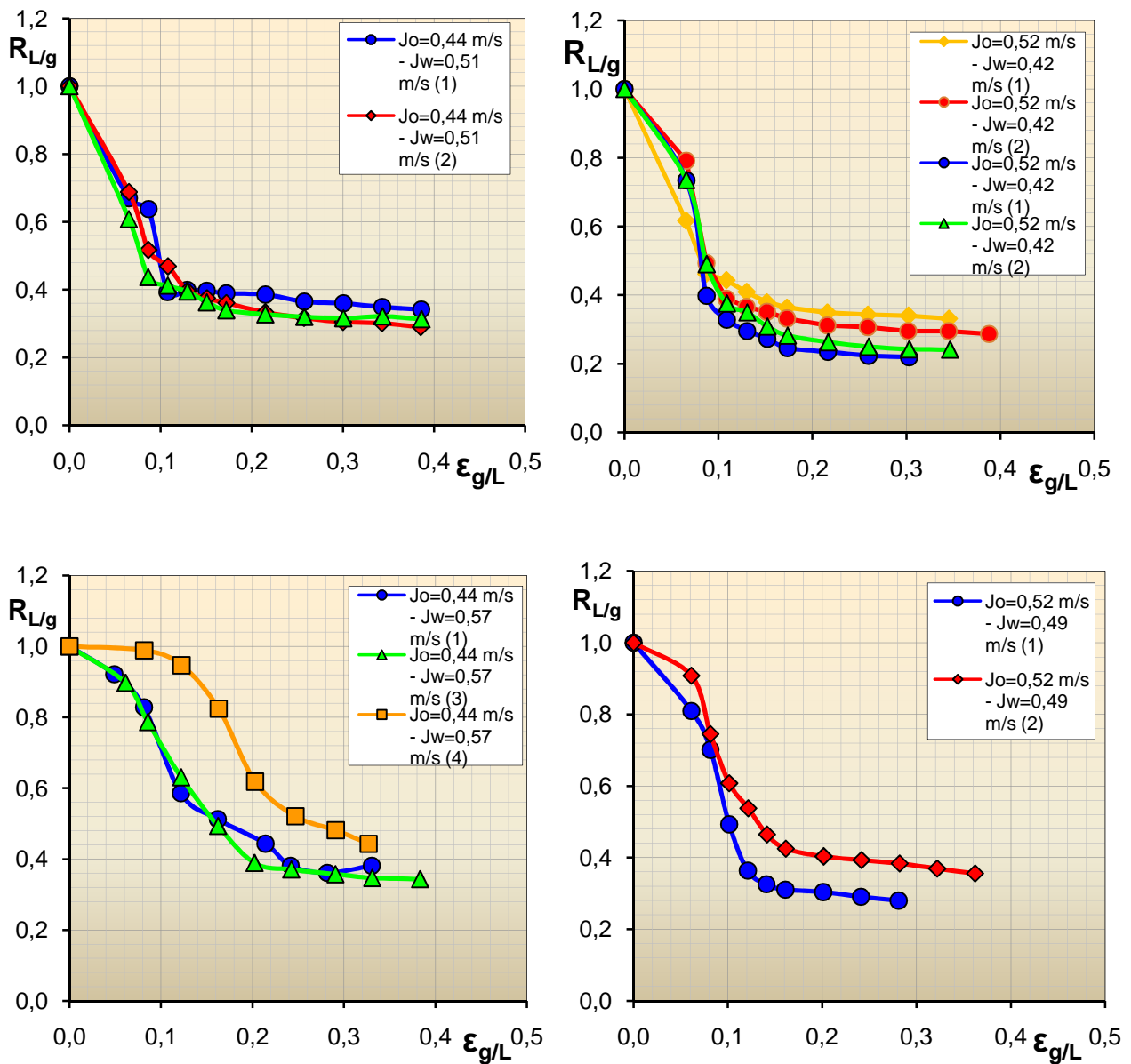
A sinistra sono riportati i grafici per  $J_o=0,13$  m/s e  $J_w=0,42$  m/s,  $J_w=0,49$  m/s,  $J_w=0,56$  m/s; a destra quelli per  $J_o=0,13$  m/s e  $J_w=0,64$  m/s,  $J_w=0,72$  m/s,  $J_w=0,85$  m/s:



A sinistra sono riportati i grafici per  $J_o=0,29$  m/s e  $J_w=0,64$  m/s,  $J_w=0,74$  m/s,  $J_w=0,85$  m/s; a destra quelli per  $J_o=0,37$  m/s e  $J_w=0,57$  m/s,  $J_w=0,68$  m/s,  $J_w=0,79$  m/s:



A sinistra sono riportati i grafici per  $J_o=0,44$  m/s e  $J_w=0,51$  m/s,  $J_w=0,57$  m/s;  
 a destra quelli per  $J_o=0,52$  m/s e  $J_w=0,42$  m/s,  $J_w=0,49$  m/s:



Dai grafici si nota un comportamento abbastanza ripetibile, in gran parte dovuto al fatto che si è scelto di avere un rapporto, tra la portata d'acqua e portata di crisi, superiore ad 1. Questo per evitare di avvicinarsi troppo a regimi instabili.

Molta importanza assume la fase di immissione dell'aria, che deve essere graduale e mai brusca, poiché si rischia di far attaccare l'olio alla parete in modo istantaneo.

Malgrado questi accorgimenti, per portate d'olio basse la ripetibilità non è buona e questo è da imputare non tanto all'introduzione dell'aria, quanto al regime già critico nel bifase.

Infatti l'olio si presenta in fase dispersa per cui l'introduzione dell'aria disturba di più il flusso facendone aumentare rapidamente le perdite di carico. Si va a finire in un regime in cui l'aria prevale tanto che, verso la fine di ogni prova, la variazione di  $\Delta p$  è minima, è come un regime bifase acqua - aria.

Per medie portate d'olio la ripetibilità diventa buona anche se sin dalle prime portate di gas si osserva un rapido incremento delle perdite di carico. Dall'osservazione dei vari regimi si è dedotto che questo è dovuto al fatto che l'aria provoca il contatto dell'olio alla parete. Inoltre siccome si lavora in regime di incipiente instabilità il gas la amplifica.

Per portate d'acqua superiori del 50% a quella critica le perdite di carico aumentano meno rapidamente.

Per portate d'olio elevate si ha una buona ripetibilità e anche qui si assiste ad un rapido aumento delle perdite di carico sin dalle prime portate di gas, mentre verso la fine di ogni prova l'aria non influenza più tali perdite, in quanto essendo l'olio attaccato alla parete è lui a influenzare le perdite stesse.

Osservando le tesi precedenti si nota una discordanza di risultati, infatti con il tubo in plexiglass da 40 mm di diametro interno, anche se l'olio si trovava a contatto con la parete, l'introduzione dell'aria migliorava il regime con cadute di pressione ridotte anche del 50%. Questa differenza è dovuta principalmente al fatto che, con il tubo da 40 mm, si avevano portate superficiali d'olio maggiori e quindi velocità superiori, inoltre il regime era anulare e non anulare molto eccentrico come con il tubo da 50 mm. L'eccentricità in questo caso è dovuta alle basse portate d'olio, data l'impossibilità di aumentarle con l'attrezzatura disponibile.

Le prove sperimentali sul regime trifase hanno evidenziato una tendenza dell'olio a continui attacchi e distacchi alla parete, questa sembra essere una caratteristica dei regimi studiati in quanto la ripetibilità è stata buona e di questo si può avere idea osservando il flusso. Quindi la difficoltà nel caratterizzare il regime trifase è dovuto proprio alla delicata gestione di questa tipologia di regime.

# **CAPITOLO 5**

**Presentazione dei risultati in  
termini adimensionali**





## 5 Presentazione dei risultati in termini adimensionali

### 5.1 Introduzione

Nel presente capitolo vengono analizzati i dati raccolti nelle campagne sperimentali mediante l'impiego di opportuni gruppi adimensionali. In questo modo si è valutata l'influenza delle varie grandezze in gioco per ottenere delle indicazioni di carattere generale, cioè indipendenti dalla specifica configurazione esaminata. I gruppi adimensionali da noi utilizzati sono stati opportunamente modificati per essere applicati al caso del deflusso bifase trattato, ponendo particolare attenzione alla correlazione tra i numeri di Froude e Reynolds.

Nella seconda parte del capitolo i dati sperimentali sono stati correlati con il modello di Brauner (N. Brauner, 1991). Si è così stimata la validità di questi modello nel prevedere le perdite di carico con particolare riferimento al flusso anulare.

### 5.2 Rappresentazione in termini adimensionali

#### 5.2.1 Numero di Reynolds

Il numero di Reynolds "Re", indice del grado di turbolenza di un fluido monofase in moto, rappresenta il rapporto tra gli ordini di grandezza delle forze d'inerzia e delle forze legate alla viscosità del fluido.

In quest' ambito si è utilizzato un Re distintivo del flusso bifase anulare in una formula simile a quella ricavata da M. S. Arney (M. S. Arney et al. (1993)) nella quale però intervengono esclusivamente le grandezze in input per sostituire le rispettive grandezze *in situ* la cui valutazione risulta complessa e non effettuabile con la strumentazione disponibile:

$$Re = \frac{\rho_{w-o} \cdot J_{w-o} \cdot D}{\mu_w} \cdot \left[ 1 + (1 - \varepsilon_w)^2 \cdot \left( \frac{\mu_w}{\mu_o} - 1 \right) \right] \quad (5.1)$$

## 5.2.2 Numero di Froude

Questo parametro è espresso mediante il rapporto tra l'ordine di grandezza delle forze d'inerzia e quelle di gravità (di galleggiamento), è stato opportunamente modificato per tener conto della presenza di due fasi:

$$Fr = \frac{\rho_{w-o} \cdot J_{w-o}^2}{\Delta\rho \cdot g \cdot D} \quad (5.2)$$

Dove:

$\rho_{w-o} = \rho_w \cdot \varepsilon_w + \rho_o \cdot (1 - \varepsilon_w)$  densità "omogenea" della miscela;

$J_{w-o} = J_w + J_o$  velocità superficiale della miscela;

$\Delta\rho = \rho_w - \rho_o$  differenza delle densità dei due fluidi;

$D$  diametro del condotto.

Questo parametro ha principalmente permesso di individuare con una certa precisione la transizione critica tra il moto anulare inverso e quello stratificato ondososo.

E' interessante osservare che gli effetti della gravità sono proporzionali non alle densità, ma alla loro differenza; inoltre si sottolinea la dipendenza di questo parametro dal diametro del condotto.

Nella forma adottata, fissato il diametro  $D$ , il numeratore di  $Fr$  varia con le condizioni di moto ( $J_w, J_o$ ), mentre il denominatore rimane costante.

### 5.2.2.1 Dipendenza del numero di Froude dal diametro

Andremo ora a studiare la relazione che lega il numero di Froude critico con le caratteristiche geometriche dell'impianto, in particolare al diametro e all'inclinazione del condotto. Si precisa che lo studio dell'influenza dell'inclinazione del condotto sul flusso bifase non è stato oggetto di questa Tesi, ma dallo studio delle Tesi precedenti (Gorla, Villa, 2005) da cui è possibile valutare l'influenza di tale parametro.

La relazione ricercata può essere esplicitata mediante una formula di origine semi-empirica partendo dall'espressione del numero di Froude opportunamente modificata per il flusso bifase e valida anche per i condotti inclinati (5.2):

$$Fr = \frac{\rho_{w-o} \cdot J_{w-o}^2}{\Delta\rho \cdot g \cdot \frac{D}{\cos\theta}} \quad (5.3)$$

$$\rho_{w-o} = \rho_w \cdot \varepsilon_w + \rho_o \cdot (1 - \varepsilon_w) = \varepsilon_w \cdot \Delta\rho + \rho_o \quad (5.4)$$

$$J_{w-o} = J_w + J_o = \frac{J_o}{1-\varepsilon_w} \quad (5.5)$$

Sostituendo la (5.4) e la (5.5) nella (5.3) si ottiene:

$$Fr = \frac{(\varepsilon_w \cdot \Delta\rho + \rho_o) \cdot \left(\frac{J_o}{1-\varepsilon_w}\right)^2}{\Delta\rho \cdot g \cdot \frac{D}{\cos\theta}} \quad (5.6)$$

Esplicitando la  $\varepsilon_w$  nella (5.6) si ottiene un'equazione di secondo grado avente soluzioni:

$$\varepsilon_w = 1 + \frac{\Delta\rho \cdot J_o^2}{2 \cdot Fr(D) \cdot \Delta\rho \cdot g \cdot \frac{D}{\cos\theta}} \pm \frac{J_o \cdot \sqrt{\Delta\rho^2 \cdot J_o^2 + 4 \cdot Fr(D) \cdot \Delta\rho \cdot g \cdot \frac{D}{\cos\theta} \cdot (\Delta\rho + \rho_o)}}{2 \cdot Fr(D) \cdot \Delta\rho \cdot g \cdot \frac{D}{\cos\theta}} \quad (5.7)$$

In cui si scarta la soluzione con il segno positivo in quanto, per  $J_o > 0$ , determina valori di  $\varepsilon_w > 1$  privi di significato fisico.

Per le  $J_o$  in corrispondenza delle quali si riscontra la transizione critica anulare/stratificato, i risultati sperimentali hanno mostrato l'esistenza di un  $Fr_{cr}$  costante a pari diametro.

Sostituendo  $Fr_{cr}$  nella (5.7) si ha quindi:

$$\varepsilon_w(R_{max}) = 1 + \frac{\Delta\rho \cdot J_o^2}{2 \cdot Fr_{cr} \cdot \Delta\rho \cdot g \cdot \frac{D}{\cos\theta}} - \frac{J_o \cdot \sqrt{\Delta\rho^2 \cdot J_o^2 + 4 \cdot Fr_{cr} \cdot \Delta\rho \cdot g \cdot \frac{D}{\cos\theta} \cdot (\Delta\rho + \rho_o)}}{2 \cdot Fr_{cr} \cdot \Delta\rho \cdot g \cdot \frac{D}{\cos\theta}}$$

E semplificando si ottiene infine:

$$\varepsilon_w(R_{max}) = 1 + \frac{J_o^2}{2 \cdot Fr_{cr} \cdot g \cdot \frac{D}{\cos\theta}} - \frac{J_o \cdot \sqrt{\Delta\rho^2 \cdot J_o^2 + 4 \cdot Fr_{cr} \cdot \Delta\rho \cdot g \cdot \frac{D}{\cos\theta} \cdot \rho_w}}{2 \cdot Fr_{cr} \cdot \Delta\rho \cdot g \cdot \frac{D}{\cos\theta}} \quad (5.8)$$

Per tutte le prove eseguite sui condotti orizzontali, al variare del materiale e del diametro, si era osservato che il valore di  $\varepsilon_w(R_{max})$  dipende solo dalla velocità superficiale dell'olio e non dal diametro [M. Cremonesi, G. Marforio], in altre parole si può affermare che:

$$\varepsilon_w(R_{max}) = f(J_o)$$

Per soddisfare questa condizione, il prodotto  $Fr_{cr} \cdot D$  nella (5.8) deve necessariamente essere costante, essendo il coseno dell'angolo pari a 1:  $Fr_{cr}$  è dunque inversamente proporzionale a  $D$ . In seguito alla campagna sperimentale da noi effettuata sul condotto orizzontale, si è ricavata la seguente formula empirica, che è del tutto in linea con i valori ottenuti nell'insieme delle campagne sperimentali presso il laboratorio acqua-olio:

$$Fr_{cr} = \frac{0,6}{D} \quad (5.9)$$

Questa semplice espressione permette di valutare il  $Fr_{cr}$  conoscendo il diametro  $D$  e pertanto consente di associare a una data portata di olio la frazione volumica d'acqua che garantisce la massima riduzione delle perdite di carico. Si ricorda che la (5.9) è valida solo per i condotti orizzontali.

Tuttavia, nel presente lavoro, si è notato che per  $J_o < 0,25$  m/s  $Fr_{cr}$  è decrescente fino a circa 4,8 per  $J_o = 0,13$  m/s, questo poiché il flusso precritico non è più anulare ma del tipo disperso a fiotti e quindi il tipo di regime di flusso influenza la condizione di transizione critica verso il flusso con contatto dell'olio alla parete.

$J_o$	0,13	0,17	0,21	0,25	0,29	0,33	0,37	0,40	0,44	0,48	0,52
$Fr_{cr}$	4,8	8,1	11	11	12,8	12,2	13,7	13,7	12,8	12,3	12,3

Tabella 5.1 – Valori globali  $J_o$  -  $Fr_{cr}$

### 5.2.3 Modello teorico di Brauner

In passato l'attenzione dei vari autori si è concentrata sull'analisi della stabilità dei singoli regimi e sulla predizione delle cadute di pressione.

Tra i modelli reperibili in letteratura si è scelto di approfondire quelli riguardanti la configurazione ottimale per la riduzione delle perdite di carico: il flusso anulare inverso pienamente sviluppato.

Vengono dunque presentati gli studi di N. Brauner (1991) e M. S. Arney(1993) esistendo tra l'altro una verifica consistente nelle tesi precedenti.

In particolare, N. Brauner ha sviluppato un metodo che permette di determinare l'espressione del diametro del core  $D_c$ , nel quale fluisce il fluido meno pesante (olio), in funzione delle proprietà reologiche dei due fluidi (rapporti di viscosità e densità) e delle condizioni operative (rapporto tra le velocità superficiali  $J_o/J_w$ ).

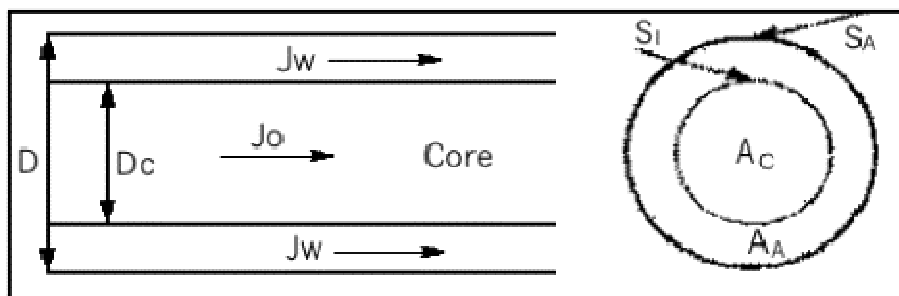


Figura 5.1 – schema del regime anulare pienamente sviluppato

Supposto in prima analisi che vi possa essere trascinamento di una fase nell'altra (e quindi presenza di ambo le fasi nel *core* e nell'*annulus*), l'autrice distingue tra grandezze specifiche dei fluidi (qui riportati con i pedici "o" e "w" per l'olio e l'acqua rispettivamente) e caratteristiche di *core* e *annulus* (identificati tramite i pedici "c" e "A").

Partendo dalla configurazione anulare pienamente sviluppata, riportata in figura 5.1, e applicando l'equazione di bilancio della quantità di moto alla regione del *core* e dell'*annulus*, l'autrice ha dedotto per un condotto orizzontale la seguente espressione adimensionale:

$$\frac{\rho_c}{\rho_o} \cdot \left( \frac{v_o}{v_c} \cdot \tilde{D}_c \cdot \tilde{J}_c \right)^{-n_c} \cdot \left( 1 - \frac{1}{\phi} \cdot \frac{\tilde{J}_A}{\tilde{J}_c} \right)^2 \cdot \left( \frac{1}{\tilde{A}_A} + \frac{1}{\tilde{A}_c} \right) S_i \cdot \tilde{J}_c^2 - \frac{\rho_A}{\rho_w} \cdot \chi^2 \left( \frac{v_w}{v_A} \cdot \tilde{D}_A \cdot \tilde{J}_A \right)^{-n_A} \cdot \frac{\tilde{S}_A}{\tilde{A}_A} \cdot \tilde{J}_A^2 + 4 \cdot Y = 0 \quad (5.10)$$

Dove:

$\rho_c = \rho_o \cdot \alpha_c + \rho_w \cdot (1 - \alpha_c)$	densità del <i>core</i> ;
$\rho_A = \rho_w \cdot \alpha_A + \rho_o \cdot (1 - \alpha_A)$	densità dell' <i>annulus</i> ;
$\tilde{D}_c = D_c/D$	diametro adimensionalizzato del <i>core</i> ;
$\tilde{S}_i = S_i/D = \pi \cdot \tilde{D}_c$	superficie dell'interfaccia <i>core - annulus</i> ;
$\tilde{S}_A = S_A/D = \pi$	superficie laterale dell' <i>annulus</i> ;
$\tilde{A} = A/D^2 = \pi/4$	sezione del condotto adimensionalizzata;
$\tilde{A}_c = A_c/D^2 = \tilde{D}_c^2 \cdot (\pi/4)$	sezione del <i>core</i> adimensionalizzata;
$\tilde{A}_A = A_A/D^2 = (1 - \tilde{D}_c^2) \cdot (\pi/4)$	sezione dell' <i>annulus</i> adimensionalizzata;
$\tilde{D}_A = 4(\tilde{A}_A/\tilde{S}_A) = 1 - \tilde{D}_c^2$	diametro adimensionalizzato dell' <i>annulus</i> ;
$\tilde{J}_c = \frac{J_c}{J_o} = \frac{\tilde{A}}{\tilde{A}_c} \cdot \frac{(1-\alpha_A)-\phi \cdot \alpha_A}{\phi \cdot [1-(\alpha_c+\alpha_A)]}$	velocità del <i>core</i> adimensionalizzata;
$\tilde{J}_A = \frac{J_A}{J_w} = \frac{\tilde{A}}{\tilde{A}_A} \cdot \frac{\alpha_c-\phi \cdot (1-\alpha_c)}{(\alpha_c+\alpha_A-1)}$	velocità dell' <i>annulus</i> adimensionalizzata;
$\phi = J_o/J_w$	rapporto delle velocità superficiali;

con  $\alpha_c, \alpha_A$  rappresentativi del trascinamento di una fase nell'altra:

$$\alpha_c = A_{o,c}/A_c$$

$$\alpha_A = A_{w,A}/A_A$$

La variabile fondamentale dell'espressione (5.10) è  $\tilde{D}_c$  che rappresenta il diametro idraulico del *core* d'olio in forma adimensionale, mentre il parametro  $\chi$ , analogo a quello di Martinelli - Lockhart, è definito da:

$$\chi^2 = \frac{\left(\frac{4 \cdot C_a}{D}\right) \left(\frac{J_w \cdot D}{v_w}\right)^{n_A} \left(\frac{\rho_w \cdot J_w^2}{2}\right)}{\left(\frac{4 \cdot C_c}{D}\right) \cdot \left(\frac{J_o \cdot D}{v_o}\right)^{n_c} \cdot \left(\frac{\rho_o \cdot J_o^2}{2}\right)}$$

Il parametro Y consente di valutare l'effetto dell'inclinazione del condotto:

$$Y = \frac{(\rho_A - \rho_c)g \sin \beta}{\left(\frac{4 \cdot C_c}{D}\right) \cdot \left(\frac{J_o \cdot D}{v_o}\right)^{n_c} \cdot \left(\frac{\rho_o \cdot J_o^2}{2}\right)}$$

Le coppie di costanti  $(C_A, n_A)$ ,  $(C_c, n_c)$  servono a quantificare il regime di moto delle fasi:

$$\begin{cases} C = 16 \\ n = 1 \end{cases} \quad \text{nel caso di moto laminare (Re < 1500);}$$

$$\begin{cases} C = 0,046 \\ n = 0,2 \end{cases} \quad \text{nel caso di moto turbolento (Re ≥ 1500);}$$

cui corrispondono rispettivamente le cadute di pressione calcolate secondo le note correlazioni di Hagel - Poiseuille e Blasius, proprie del flusso monofase.

L'analisi dell'espressione (5.10) consente di affermare che:

$$\tilde{D}_c = f(\chi^2; Y; \phi; \alpha_c; \alpha_A)$$

Per determinare il criterio di transizione di regime, l'autore osserva che il flusso anulare stabile è caratterizzato da un *annulus* d'acqua molto sottile, ovvero da un rapporto minimo fra l'area effettiva di passaggio dell'acqua e la sezione totale.

Incrementando la velocità superficiale del componente che si dispone ad anello,  $J_w$ , il suo spessore aumenta, a discapito del *core* la cui sezione diminuisce, mentre l'interfaccia tende ad assumere un andamento sempre più ondulato. Il regime si mantiene anulare fino a quando, per un determinato spessore critico dell'*annulus*, la continuità del *core* viene meno a causa della struttura ondosa dell'interfaccia con conseguente formazione di tappi o gocce d'olio.

Il criterio per la transizione viene dunque stabilito esplorando quel valore critico della coppia  $(J_w, J_o)$  cui corrisponde lo sviluppo delle onde interfacciali che portano alla rottura del *core*: tali condizioni si ravvisano quando  $D_c$  è all'incirca pari alla metà del diametro del condotto, oppure quando l'area occupata dal *core* è uguale a quella dell'*annulus*:

$$D_c \cong \frac{D}{2} \quad \text{o similmente} \quad A_c \cong A_A \cong \frac{A}{2} \quad \left( \leftrightarrow D_c = \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot D \right)$$

Nel caso specifico per cui *annulus* e *core* si trovano in regime di moto laminare, introducendo una delle due condizioni nell'espressione (5.10), N.Brauner ottenne il seguente criterio di transizione:

$$\sqrt{\phi \cdot \frac{\mu_w}{\mu_o} - \phi + 1} = 0$$

Coincidente con:

$$J_o = \frac{2 + \frac{\mu_w}{\mu_o} + \sqrt{\left(2 + \frac{\mu_w}{\mu_o}\right)^2 - 4}}{2} \cdot J_w \quad (5.11)$$

Per deflussi caratterizzati da elevati rapporti di viscosità dinamica olio/acqua, la relazione (5.11) diventa:

$$J_o \cong J_w$$

Riprendendo l'equazione generale (5.10) del flusso bi-componente in configurazione anulare, al fine di determinare le perdite di carico, si possono calcolare i seguenti parametri:

$$\phi_o = \frac{\left(\frac{-dp}{dx}\right)}{\left(\frac{4 \cdot C_c}{D}\right) \cdot \left(\frac{J_o \cdot D}{v_o}\right)^{n_c} \cdot \left(\frac{\rho_o \cdot J_o^2}{2}\right)} = \frac{1}{4} \cdot \frac{\rho_A}{\rho_w} \cdot \chi^2 \cdot \left(\frac{v_w \cdot \tilde{D}_A \cdot \tilde{J}_A^2}{v_A}\right)^{-n_A} \cdot \frac{4 \cdot \tilde{S}_A}{\pi} \cdot \tilde{J}_A^2 - \tilde{\rho} \cdot Y \quad (5.12)$$

Con:

$$\tilde{\rho} = \frac{\rho_c \cdot \tilde{A}_c + \rho_A \cdot \tilde{A}_A}{(\tilde{A}_c + \tilde{A}_A) \cdot (\rho_A - \rho_c)} ;$$

$$\text{e } \phi_w = \frac{\left(\frac{-dp}{dx}\right)}{\left(\frac{4 \cdot C_A}{D}\right) \cdot \left(\frac{J_w \cdot D}{v_w}\right)^{n_A} \cdot \left(\frac{\rho_w \cdot J_w^2}{2}\right)} = \frac{\phi_o}{\chi^2}$$

In particolare l'equazione (5.12) permette di valutare le perdite di carico in termini adimensionali, ovvero il rapporto tra le cadute di pressione nel flusso bifase e quelle che si otterrebbero per il deflusso del solo olio fluente nel condotto alla velocità superficiale  $J_o$ . Dunque  $\phi_o$  non è altro che il reciproco del rapporto di riduzione R adottato nel presente lavoro.



Nel caso in cui  $\alpha_c = \alpha_A = 1$ , ossia in assenza di gocce d'acqua nell'olio e viceversa, la (5.12) si riduce a:

$$\phi_o = \frac{k}{\phi} \cdot \left[ \frac{(K \cdot \phi)^{0.5} + \phi + 1}{(k \cdot \phi)^{0.5} + 1} \right]^2 \quad (5.13)$$

Con K che figure nella (5.13) in due forme differenti secondo il tipo di moto presente nell'*annulus* e nel *core*:

$$K = \frac{\mu_w}{\mu_o} \quad \text{core laminare - annulus laminare}$$

$$K = \frac{0.046}{16} \cdot \frac{\mu_w}{\mu_o} \cdot Re_w^{0.8} \quad (5.14) \quad \text{core laminare - annulus turbolento}$$

La figura 5.2 mostra l'andamento del parametro  $\phi_o$  in funzione della formazione d'acqua inviata al condotto  $\varepsilon_w$ . Quest'ultima è a sua volta espressa tramite il rapporto delle velocità superficiali  $\phi$ :

$$\varepsilon_w = \left( \frac{1}{1+\phi} \right) \quad (5.15)$$

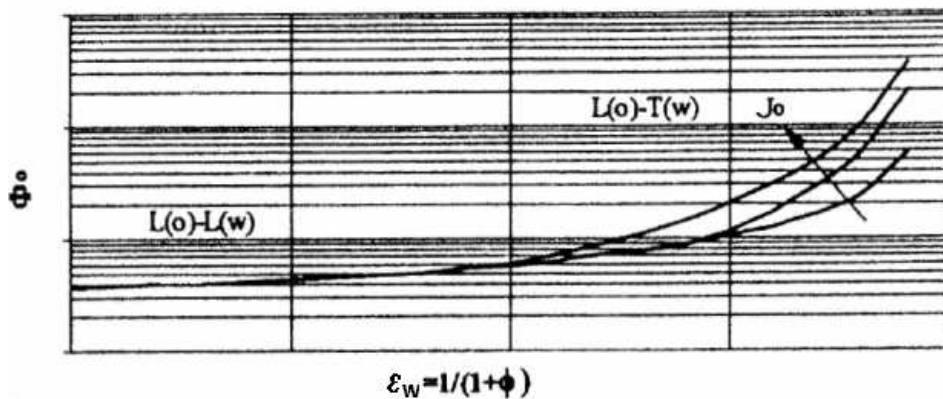


Figura 5.2 – rappresentazione grafica del modello teorico di Brauner (S. Mello, E. Sarcuno, 2001)

E' interessante notare come nella zona in cui entrambi i fluidi scorrono in moto laminare ( $L(o)-L(w)$  in figura 5.2) la caduta di pressione adimensionale non dipenda dalla velocità superficiale dell'olio, mentre nella zona in cui il regime dell'acqua diviene turbolento si verifica una "ramificazione" della curva al variare di  $Jo$ . Ciò è dovuto alla dipendenza di  $\phi_o$  dal numero di Reynolds dell'acqua e non più unicamente dal rapporto delle viscosità dinamiche dei due fluidi, come risulta nel campo di valori relativi alla presente indagine.

### **5.3 Confronto dei dati sperimentali con il modello di Brauner**

Per verificare il modello descritto, si è scelto di utilizzare opportuni grafici per ciascuna velocità dell'olio esplorata in cui, in funzione della frazione d'acqua fluente nel condotto, vengono rappresentati:

- l'andamento di  $\Phi_o$  ottenuto tramite la relazione (5.14);
- l'andamento sperimentale di  $\Phi_o$  calcolato come inverso del fattore di riduzione delle perdite di carico.

Dal momento che durante tutta la campagna sperimentale il valore del numero di Reynolds relativo all'acqua si è mantenuto al di sopra del valore critico prefissato dall'autrice ( $Re_w=1500$ ), il parametro  $K$  figurante nell'espressione (5.14) è stato determinato con la (5.15).

Occorre sottolineare come il confronto con il modello di Brauner sia stato esteso anche alle condizioni di mancato raggiungimento del moto anulare per valutare l'entità degli scostamenti e la conseguente applicabilità del metodo anche al di fuori del suo normale campo di utilizzo.

5.3.1 Curve di Brauner relative al condotto in plexiglas di diametro 50 mm

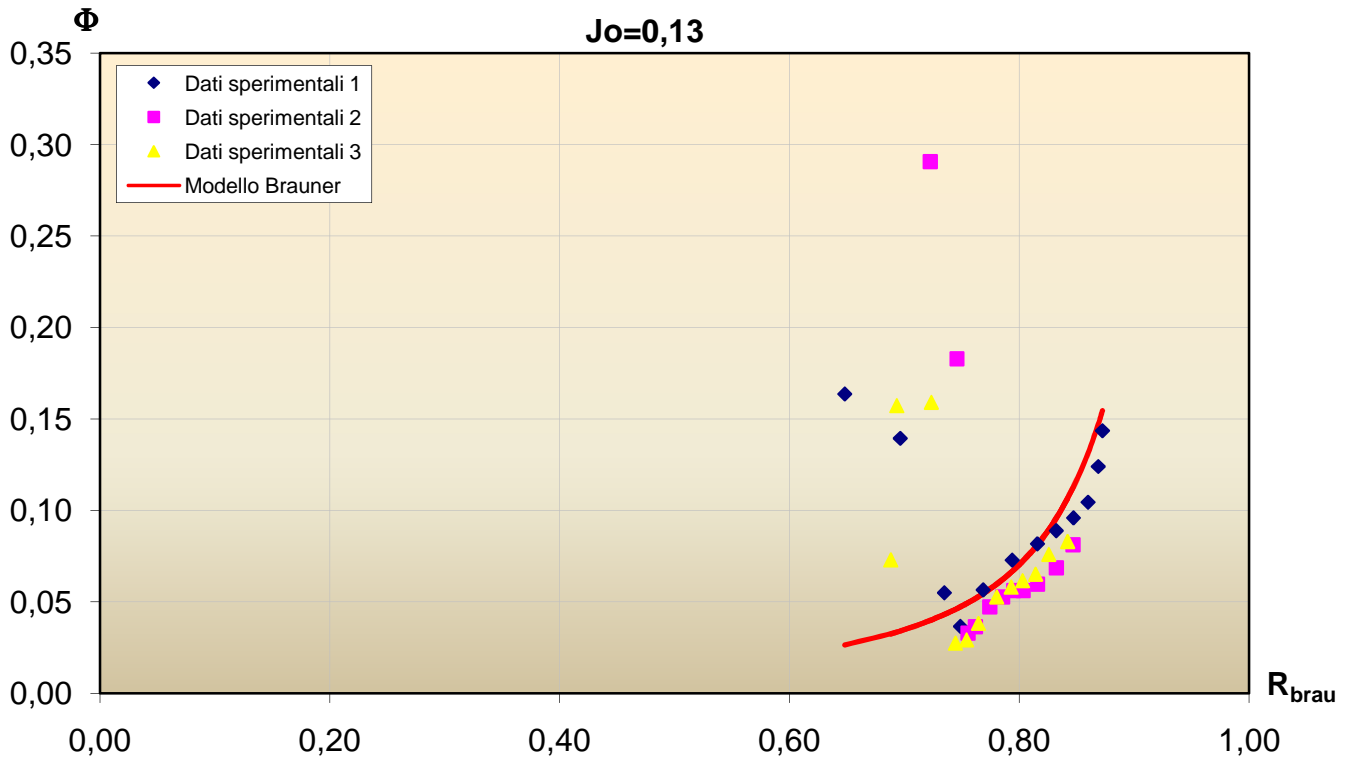


Figura 5.3 – Confronto dei dati sperimentali con la correlazione di Brauner per  $J_o=0,13$  m/s.

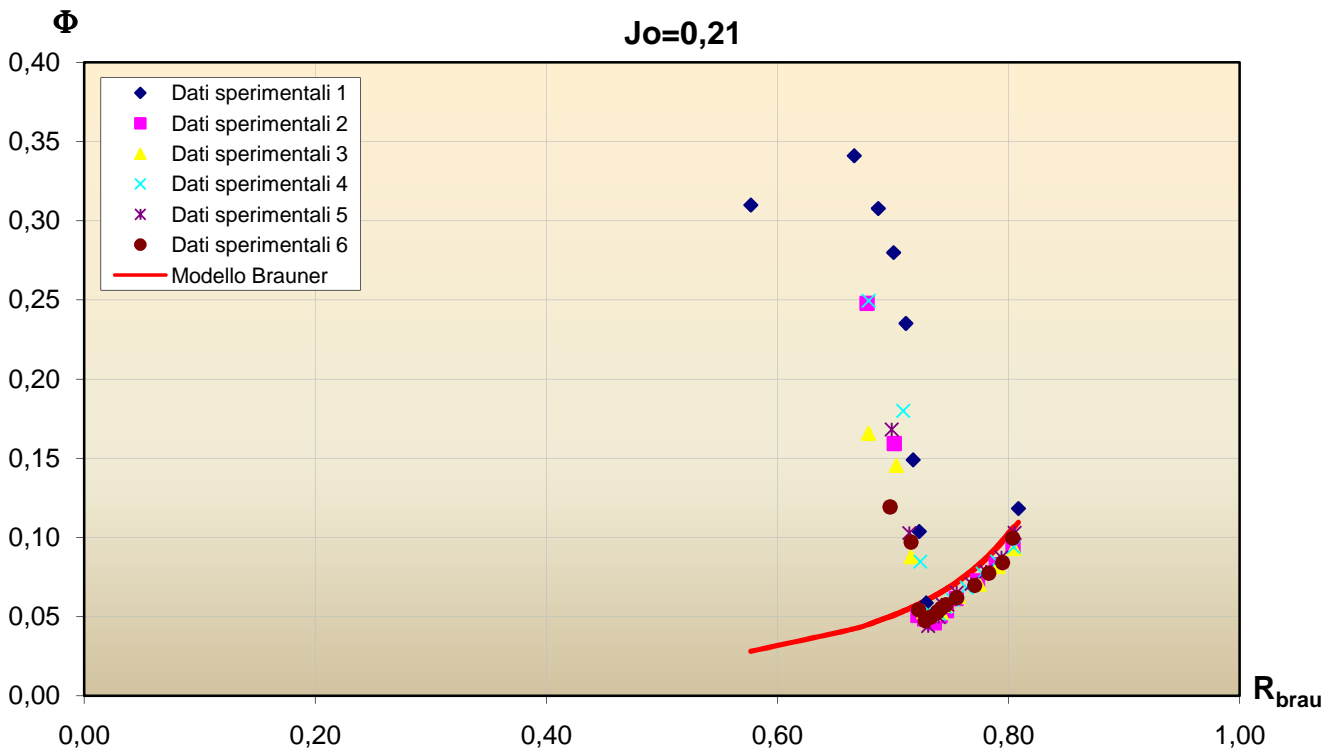


Figura 5.4 – Confronto dei dati sperimentali con la correlazione di Brauner per  $J_o=0,21$  m/s.

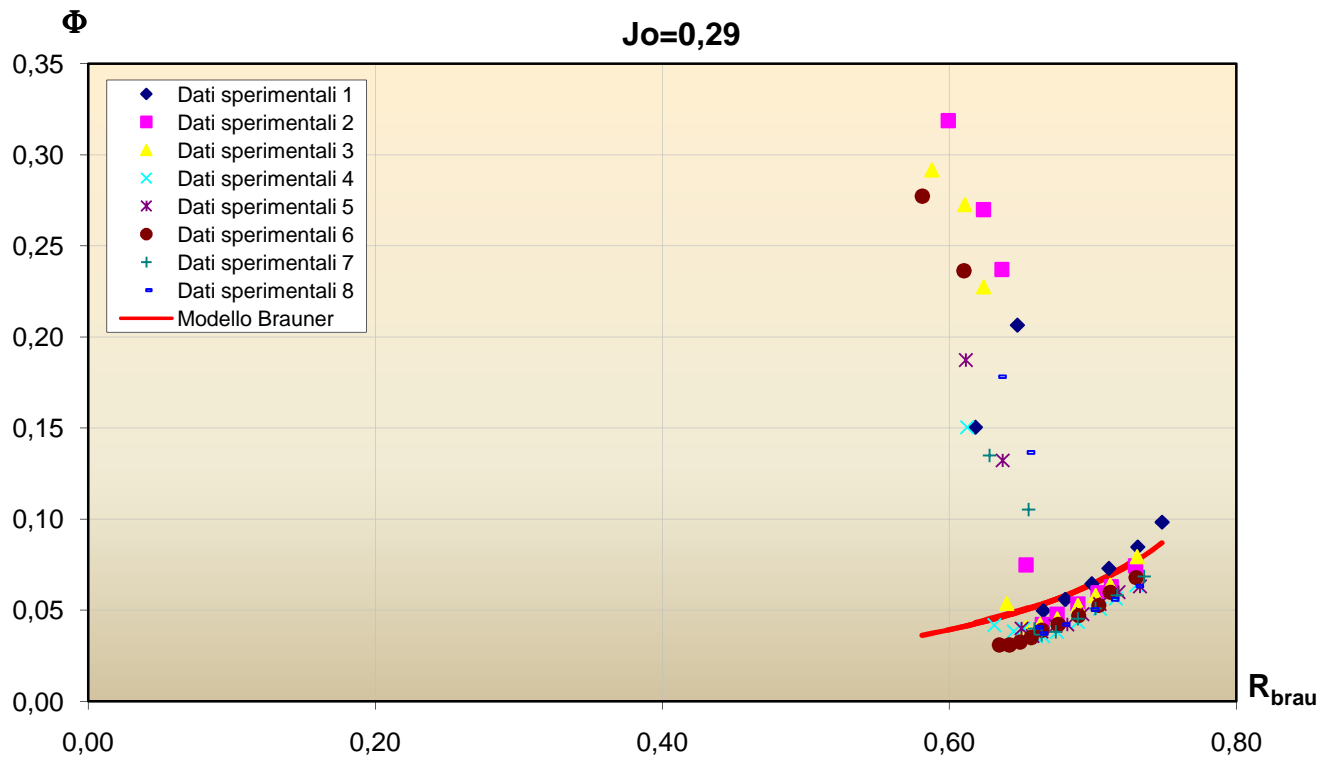


Figura 5.5 – Confronto dei dati sperimentali con la correlazione di Brauner per  $J_o=0,29$  m/s.

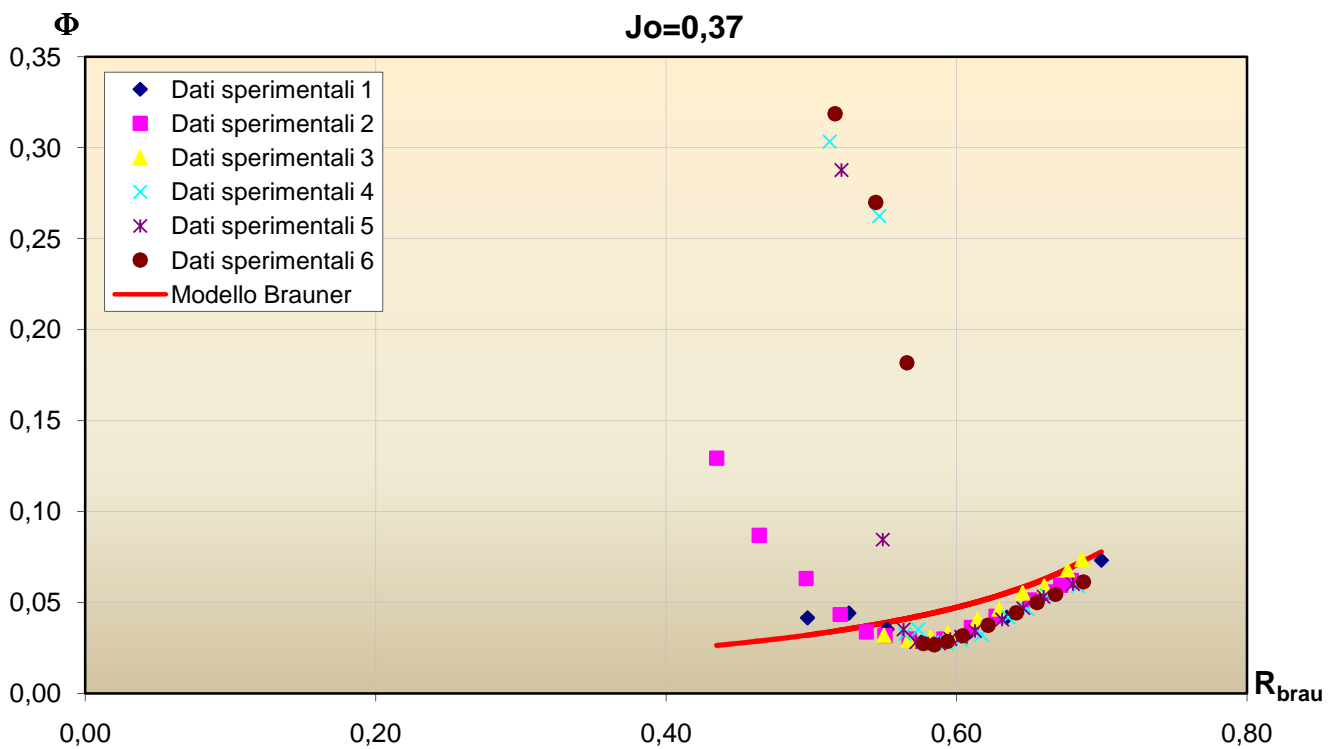


Figura 5.6 – Confronto dei dati sperimentali con la correlazione di Brauner per  $J_o=0,37$  m/s.

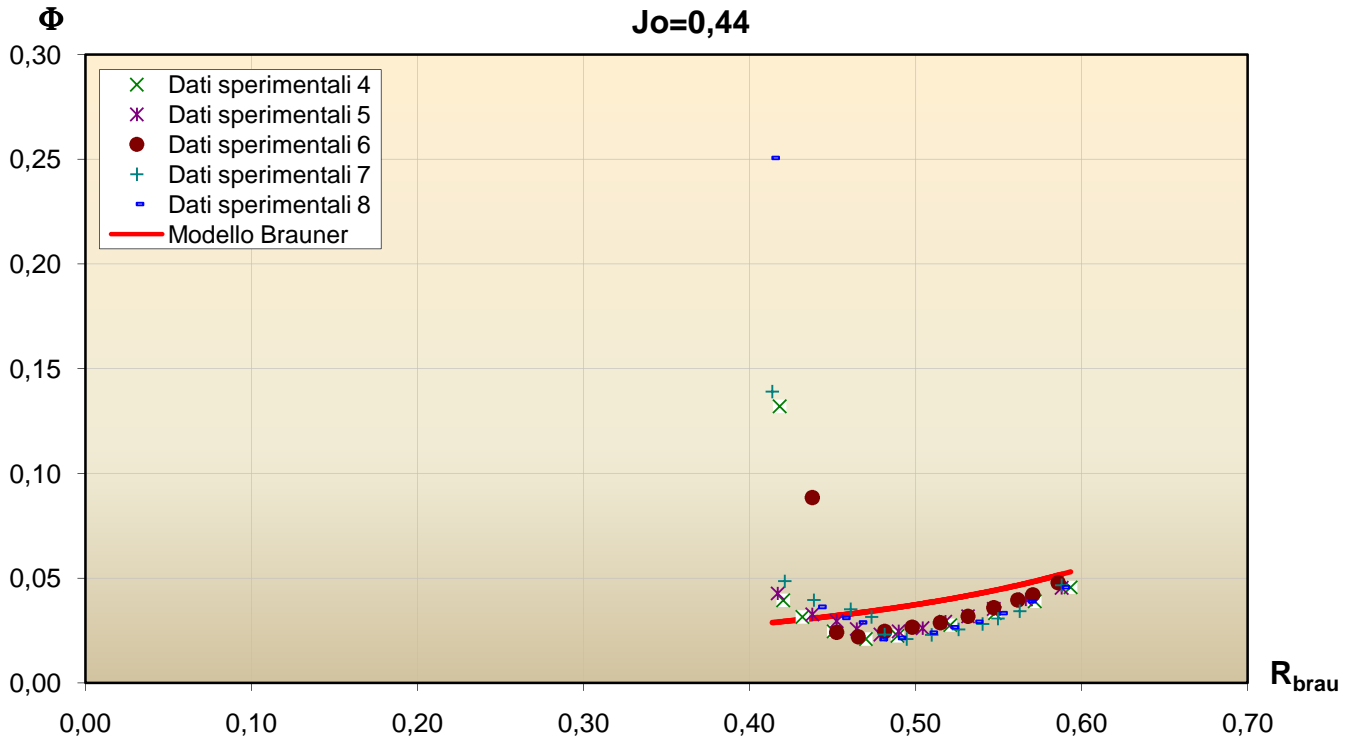


Figura 5.7 – Confronto dei dati sperimentali con la correlazione di Brauner per  $J_o=0,44$  m/s.

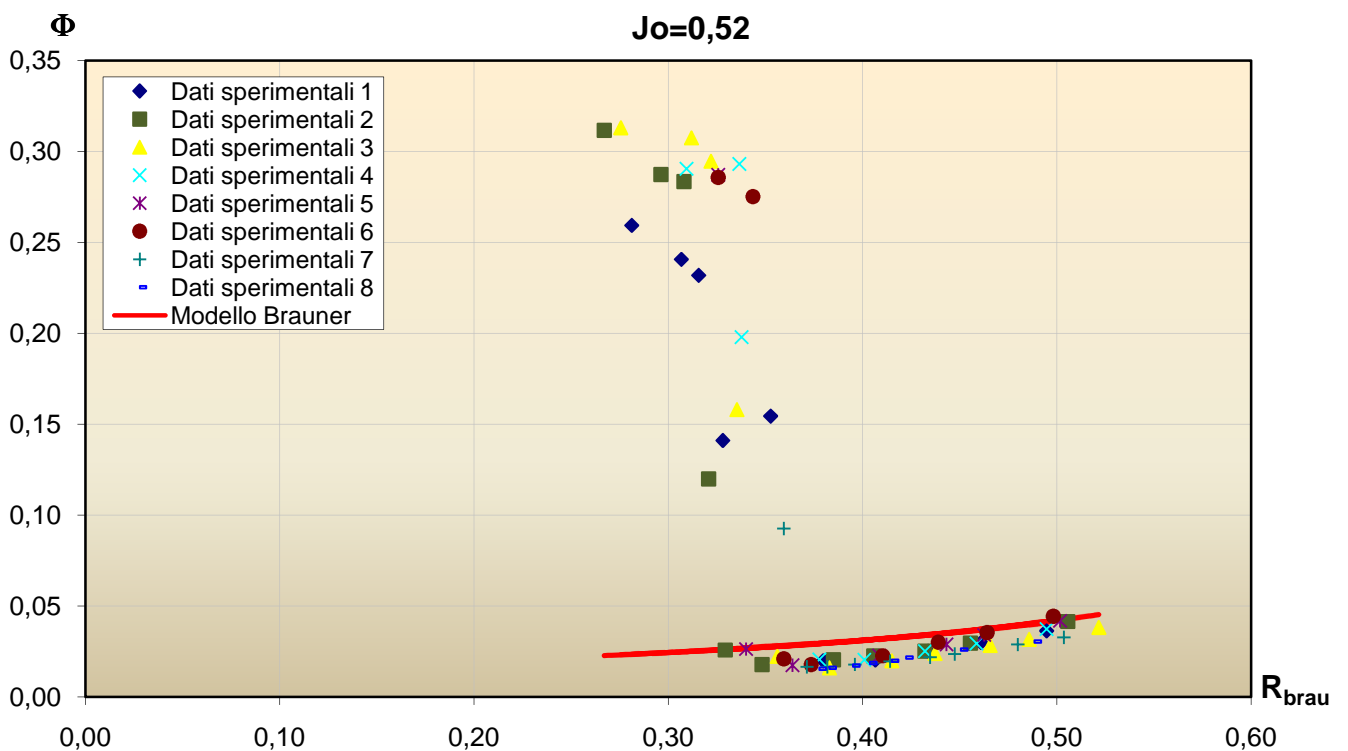


Figura 5.8 – Confronto dei dati sperimentali con la correlazione di Brauner per  $J_o=0,52$  m/s.

Dalle figure 5.3 alla 5.8 si osserva la tendenza del modello teorico di Brauner a sovrastimare le perdite di carico rispetto ai dati sperimentali ottenuti. Come ci si poteva

anche aspettare, per  $\varepsilon_w$  inferiori al valore critico, si ha una netta divergenza tra i punti calcolati tramite la (5.13) e quelli sperimentali a riprova della qualità delle ipotesi fisiche del modello stesso.

Infatti il modello di Brauner risulta in grado di prevedere anche egregiamente il  $\Delta p_{w-o}$  quando vi sia acqua alla parete, anche in regimi differenti dall'anulare pienamente sviluppato, ma perde ovviamente validità nel momento in cui l'olio aderisce alla parete, poiché viene meno l'ipotesi su cui si basa il modello stesso.

# **BIBLIOGRAFIA**





## 6 Bibliografia

### 6.1 Pubblicazioni

- [1] M. Açıkgöz, F. Franca, R. T. Lahey  
*An experimental Study of Three-Phase Flow Regimes.*  
Int. J. Multiphase Flow, Vol. 18, No 3, pp 327- 336, giugno 1992
- [2] C. Alimonti, U. Biliardo, E. Cerniani, G. Proietti, A. Terenzi  
*Oil-water dispersion transportation in horizontal pipes: analysis of pressure drops.*  
Proc. 6<sup>th</sup> Int. Conf. Multiphase Flow in Industrial Plants, Milano, pag. 115-126, 1998
- [3] P. Angeli, G. F. Hewitt  
*Pressure drop measurement in oil and prewetted pipes.*  
Proc. of Int. Symp. on Liquid-Liquid Two-Phase Flow and Transport Phenomena,  
Antalya, pag. 75-83, 1997
- [4] P. Angeli, G. F. Hewitt  
*Pressure gradient in horizontal liquid-liquid flows.*  
International Journal of Multiphase Flow, vol. 24, pag. 1183-1203, 1998
- [5] P. Angeli, G. F. Hewitt  
*Flow structure in horizontal oil-water flow.*  
International Journal of Multiphase Flow, vol. 26, pag. 1117-1140, 2000
- [6] M. S. Arney, R. Bai, E. Guevara, D. D. Joseph, K. Liu  
*Friction factors and holdup studies for lubricated pipeling. Experiments and correlations.*  
International Journal of Multiphase Flow, vol. 19, n. 6, pag. 1061-1076, 1993
- [7] A. C. Bannwart e altri  
Flow Patterns and Pressure Gradients in horizontal, upward inclined and vertical heavy Oil-Water –  
Gas Flows: experimental Investigation and Full-Scale Experiments.

---

Relazione ad invito presentata al congresso nazionale “ 3rd international symposium on two-phase flow modelling and experimentation” Pisa, Settembre 2004

- [8] R. Bai, K. Kelkar, D. D. Joseph  
*Direct simulation of interfacial waves in a high-viscosity-ratio and axisymmetric core-annular flow.*  
Journal of Fluid Mech., vol. 327, pag. 1-34, 1996
- [9] R. Bai, K. Kelkar, D. D. Joseph  
*Direct simulation of interfacial waves in a high-viscosity-ratio and axisymmetric core-annular flow.*  
Journal of Fluid Mech., vol. 327, pag. 1-34, 1996
- [10] M. Bonizzi, R.I. Issa  
*On the simulation of three-phase slug flow in near horizontal pipes using the multi-fluid model.*  
Int. J. Multiphase Flow, Vol. 29, pp.1719- 1747, 2003
- [11] N. Brauner  
*On the relations between two-phase flow under reduced gravity and earth experiment.*  
Int. Comm. Heat Mass Transfer, vol. 17, pag. 271-282, 1990
- [12] N. Brauner  
*Two phase liquid-liquid annular flow.*  
International Journal of Multiphase Flow, vol. 17, n. 1, pag. 59-76, 1991
- [13] N. Brauner  
*The prediction of dispersed flows boundaries in liquid-liquid and gas-liquid systems.*  
International Journal of Multiphase Flow, vol. 27, n. 1, pag. 885-910, 2001
- [14] N. Brauner, D. Moalem Maron  
*Flow pattern transitions in two-phase liquid-liquid flow in horizontal tubes.*  
International Journal of Multiphase Flow, vol. 18, n. 1, pag. 123-140, 1992b

- [15] N. Brauner, D. Moalem Maron  
*Classification of liquid-liquid two-phase flow systems and the predictions of flow pattern maps.*  
Proc. of 2<sup>nd</sup> Int. Symp. on Two-Phase Flow Modelling and Experimentation, Pisa, pag. 747-754, 1999
- [16] N. Brauner, J. Rovinsky, D. Moalem Maron  
*Characteristics of annular and stratified two-phase flows in the limit of a fully eccentric core-annular configuration.*  
Experimental Heat transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics, Brussel, pag. 1189-1196, 1997
- [17] E. Carniani, A. Celsi, D. Ercolani, A. Terenzi, A. Giuggioli  
*Experimental activities for production and transport of oil-water dispersions.*  
5<sup>th</sup> Int. Conf. Multiphase Flow in Industrial Plants, Amalfi, pag. 115-126, 1996
- [18] M. E. Charles, G. W. Govier, G. W. Hodgson  
*The horizontal pipeline flow of equal density oil-water mixtures.*  
The Canadian Journal of Chemical Engineering, vol. 39, pag. 27-36, Feb. 1961
- [19] X. Chen, L. Guo  
*Flow patterns and pressure drop in oil-air- water three-phase flow through helically coiled tubes.*  
Int. J. Multiphase Flow Vol. 25, pp. 1053- 1072, 1999
- [20] D. Citrini, G. Nosedà  
*Idraulica.*  
Casa Editrice Ambrosiana Milano, 1977
- [21] F. Donaggio, N. Mancini, G. Mandinelli, S. Carrera  
*Flow of oil-in-water dispersions: experimental results and CFD simulations.*  
5<sup>th</sup> Int. Conf. Multiphase Flow in Industrial Plants, Amalfi, pag. 115-126, 1998

- 
- [22] G. W. Govier, T. W. F. Russel, G. W. Hodgson  
*Horizontal pipeline flow of mixtures of oil and water.*  
The Canadian Journal of Chemical Engineering, vol. 37, pag. 9-17, 1959
- [23] G. W. Govier, K. Aziz  
*The flow of complex mixtures in pipes.*  
Van Nostrand Reinhold Company, 1972
- [24] L. Hanich, C. Thompson  
*Validation of a novel Algorithm for the adaptive Calculation of transient stratified Flow of Gas, Oil and Water in Pipelines.*  
Int. J. Numeric. Meth. Eng. Vol. 51 ,pp. 579- 607, 2001
- [25] D. Hasson, U. Mann, A. Nir  
*Annular flow of two immiscible liquids. Mechanism.*  
The Canadian Journal of Chemical Engineering, vol. 48, pag. 514-520, 1970
- [26] G. F. Hewitt e altri  
*Three-Phase Liquid-Liquid-Gas Flows: a new Challenge.*  
Int. Symp. On Two-Phase Flow Modelling and Experimentation, Roma, 1995
- [27] G. F. Hewitt  
*From gas-liquid to liquid-liquid two-phase flow: a difficult journey.*  
Proc. of Int. Symp. on Liquid-Liquid Two-Phase Flow and Transport Phenomena,  
Antalya, pag. 3-19, 1997
- [28] S. H. Khor, M. A. Mendes-Tassis, G. F. Hewitt  
*Experimental Study of Air-Oil-water Stratified Flows at different Pressures in a Horizontal Pipe.*  
MPS Report No. 83, WASP Report No. 24, Imperial College, University of London,  
U.K., 1996a
- [29] S. H. Khor, M. A. Mendes-Tassis, G. F. Hewitt  
*One-dimensional Modelling of Phase Holdups in Three-Phase stratified Flow.*  
Int. J. Multiphase Flow Vol. 23 No 5, pp.885-897, 1997
-

- [30] S. Nakamishi e altri  
*An experimental Study of Flow Pattern and Pressure Drop of Gas-Liquid-Liquid Three-Phase Flow.*  
Int. Symp. on Two-Phase Flow Modelling and Experimentation Pisa, 1999
- [31] G. Oddie e altri  
*Experimental study of Two and Three Phase Flows in large Diameter inclined Pipes.*  
Int. J. Multiphase Flow Vol. 29, pp. 527- 558, 2003
- [32] H, Shi e altri  
*Drift-Flux Parameters for Three-Phase Steady-State Flow in Well bores.*  
Review Society of Petroleum Engineers, SPE 89836 , pp. 1 - 11, 2004
- [33] H. H. Stapelberg D. Mewes  
*The Flow Regimes Transitions, Pressure Loss and Slug Frequency of Liquid-Liquid-Gas Slug Flow in horizontal Pipes.*  
Int. J. Multiphase Flow, Vol. 20, No 2 pp. 285- 303, 1994
- [34] Y. Taitel e altri  
*Stratified Three Phase Flow in Pipes.*  
Int. J. Multiphase Flow Vol. 21, pp. 53-60, 1995
- [35] G. Sotgia, e altri  
*Experimental results on pressure drop reductions and flow regime transition in oil-water mixtures.*  
Proc. of the 5th. World Conf. on Experimental Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics, Thessaloniki, Greece, pp. 1763- 1770, 2001
- [36] H. Kvandal, T. Sontvedt  
*Frictional pressure loss for stable oil-water emulsion in pipeflow.*  
Proc. of Int. Symp on Two-Phase Flow Modelling and Experimentation, Roma, pag. 601-608, 1995

- 
- [37] N. Nädler, D. Mewes  
*Flow induced emulsification in the flow of two immiscible liquids in horizontal pipes.*  
International Journal of Multiphase Flow, vol. 23, n. 1, pag. 55-68, 1997
- [38] R. V. A. Oliemans, G. Ooms  
*Core-anular flow of oil and water through a pipeline.*  
Multiphase Science and Technology - Eds. Hewitt, Delhaye, Zuber, cap. 6, pag. 427-477, 1986
- [39] G. Ooms, A. Segal, A. J. van der Wees, R. Meerhoff, R. V. A. Oliemans  
*A theoretical model for core-anular flow of a very viscous oil core and a water annulus through a horizontal pipe.*  
International Journal of Multiphase Flow, vol. 10, n. 1, pag. 41-60, 1984
- [40] R. Pal  
*Pipeline Flow of Unstable and Surfactant-Stabilized Emulsions.*  
AIChE Journal, vol. 39, n. 11, pag. 1754-64, 1993
- [41] T. W. F. Russel, M. E. Charles  
*The effect of the less viscous liquid in the laminar flow of two immiscible liquids.*  
The Canadian Journal of Chemical Engineering, vol. 37, pag. 18-24, Feb. 1959
- [42] T. W. F. Russel, G. W. Hodgson, G. W. Govier  
*Horizontal pipeline flow of mixtures of oil and water.*  
The Canadian Journal of Chemical Engineering, vol. 37, pag. 9-17, Feb. 1959
- [43] G. Sotgia, P. Tartarini  
*La fluidodinamica dei componenti bifase con liquidi non miscibili ed il trasporto dei fluidi ad alta viscosità. Un ritorno di interesse.*  
Relazione ad invito presentata al congresso nazionale U.I.T, Ferrara, Giugno 1999, stampato 2002

- [44] G. Sotgia, P. Tartarini  
*The flow of oil-water mixtures in horizontal pipes. State of art and recent developments on pressure drop reductions and flow regime transitions.*  
Relazione ad invito presentata al congresso nazionale “ 3rd international symposium on two-phase flow modelling and experimentation” Pisa, Settembre 2004
- [45] A. Valle, H. Kvandal  
*Pressure drop and dispersion characteristics of separated oil-water flow.*  
Two-Phase Flow Modelling and Experimentation, 1995
- [46] A. Valle, O. H. Utvik  
*Pressure drop, flow pattern and slip for two-phase crude oil/water flow. Experiments and model predictions.*  
Proc. Int. Symposium on Liquid-Liquid Two Phase flow and Transport Phenomena, 1997
- [47] N. Zuber, J. A. Findlay  
*Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems.*  
Journal of Heat transfer, novembre 1965

## **6.2 Tesi svolte presso il Dipartimento di Energetica del Politecnico di Milano**

- [48] A. Beretta, P. Ferrari  
*Deflusso liquido-liquido in condotti orizzontali di piccolo diametro.*  
Tesi di laurea del Politecnico di Milano, 1995
- [49] P. de Greeff, A. Köhlwetter  
*Indagine sperimentale sul deflusso liquido-liquido in condotti di piccolo diametro.*  
Tesi di laurea del Politecnico di Milano, 1997

- [50] M. Molinari, M. Pinton  
*Contributo al problema della riduzione delle perdite di carico in flussi di olio ad alta viscosità mediante miscelazione con acqua.*  
Tesi di laurea del Politecnico di Milano, 1999
- [51] G. Spartà, M. Vendola  
*Ricerca sperimentale su un nuovo impianto di media scala olio-acqua: cadute di pressione e mappe di flusso in condotti di plexiglas e vetro.*  
Tesi di laurea del Politecnico di Milano, 2000
- [52] S. Mello, E. Sarcuno  
*Cadute di pressione, regimi di moto e transizioni critiche in flussi acqua-olio con alto rapporto di viscosità.*  
Tesi di laurea del Politecnico di Milano, 2001
- [53] O. Camilli, G. Gualano  
*Nuovi sviluppi della casistica sperimentale, delle correlazioni dei dati e di una tecnica specifica di misura per flussi bifase liquido-liquido.*  
Tesi di laurea del Politecnico di Milano, 2002
- [54] C. Coslovi  
*Ricerca sperimentale ed approccio dimensionale applicato a flussi bifase olio-acqua. Problemi di trattamento dell'acqua miscelata.*  
Tesi di laurea del Politecnico di Milano, 2003
- [55] A. Relvini  
*Sviluppi sperimentali, analisi dimensionale e approccio interpretativo relativi a flussi bifase di liquidi immiscibili ad alto rapporto di viscosità.*  
Tesi di laurea del Politecnico di Milano, 2003
- [56] M. Cremonesi, G. Marforio  
*Approfondimento della sperimentazione sulla fluidodinamica acqua-olio: applicazione della tecnica laser PIV, analisi dimensionale e di ripetibilità.*  
Tesi di laurea del Politecnico di Milano, 2004



- [57] G. Castiglioni, F. Formentini  
*Sviluppi della casistica sperimentale su flussi bifase olio/acqua in condotti orizzontali ed inclinati.*  
Tesi di laurea del Politecnico di Milano, 2005
- [58] D. Gorla, A. Villa  
*Influenza dell'inclinazione sul flusso bifase di miscela acqua ed olio ad alta viscosità.*  
Tesi di laurea del Politecnico di Milano, 2005
- [59] D. Interi, F. Sanvito  
*Studio sperimentale sull'influenza dell'introduzione di una fase gassosa in regimi di flusso acqua - olio.*  
Tesi di laurea del Politecnico di Milano, 2007