

POLITECNICO DI MILANO

Scuola di Ingegneria Civile, Ambientale e Territoriale

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Civile

Dipartimento di Ingegneria Civile e Ambientale - Sezione Ingegneria Idraulica



***SVILUPPO DI UN CASO BENCHMARK PER LO STUDIO
DELL'EROSIONE DA IMPATTO***

Relatore: Prof. Ing. Stefano Malavasi

Correlatore: Ing. Gianandrea Messa

Tesi di laurea magistrale di:

Arnaldo Righini

Matricola 770958

Anno accademico 2013/2014



Per la mia nonna.

“Probare et reprobare.”

D. A.

	INDICE
- Indice Figure:	VII
ABSTRACT	I
INTRODUZIONE	1
CAPITOLO 1 IL PROBLEMA INGEGNERISTICO	3
1.1. INTRODUZIONE AL FENOMENO DELL'USURA	4
1.1.1. ABRASIONE	5
1.1.2. EROSIONE DA IMPATTO	6
1.1.3. USURA DA FATICA	7
1.2. MODELLI DI EROSIONE DA IMPATTO	9
1.3. PUNTO DI PARTENZA DELLA TESI, OBIETTIVI E FINALITÀ	14
CAPITOLO 2 METODOLOGIA E APPROCCI	17
2.1. ANALISI DI LETTERATURA E CONSIDERAZIONI PRELIMINARI	18
2.2. APPROCCIO NUMERICO	22
2.2.1. ASPETTI FONDAMENTALI DELL'APPROCCIO CFD	22
2.2.2. APPROCCIO RANS PER LA MODELLAZIONE DELLA TURBOLENZA	25
2.2.3. MODELLO EULER-EULER PER LA SIMULAZIONE DI FLUSSI BIFASE	28
2.2.4. METODOLOGIA D'ANALISI	30
2.3. APPROCCIO SPERIMENTALE	33
2.3.1. L'APPROCCIO SPERIMENTALE PER LO STUDIO DI UN FENOMENO	33
2.3.2. METODOLOGIA D'ANALISI	34
CAPITOLO 3 ANALISI NUMERICA MONOFASE	37
3.1. SET UP NUMERICO E VALIDAZIONE	38
3.2. EFFETTO DELLA POSIZIONE DELLA VENTOLA E DEL NUMERO DI GIRI	44
CAPITOLO 4 ANALISI SPERIMENTALE	49
4.1. DESCRIZIONE DEL SETUP SPERIMENTALE	50
4.2. RISULTATI OTTENUTI	55
4.3. CONFRONTO CON SIMULAZIONI NUMERICHE	62

CAPITOLO 5	MODELLAZIONE NUMERICA BIFASE	71
5.1.	SET-UP NUMERICO E VALIDAZIONE	72
5.2.	EFFETTO DELLA FRAZIONE VOLUMETRICA DI PARTICELLE E DEL LORO DIAMETRO	80
CONCLUSIONI E SVILUPPI FUTURI		87
BIBLIOGRAFIA		90
RINGRAZIAMENTI		93

- **Indice Figure:**

Fig. 1.1. Principali categorie di usura di un materiale.....	4
Fig1.2. Schematizzazione dell'usura da abrasione (Bhushan [2000]).....	5
Fig. 1.3. Schematizzazione dell'erosione da impatto J. Stokes (2008).....	6
Fig. 1.4. Schematizzazione dell'usura da fatica per scorrimento (Stokes 2008)...	7
Fig. 1.5. Pile dei ponti, Diga, oleodotti e fusoliera di un aeromobile.....	8
Fig. 1.6. Schematizzazione dell'impatto di una particella su una superficie.....	9
Fig 1.7. Trend del parametro $F(\phi)$ in funzione dell'angolo di impatto per materiali fragili e duttili secondo Haugen (1995).....	11
Fig 1.8. Fotografia del setup utilizzato da Dalfe Filho et al. (2000) per lo studio dell'erosione su cemento.....	14
Fig. 1.9 Schema del setup sperimentale di Dalfrè Filho et al. (2000).....	15
Fig. 2.1. Ventola PitchedBlade.....	19
Fig. 2.2. Campo di moto qualitativo generato da una ventola Pitchedblade.....	19
Fig. 2.3. Effetto della presenza dei setti sul flusso nella tanica.....	20
Fig 2.4. Schematizzazione di funzionamento del sistema sperimentale per lo studio dell'erosione su di un materiale posto sul fondo.....	20
Fig. 2.5. Schematizzazione della geometria di base del nuovo set-up sperimentale.....	21
Fig. 2.6. Ipotesi distacco particella dai filetti fluidi ad una distanza d dal fondo.	31
Fig. 2.7. Schematizzazione dei punti di misura.....	35
Fig. 3.1. Schematizzazione dei principali parametri geometrici del sistema.....	38

Fig. 3.2. Schematizzazione del dominio di calcolo, con le relative condizioni al contorno.....	39
Fig. 3.3. Grafico distribuzioni di velocità media, energia cinetica turbolenta (k) e sua dissipazione (ϵ) indotti dalla ventola: dati sperimentali di Kresta e Wood (1993) – riportati in Fokema et al. (1994)- e interpolazioni. Le distribuzioni variano lungo la sola direzione radiale.....	40
Fig. 3.4. Corda di riferimento per lo studio di indipendenza dalla griglia e le analisi parametriche (Paragrafo 3.2).....	41
Fig. 3.5. Andamento del profilo del modulo della velocità media U_e del suo angolo di inclinazione ϕ lungo la corda illustrata in Fig. 3.4: effetto della discretizzazione del dominio.....	42
Fig. 3.6. Distribuzione della velocità assiale (sinistra) e tangenziale (destra) lungo una corda posta a 0.75 cm dal fondo nel piano equidistante tra due setti adiacenti: confronto tra i risultati numerici e i dati sperimentali di Kresta e Wood (1993).....	43
Fig. 3.7. Grafico modulo della velocità U e angolo d’impatto lungo la corda mostrata in Fig. 3.4 per tre differenti valori del numero di giri della ventola ($C=0.45D$).....	45
Fig. 3.8. Grafico modulo della velocità V e dell’angolo di impatto lungo la corda mostrata in Fig. 3.4 per differenti altezze della ventola C . La velocità della girante e $N = 700$ rpm. Le regioni soggette ad erosione da deformazione ($\Phi > 30^\circ$) sono state evidenziate con segni circolari marcati.....	46
Fig. 3.9. Distribuzione di velocità nel piano verticale equidistante tra due setti, per due differenti valori di altezza della ventola dal fondo e numero di giri $N = 700$ rpm.	47
Fig. 4.1. Fotografia della prima versione del nuovo impianto sperimentale con evidenziati gli elementi principali.	50
Fig. 4.2. Schema della geometria dell’impianto sperimentale.....	51
Fig. 4.3. Dettagli della geometria della ventola.....	52

Fig. 4.4. Convertitore di frequenza utilizzato per la regolazione della velocità della ventola.	52
Fig. 4.5. Fotografia del trasduttore di pressione utilizzato (modello S-11 WIKA).	53
Fig. 4.6. Fotografia del trasduttore di pressione montato in posizione di misura B. Mappa dei punti di misurazione.	54
Fig. 4.7. Schema dell'impianto sperimentale.	54
Fig. 4.8. Rappresentazione qualitativa della variazione spaziale del pelo libero nella tanica.	56
Fig. 4.9. Valor medio cumulato della pressione per diverse frequenze di campionamento.	58
Fig. 4.10 Profili di pressione al variare del numero di giri N per le due distanze dal fondo considerate (C=6, 7 cm).	60
Fig. 4.11. Schematizzazione del dominio di calcolo per il confronto con dati sperimentali.	62
Fig. 4.12. Confronto dati sperimentali con soluzioni numeriche. Configurazione C = 0.33D = 6 cm. Profili di velocità, energia cinetica turbolenta e dissipazione indotti dalla ventola dedotti dai dati sperimentali di Kresta e Wood (1993).....	63
Fig. 4.13. Confronto dati sperimentali con soluzioni numeriche. Configurazione C = 0.4D = 7 cm. Profili di velocità, energia cinetica turbolenta e dissipazione indotti dalla ventola dedotti dai dati sperimentali di Kresta e Wood (1993).....	64
Fig. 4.14. Andamento qualitativo del flusso prodotto da una ventola PitchedBlade standard come quella di Kresta and Wood (1993) e la ventola utilizzata nell'impianto sperimentale.	65
Fig. 4.15. (a) Profilo di velocità U_z ricavato dai dati sperimentali di Kresta e Wood (1993) con schematizzazione della ventola e il relativo cilindro di connessione della ventola. (b) Profilo di velocità U_z ricavato adattando il profilo di Kresta e Wood (1993) alla ventola del nuovo impianto sperimentale.....	66
Fig. 4.16 Campo di velocità ottenuto imponendo in corrispondenza della ventola i profili di velocità assiale mostrati in Fig. 4.11 (da Kresta and Wood,	

1993) e profilo di U_z scalato.	67
.....	67
Fig. 4.17. Confronto dati sperimentali con soluzioni numeriche ottenute imponendo i 2 diversi profili di velocità assiale. (Fig. 4.11). Configurazione $C = 0.33D = 6$ cm.	68
Fig. 4.18. Confronto dati sperimentali con soluzioni numeriche ottenute imponendo i 2 diversi profili di velocità assiale (Fig. 4.11). Configurazione $C = 0.4D = 7$ cm.	69
Fig. 5.1. Set-up sperimentale considerato da Ljungqvist e Rasmuson (2001)...	72
Fig. 5.2. Schematizzazione dominio di calcolo utilizzato per la validazione del modello numerico bifase e la verifica della griglia.	73
Fig. 5.3. Confronto profili di velocità (U_r , U_θ , U_z) ricavati da Kresta e Wood (azzurro) con i profili modificati U_r , U_θ e il profilo U_z ricavato dai dati sperimentali Ljungqvist e Rasmuson (2004)(rosso).	75
Fig. 5.4. Corda di riferimento per lo studio di indipendenza dalla griglia e le analisi parametriche.	76
Fig. 5.5. Modulo della velocità della fase liquida U^l e della sua inclinazione ϕ e frazione volumetrica della fase solida per le tre griglie simulate. Indipendenza della soluzione dalla griglia.	77
Fig. 5.6. Componenti della velocità media del fluido lungo una corda posta sul piano verticale equidistante tra due setti ad una distanza dal fondo pari a 7.5 mm. Confronto tra i dati sperimentali di Ljungqvist e Rasmuson (2001) e le predizioni numeriche ottenute imponendo i profili di primo tentativo ricavati da Kresta e Wood (1994) e i profili modificati (Fig.5.3.)	79
Fig. 5.7. Modello di Zwietering (Brucato et al. (2010)) per la stima del minimo numero di giri N per garantire la totale sospensione delle particelle di sabbia con densità $\rho_p=2650$ kg/m^3 . I punti verdi rappresentano le condizioni più sfavorevoli considerate in questa tesi.	81
Fig. 5.8. Modulo della velocità U^p e angolo ϕ_p lungo la corda mostrata in Fig.5.4 per tre differenti valori della frazione volumetrica e $d_p = 300$ μm . Le regioni caratterizzate da $\phi_p > 30^\circ$ sono evidenziate con segni circolari marcati	83

Fig. 5.9. . Modulo della velocità U_p e angolo d'impatto lungo la corda mostrata in Fig. 5.4 per tre differenti valori del diametro delle particelle ($C_v = 1\%$). Le regioni caratterizzate da $\phi_p > 30^\circ$ sono state evidenziate con segni circolari marcati.....84

Fig. 5.10. Confronto tra le configurazioni. Le regioni caratterizzate da $\phi_p > 30^\circ$ sono state evidenziate con segni circolari marcati.....86

ABSTRACT

Il seguente lavoro ha lo scopo di sviluppare un caso benchmark sperimentale per analizzare il problema dell'erosione su materiali fragili causata dall'impatto di particelle solide trasportate da un liquido, prendendo spunto da un precedente lavoro del Professor Dalfè Filho dell'Università di Campinas.

Per far ciò sono stati adottati diversi approcci integrando strumenti e nozioni disponibili in letteratura con simulazioni numeriche monofase e bifase e test sperimentali.

A seguito di tale analisi è stata definita una prima configurazione del benchmark sperimentale in termini di geometria, condizioni di funzionamento e caratteristiche della miscela liquido-solido.

INTRODUZIONE

L'erosione dei materiali fragili causata dall'impatto di particelle solide trasportate da un fluido riveste un ruolo di grande importanza nell'ingegneria civile e industriale. Tuttavia questo argomento presenta ancora molti aspetti da approfondire.

Questa tesi si inquadra in un progetto di ricerca, nato da una recente collaborazione tra l'Università di Campinas ed il Politecnico di Milano, che ha lo scopo di sviluppare un caso benchmark sperimentale per l'analisi e la predizione di questo tipo di erosione. L'idea è quella di utilizzare questo prototipo sperimentale per studiare il fenomeno erosivo, testare la validità dei modelli predittivi disponibili in letteratura, valutandone l'applicabilità e accuratezza al variare dei parametri caratteristici, ed eventualmente sviluppare nuovi modelli.

Frequentemente, i modelli di erosione vengono accoppiati con tecniche CFD per la valutazione delle grandezze fluidodinamiche significative delle particelle solide trasportate dal fluido. Tuttavia queste tecniche sono computazionalmente onerose, specialmente se applicate a geometrie di interesse ingegneristico. Un ulteriore obiettivo del progetto di ricerca di cui questa tesi rappresenta il primo step, è quello di sviluppare tecniche numeriche per predire l'erosione con un costo computazionale minore.

Prendendo spunto da un precedente lavoro del Professor Dalfrè Filho dell'Università di Campinas, il caso benchmark sperimentale è costituito da una tanica cilindrica la cui base è realizzata nel materiale di cui si vuole studiare l'erosione, in questo caso il calcestruzzo. All'interno è presente una ventola che

movimenta una miscela di acqua e particelle solide, che impattando contro la base ne causano l'erosione.

In questa fase preliminare si intende definire le caratteristiche geometriche e quelle operative di funzionamento del sistema al fine di ottenere un caso benchmark adatto per rilevare l'erosione della base in calcestruzzo.

Questa tesi è divisa in 5 capitoli.

Nel primo Capitolo sono riportate le definizioni e le caratteristiche dei principali tipi di usura su materiali, con particolare attenzione al caso dell'erosione causata dall'impatto di particelle solide. Sono poi analizzati i principali modelli di erosione da impatto disponibili in letteratura ed è descritta l'idea di partenza del progetto con i relativi obiettivi e finalità.

Nel secondo Capitolo sono illustrate e descritte le metodologie e gli approcci utilizzati al fine di sviluppare il caso benchmark a partire dal sistema precedentemente utilizzato dal Professor Dalfrè Filho.

Nel terzo Capitolo viene studiato numericamente il flusso di sola acqua nella tanica al fine di ottenere le prime informazioni utili per la progettazione del benchmark.

Nel quarto Capitolo vengono descritti la prima versione del prototipo della tanica e i risultati delle prove di laboratorio.

Nel quinto Capitolo viene simulato il flusso della miscela bifase acqua-solido nella tanica mediante un modello Euler-Euler e viene ulteriormente ottimizzata la configurazione del sistema sperimentale.

Capitolo 1

IL PROBLEMA

INGEGNERISTICO

L'erosione dei materiali fragili causata dall'impatto di particelle solide trasportate da un fluido riveste un ruolo di grande importanza in diversi campi dell'ingegneria civile e industriale.

Nel seguente Capitolo sono riportate le definizioni e le caratteristiche dei principali tipi di usura di un materiale, con particolare attenzione a quello di interesse in questa tesi. In seguito sono analizzati i principali modelli di erosione disponibili in letteratura e descritta l'idea di partenza del progetto con i relativi obiettivi.

Il Capitolo è diviso in tre Paragrafi:

- Nel Paragrafo 1.1 si focalizza l'attenzione sulle definizioni e le tipologie di usura di un materiale.
- Nel Paragrafo 1.2 si introducono i modelli di erosione disponibili in letteratura.
- Nel Paragrafo 1.3 si definiscono le idee e gli obiettivi del progetto.

1.1. Introduzione al fenomeno dell'usura

Per avere una visione generale del problema è riportata una breve descrizione dei diversi fenomeni di usura di una superficie.

L'usura è un processo di rimozione di materiale da una superficie, che ad opera di una seconda superficie rispetto alla quale la prima è in movimento relativo. Il movimento relativo può nascere dallo scorrimento dal rotolamento o dall'impatto di una superficie sull'altra.

Secondo Bushan (2000), il fenomeno può essere diviso in tre principali categorie (Fig. 1.1), discusse di seguito.

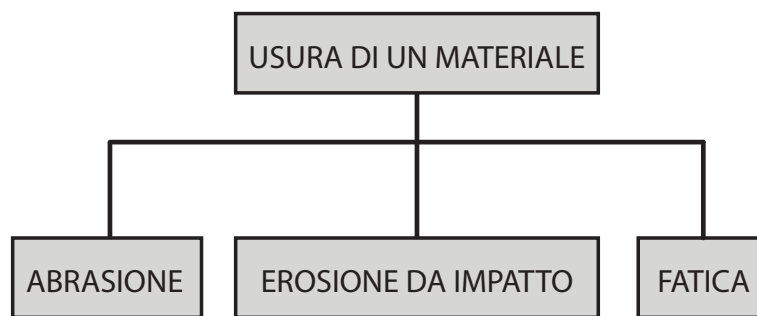


Fig. 1.1. Principali categorie di usura di un materiale.

1.1.1. *Abrasione*

L'abrasione si manifesta quando una superficie, composta di materiale morbido, viene a contatto con un materiale più duro, che ne causa la rimozione di particelle. Il fenomeno è causato principalmente dalle asperità presenti sulle superfici.

Questo tipo di usura avviene principalmente per strisciamento di due superfici.

La Fig. 1.2 mostra una schematizzazione del fenomeno:

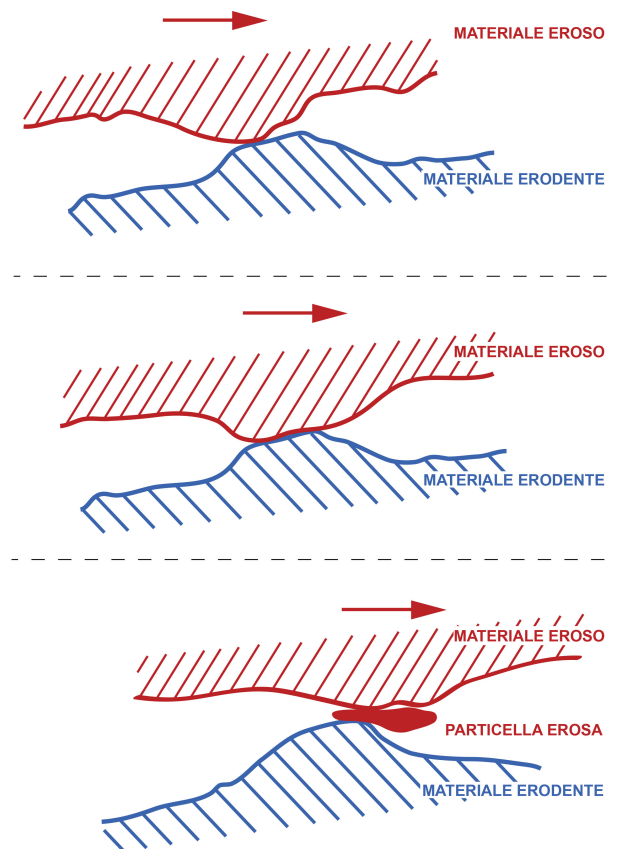


Fig. 1.2. Schematizzazione dell'usura da abrasione (Bhushan, 2000).

Le principali variabili influenti sono le caratteristiche dei materiali, la lunghezza di strisciamento relativo, e i carichi a cui sono soggetti i due corpi. Tale fenomeno può essere anche chiamato usura da adesione.

1.1.2. *Erosione da impatto*

Il secondo tipo di usura è quello causato dall'impatto di particelle trasportate da un fluido (liquido o gas). Esso viene anche comunemente chiamato erosione da impatto o, più semplicemente, erosione. Il risultato dei continui impatti è la rimozione di materiale dalla superficie colpita. In sostanza una particella solida A che impatta contro con una superficie B causandone la rimozione di materiale (Fig. 1.3). Le particelle impattanti possono essere solide o, più raramente, liquide.

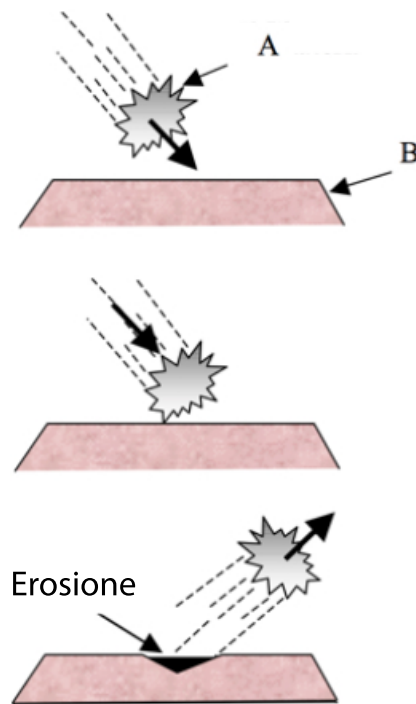


Fig. 1.3. Schematizzazione dell'erosione da impatto (J. Stokes, 2008).

L'erosione da impatto è legata principalmente alle caratteristiche del materiale della superficie e delle particelle, alla velocità e l'angolo con il quale la particella A colpisce la superficie B e al numero di impatti cui è soggetta la superficie B. Questi aspetti saranno discussi con maggior dettaglio in seguito.

1.1.3. *Usura da fatica*

Per finire l'ultimo tipo di usura è quello causato da fatica, tipico dei materiali caratterizzati da alta durezza e alta duttilità; che si manifesta in presenza di movimenti di scorrimento e rotolamento periodici. Un esempio significativo può essere inquadrato nell'usura dei componenti meccanici del motore di una macchina. In sostanza quando due superfici piane A e B sono in scorrimento relativo l'una rispetto all'altra, se il massimo sforzo di taglio ammissibile dalla superficie A viene superato si provocano microfratture, e conseguentemente la rottura del materiale. Una schematizzazione del problema è mostrata in Fig. 1.4. Come si può notare si creano due zone, una di fibre in compressione e una di fibre in trazione. La periodicità del moto porta così alla creazione di fratture in prossimità della zona con le fibre compresse.

F_N = Carico normale
 F_T = Carico mobile

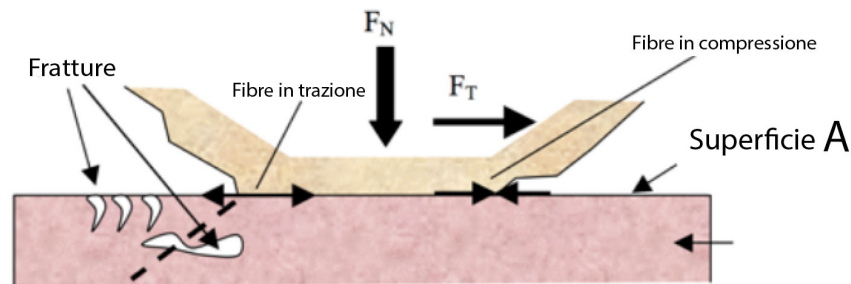


Fig. 1.4. Schematizzazione dell'usura da fatica per scorrimento (Stokes, 2008).

Potrebbe infine essere classificata come usura anche la corrosione, ma tale fenomeno è più legato alle caratteristiche chimiche che non alle caratteristiche meccaniche del sistema in considerazione.

Come accennato nell'Introduzione, questa tesi si inserisce in un progetto di ricerca che ha lo scopo di studiare l'erosione causata da impatto di particelle solide su di una superficie e predirne l'entità.

Il problema ingegneristico

Questo problema ricopre un ruolo di grande attenzione nell'ingegneria civile e industriale; applicazioni che possono essere coinvolte da tale fenomeno sono le pile dei ponti, le dighe, gli oleodotti e gasdotti e le fusoliera degli aeromobili (Fig. 1.5). Tutti questi casi sono soggetti all'erosione da impatto ma sono differenti i fluidi che trasportano le particelle e i materiali coinvolti. Difatti, nelle dighe, nei ponti e oleodotti, una fase liquida trasporta le particelle e le porta a contatto con la superficie, che nei primi due casi è composta da un materiale fragile mentre nell'ultimo da un materiale duttile. Diversamente, nei gasdotti e nel caso dell'aeromobile è un gas che trasporta il materiale solido e il corpo soggetto all'erosione è composto da materiale duttile. Nel presente lavoro si focalizza l'attenzione sull'erosione provocata da miscele solido-liquido su materiali fragili. In futuro, in funzione delle analisi e dei risultati ottenuti, si potrà pensare a estendere la ricerca anche ai casi di miscele gas-particelle.



Fig. 1.5. Pile dei ponti, diga, oleodotti e fusoliera di un aeromobile.

1.2. Modelli di erosione da impatto

L'erosione da impatto è tipicamente un processo a lungo termine, causato dal continuo impatto di particelle su di una superficie, ed è solitamente legato a miscele la cui frazione volumetrica di solidi è molto bassa. Da questo momento per comodità si parlerà solo di "erosione" per intendere l'erosione da impatto.

Come accennato in precedenza, il fenomeno erosivo coinvolge tre componenti principali: la superficie erosa, la particella solida responsabile della rimozione di materiale ed il fluido vettore. Tuttavia, numerose sono le variabili legate a tale fenomeno ed è, di conseguenza, molto difficile quantificarne numericamente l'entità.

L'erosione è tipicamente quantificata mediante parametri globali. Tra questi vi è il tasso di erosione W_t , definito come il volume di materiale eroso dalla superficie colpita da particella per ogni singolo impatto, con $[W_t] = m_{eroso}^3/\text{impatto}$.

Per quanto riguarda le variabili indipendenti, quasi tutti i ricercatori sono concordi nel definire come influenti:

- la velocità di impatto della particella U_p ;
- l'angolo ϕ tra la traiettoria della particella impattante e la superficie;
- le caratteristiche dei materiali coinvolti nel processo (particelle e superficie erosa).

In Fig. 1.6 è riportata una schematizzazione del problema.

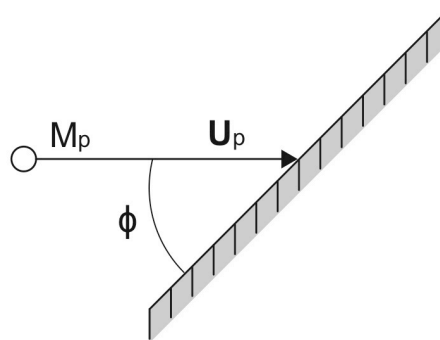


Fig. 1.6. Impatto di una particella su una superficie.

Il problema ingegneristico

Da notare che la velocità con cui il materiale si erode dipende dal numero di impatti per unità di tempo, il quale è strettamente legato al numero di particelle coinvolte nel fenomeno e, quindi, alla frazione volumetrica solida in prossimità della superficie.

In letteratura vi sono differenti modelli, principalmente di natura empirica, che mettono in relazione il tasso di erosione W_t con i parametri menzionati in precedenza. Uno dei più utilizzati è il modello di Tilly (1979), modificato in seguito da Haugen (1995):

$$W_t = M_p K F(\phi) U_p^n \quad (1.1)$$

dove:

M_p è la massa della particella

K e n sono costanti numeriche che dipendono dalle proprietà delle particelle erodenti, del materiale eroso, e del fluido vettore.

F è un parametro adimensionale (variabile tra 0 e 1) che è funzione dell'angolo di impatto e del tipo di materiale.

Il modello empirico di Tilly si applica sia a materiali duttili sia a materiali fragili. A seconda del tipo di materiale, le costanti K ed n e la funzione F sono definite diversamente. In Fig. 1.7 sono mostrate due tipiche funzioni relative a $F(\phi)$, determinate sperimentalmente da Haugen (1995), nel quale si può notare la differenza di comportamento tra un materiale duttile e un materiale fragile.

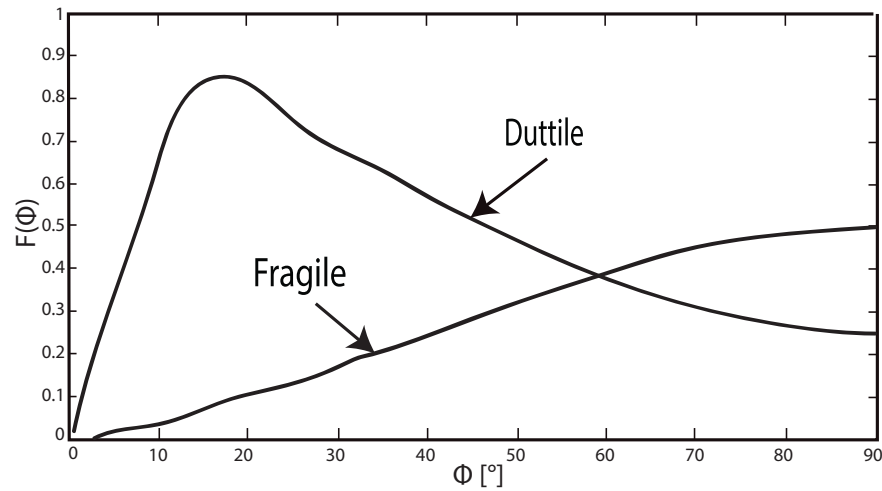


Fig. 1.7. Trend del parametro $F(\phi)$ in funzione dell'angolo di impatto per materiali fragili e duttili secondo Haugen (1995).

Come si può notare dal grafico, i materiali duttili sono maggiormente soggetti all'erosione da impatto per angoli compresi tra 0° e 30° , mentre i materiali fragili lo sono per traiettorie che impattano perpendicolarmente alla superficie.

Esiste anche una strategia di modellazione più complessa che riconosce due tipi di meccanismi:

- Erosione da taglio ($0^\circ < \phi < 40^\circ$).
- Erosione da deformazione ($30^\circ < \phi < 90^\circ$).

L'erosione da taglio fu inizialmente introdotta e inclusa in un modello da Finnie (1972) in seguito modificato da Hashish (1998). Tale modello stabilisce che, quando una particella relativamente dura colpisce una superficie composta da un materiale duttile con piccoli angoli di impatto ($< 40^\circ$), si manifesta erosione da taglio se lo sforzo di taglio prodotto dalla particella supera il valore massimo sopportabile dal materiale di cui è composta la superficie.

L'erosione da deformazione fu introdotta da Bitter (1963), secondo il quale per più alti angoli di impatto (compresi tra $30-90^\circ$), la particella a contatto con la superficie genera una deformazione plastica dovuta al superamento del massimo sforzo ammissibile a snervamento dal materiale colpito. Questo tipo di erosione porta alla formazione di solchi, micro fratture che possono in seguito produrre la frammentazione della superficie stessa.

Il problema ingegneristico

Questi due meccanismi lavorano in parallelo e vanno in fine sommati per ottenere il volume totale di materiale eroso per ogni singolo impatto. Una relazione totale che esprime il volume di materiale eroso, come somma dei due contributi proposti da Finnie (1972) e Bitter (1962) è espressa dalla relazione:

$$W_t = W_C + W_D \quad (1.2)$$

nel quale

$$W_C = \left\{ \frac{100}{2\sqrt{29}} r_p^3 \left(\frac{U_P}{C_k} \right)^n \sin 2\phi \sqrt{\sin \phi} \right\} \quad (1.3)$$

e

$$W_D = \left\{ \frac{M_P (U_P \sin \phi - D_k)^2}{2E_F} \right\} \quad (1.4)$$

e dove:

$$C_k = \sqrt{\frac{3\tau R_f^{0.6}}{\rho_p}} \quad (1.5)$$

e

$$D_k = 15,4(\sigma_y)^{2.5}(\rho_p)^{0.5} \left[\left(\frac{1-q_p^2}{E_p} \right) + \left(\frac{1-q_t^2}{E_t} \right) \right]^2 \quad (1.6)$$

r_p è il raggio delle particelle [m],

n è un esponente funzione della velocità della particella [-],

E_F è il fattore erosione da deformazione [J/m³],

E_p è il modulo di Young della particella [N/m²],

E_t è il modulo di Young della superficie erosa [N/m²],

q_p è il coefficiente di Poisson della particella [-],

q_t è il coefficiente di Poisson della superficie erosa [-],

R_f è il fattore rotondità della particella [-],

τ è lo sforzo massimo a taglio della superficie erosa [N/m^2],

σ_y lo sforzo a trazione massimo ammissibile del bersaglio [N/m^2],

ρ_t è la densità del bersaglio [Kg/m^3],

ρ_p è la densità della particella [Kg/m^3],

C_k è la velocità caratteristica ad erosione da taglio [m/s],

D_k è la velocità caratteristica ad erosione da deformazione [m/s].

I parametri C_k , D_k mettono in relazione le caratteristiche fisiche delle particelle e della superficie bersaglio.

Pur essendo stata applicata anche al calcestruzzo, la formula di Bitter è derivata per materiali duttili come l'acciaio. Altri modelli, tra cui quello di Momber (2001) e quelli riportati in D'Acquaro e Fontani (2001) sono specifici per il calcestruzzo, ma dipendono da una serie di parametri legati ai materiali da determinarsi mediante prove sperimentali. Non è obiettivo di questa tesi entrare nel merito della determinazione di queste costanti. Il punto fondamentale è che per favorire l'erosione del calcestruzzo è necessario incrementare velocità e angolo di impatto delle particelle oltre al numero di impatti.

Frequentemente, i modelli di erosione vengono accoppiati con tecniche computazionali per la valutazione delle grandezze fluidodinamiche all'interno dei sistemi considerati. Alcuni esempi sono i lavori di Nesic e Postlethwaite (1993), di Wood (2001,2004) e di Frawley et al. (2010) relativi a condotte con singolarità idrauliche. Sono stati realizzati anche studi numerici sull'erosione provocata dalla presenza di particelle sabbiose in valvole (Haugen et al. (1995); Nøkleberg and Søntvedt (1998); Wallace et al. (2004)). In questi lavori sembra ci sia una buona corrispondenza tra i risultati numerici ottenuti e i risultati sperimentali disponibili. Ciò indica una buona capacità predittiva dei modelli esistenti per questo tipo di applicazioni. Tuttavia, i lavori precedentemente citati si riferiscono all'erosione di materiali duttili (acciaio), e non di materiali fragili come quelli considerati nella presente tesi.

1.3. Punto di partenza della tesi, obiettivi e finalità

In questa tesi si considera l'erosione del calcestruzzo. Come detto in precedenza, questo lavoro prende spunto da una precedente ricerca in cui i co-autori (2000) studiarono l'erosione provocata dallo sfregamento di sfere solide sulla base cementizia di una tanica dotata di agitatore.

Una recente collaborazione tra il Politecnico di Milano e l'Università di Campinas (UNICAMP) ha lo scopo di sviluppare un sistema sperimentale simile a quello considerato da Dalfrè Filho nella sua precedente ricerca al fine di creare un benchmark sperimentale per lo studio dell'erosione da impatto.

In Fig. 1.8 è mostrata una fotografia dell'impianto preesistente, costituito da una tanica cilindrica in acciaio chiusa con base cementizia di spessore s .

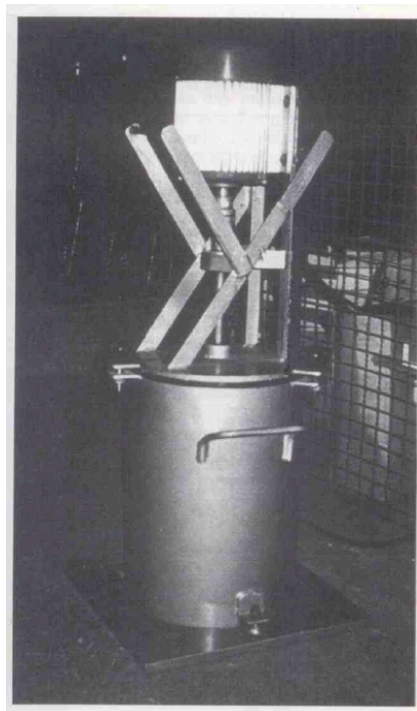


Fig. 1.8. Fotografia del setup utilizzato da Dalfrè Filho et al. (2000) per lo studio dell'erosione su cemento.

Il problema ingegneristico

La tanica era riempita con acqua, e delle sfere d'acciaio di diverso diametro erano poste a contatto con la base cementizia. Il sistema era messo in moto da una girante posta ad una certa distanza dal fondo che permetteva al sistema acqua-sfere di muoversi rispetto alla superficie da erodere. Una schematizzazione del sistema è mostrata in Fig. 1.9.

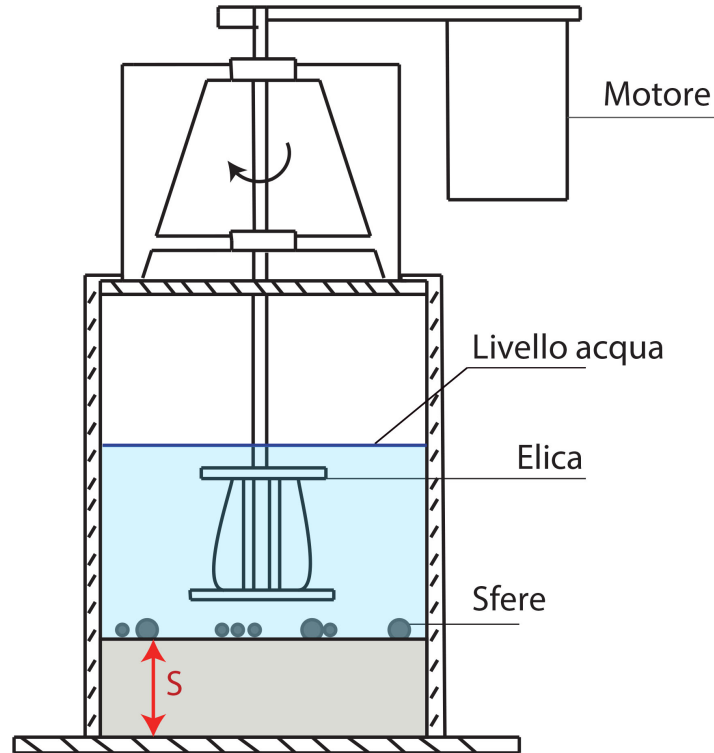


Fig. 1.9. Schema del setup sperimentale di Dalfrè Filho et al. (2000).

Date le caratteristiche delle sfere, il tipo di usura a cui era sottoposta la superficie cementizia era di tipo abrasivo poiché l'elica non era in grado di garantire la sospensione delle particelle. Durante i test, esse restavano aderenti alla base, rotolando su di essa e senza mai colpirla per impatto.

Il tasso di erosione era stato valutato dopo un periodo di 28 giorni nel quale il sistema era lasciato in movimento, andando a calcolare la percentuale di materiale eroso utilizzando la seguente relazione:

$$D_{\text{erosione}} = \frac{M_i - M_f}{M_i} * 100 \quad (1.7)$$

dove: D_{erosione} rappresenta la percentuale di materiale eroso dalla base di cemento, M_i è la massa iniziale della base di cemento e M_f è la massa della stessa al termine della prova. Gli autori hanno voluto focalizzare la loro attenzione sugli effetti della composizione chimica del cemento sul tasso di erosione, non andando quindi ad analizzare la fluidodinamica del fenomeno. Inoltre, come già detto, considerarono un tipo di erosione diverso da quella da impatto.

Questo lavoro di tesi ha lo scopo di progettare e ottimizzare un sistema simile a quello utilizzato da Dalfrè Filho et al. (2000) al fine di realizzare un caso benchmark sperimentale per lo studio dei fenomeni erosivi a cui è soggetto un materiale fragile a causa dell'impatto di particelle solide trasportate da un liquido. Consistentemente con le applicazioni di riferimento e il tipo di usura oggetto di studio, le particelle hanno densità e dimensione caratteristiche delle sabbie. Diversi approcci sono stati integrati al fine di progettare un sistema che possa essere un buon punto di riferimento per l'analisi del problema erosivo.

Un ulteriore ambizioso obiettivo del progetto di ricerca in cui si inserisce questa tesi è la possibilità di accoppiare i modelli bifase Euler-Euler con i modelli algebrici di erosione da impatto.

Infatti, finora i modelli di erosione sono stati solitamente accoppiati a modelli bifase Euler-Lagrange, che valutano il moto del sistema bifase ricostruendo la traiettoria di ogni singola particella. Ciò comporta in un costo computazionale estremamente elevato.

I modelli Euler-Euler trattano invece le due fasi come mezzi continui interpenetranti e valutano le caratteristiche fluidodinamiche medie dell'insieme delle particelle (si rimanda al paragrafo 2.2. per una più approfondita trattazione). Non dovendo seguire ogni singola particella solida, il costo computazionale di questi modelli è molto inferiore.

La possibilità di utilizzare i modelli Euler-Euler per valutare l'erosione è particolarmente attraente, in quanto consentirebbe di affrontare problemi di reale interesse ingegneristico, come quelli mostrati in Fig. 1.5, in tempi certamente inferiori rispetto a quelli finora necessari.

Capitolo 2

METODOLOGIA E

APPROCCI

Nel seguente Capitolo sono illustrate e descritte le metodologie e gli approcci utilizzati per sviluppare il caso benchmark. Strumenti e nozioni disponibili in letteratura sono stati integrati con simulazioni numeriche e prove sperimentali.

Il Capitolo è suddiviso in 3 Paragrafi principali:

- Paragrafo 2.1 Analisi di letteratura e considerazioni preliminari
- Paragrafo 2.2 Approccio numerico.
- Paragrafo 2.3 Approccio sperimentale.

2.1. Analisi di letteratura e considerazioni preliminari

Questo Paragrafo ha lo scopo di chiarire e spiegare come sono stati utilizzati i riferimenti bibliografici e le conoscenze fluidodinamiche al fine di apportare le prime modifiche al set-up sperimentale di Dalfrè Filho et al (2000).

Innanzitutto si è dovuto studiare come generare un campo di moto in grado di garantire l’impatto delle particelle sulla base in calcestruzzo del serbatoio, poiché, come detto in precedenza, il sistema utilizzato da Dalfrè Filho e co-autori (2000) non aveva i requisiti necessari per mettere in sospensione le sfere, data la particolare ventola utilizzata e l’eccessivo peso delle sfere stesse. Per questo motivo è stato immediatamente deciso di sostituire le sfere d’acciaio con particelle di sabbia che consentono inoltre una maggiore corrispondenza con le applicazioni ingegneristiche di riferimento.

Si è quindi affrontata la scelta della geometria della ventola. La girante deve creare e mantenere un campo di moto che deve essere in grado di portare le particelle ad impattare contro il fondo del serbatoio. Si è rilevata quindi la necessità di creare un flusso assiale all’interno del serbatoio.

Tra i lavori riportati in letteratura è apparso significativo quello di Kresta e Wood (1993), nel quale si focalizza l’attenzione sui serbatoi da miscelazione, spesso utilizzati nell’industria. Questo studio ha permesso di constatare che tra le ventole disponibili in commercio la più adatta a soddisfare la richiesta sopracitata è quella di tipo PitchedBlade Turbine (Fig. 2.1), che consente di generare un flusso assiale diretto verso la base della tanica. In Fig. 2.2 è mostrato qualitativamente il moto generato da questa ventola: si può notare la formazione di due vortici e di flusso assiale diretto verso il basso nella zona centrale della tanica.

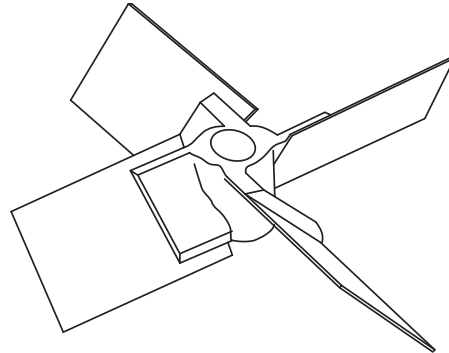


Fig. 2.1. Ventola PitchedBlade.

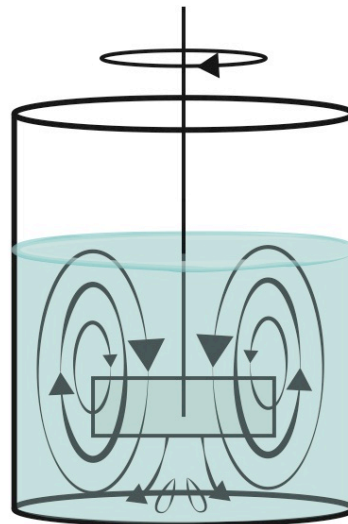


Fig. 2.2. Campo di moto qualitativo generato da una ventola PitchedBlade.

Attraverso l'analisi dei campi di moto ottenuti numericamente da Kresta e Wood (1993) è stato deciso di introdurre all'interno della tanica serbatoio 4 setti equidistanziati al fine ridurre la componente tangenziale del flusso a favore di quella assiale. In Fig. 2.3 vi è una rappresentazione schematica dell'effetto dei setti sul flusso. Con i setti è possibile creare due zone maggiormente soggette all'impatto di particelle tra i setti stessi. La conseguente disuniformità dell'erosione consente una più approfondita valutazione dell'affidabilità dei

modelli predittivi. In Fig. 2.4 è mostrata una schematizzazione del funzionamento del benchmark sperimentale.

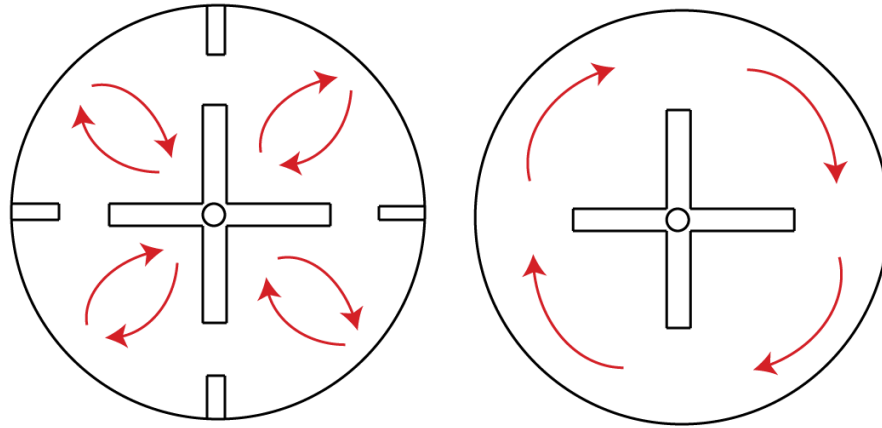


Fig. 2.3. Effetto della presenza dei setti sul flusso nella tanica

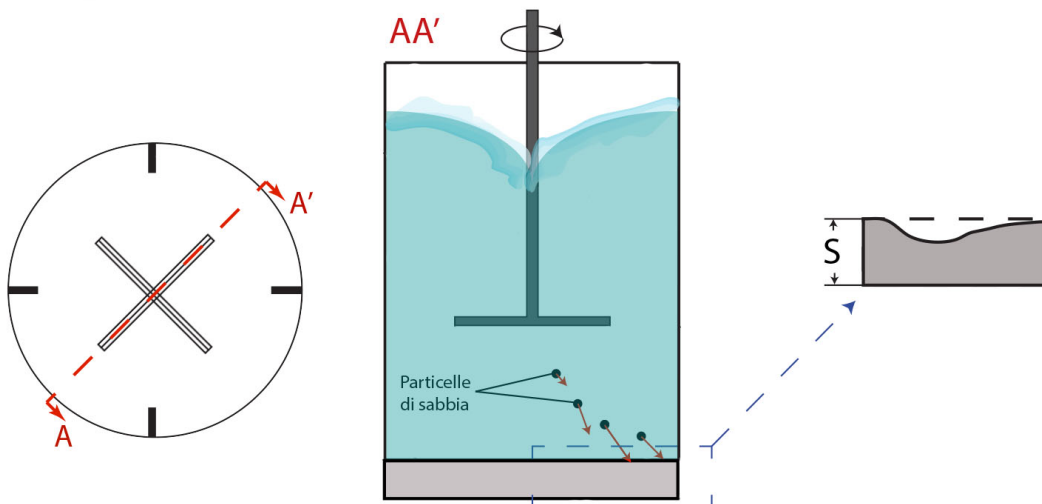


Fig 2.4. Schematizzazione di funzionamento del sistema sperimentale per lo studio dell'erosione su di un materiale posto sul fondo.

Si sono quindi definite alcune caratteristiche geometriche del nuovo set-up sperimentale. I setti sono stati dimensionati secondo le geometrie standard dei serbatoi da miscelazione, con larghezza $w = T/10$. (Fig. 2.5). La scelta delle dimensioni della ventola è stata effettuata mediante la simulazione numerica del sistema, come illustrato nel prossimo paragrafo.

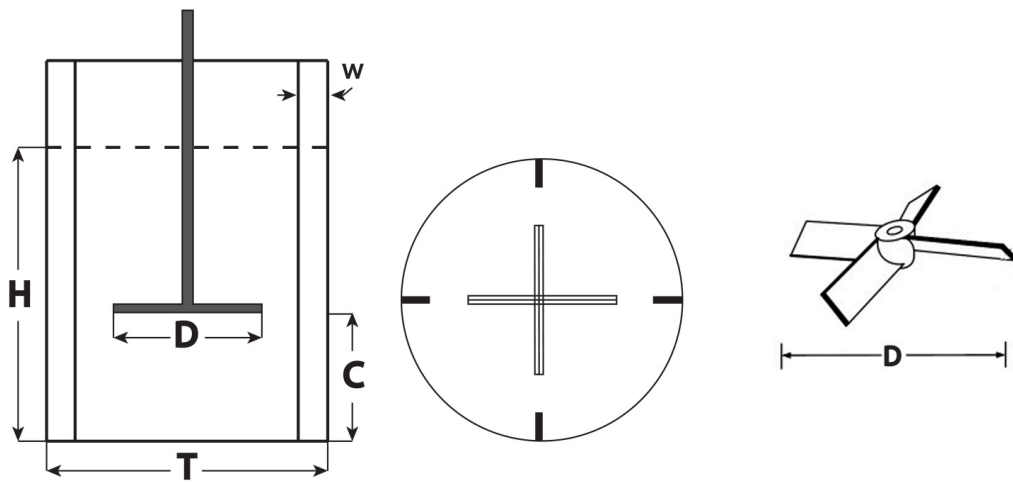


Fig 2.5. Schematizzazione della geometria di base del nuovo set-up sperimentale.

2.2. Approccio numerico

In questo Paragrafo si è deciso di richiamare solo brevemente i noti concetti basilari dell'approccio CFD, sottolineando piuttosto come questi sono stati utilizzati tali strumenti per la progettazione del sistema sperimentale.

Nella prima parte del paragrafo sono descritte le fasi fondamentali dell'approccio CFD. Sono poi richiamate le equazioni e il modello di turbolenza $k-\varepsilon$ standard.

Viene inoltre descritto brevemente e discusso il modello bifase Euler-Euler utilizzato per la simulazione del flusso acqua-solido all'interno della tanica.

Infine vengono descritte le procedure con il quale si utilizzano gli strumenti appena discussi per la progettazione del benchmark.

2.2.1. *Aspetti fondamentali dell'approccio CFD*

La fluidodinamica computazionale (CFD) è un approccio molto diffuso per lo studio del flusso dei fluidi. . Il progresso tecnologico e il progresso nello studio alle derivate parziali ha portato all'evoluzione e all'ottimizzazione delle simulazioni CFD.

L'evoluzione tecnologica ha permesso la risoluzione di problemi sempre più complessi in tempi computazionali sempre più ridotti. Ciò nonostante, la soluzione del problema è sempre dipendente dal modello fisico applicato.

In sostanza l'analisi CFD, secondo Juri (2007), si può dividere in quattro fasi principali:

- La definizione di una geometria, che include la generazione di una griglia.
- La creazione di un modello matematico per rappresentare la fisica del fenomeno.
- La risoluzione delle equazioni.
- Il post-processing dei risultati.

Il primo passo include la generazione di una geometria che, come illustrato da Lomax (1999), può essere il risultato di misurazioni di una geometria esistente oppure essere oggetto di studio di un progetto.

Il passo successivo alla scelta della geometria è la definizione della griglia di discretizzazione, cioè la mesh. La mesh può essere definita come la discretizzazione dello spazio fisico del problema in esame e consiste in un numero finito di elementi. Gli elementi possono essere di varie forme, strettamente dipendenti dalla geometria del problema e dalla sua complessità. Questi elementi dividono lo spazio in piccoli volumi a cui è associato almeno un nodo. Le variabili che il modello calcola, come la pressione, la temperatura e la velocità sono riferite ad ogni nodo all'interno del dominio di calcolo. La mesh, quindi, rappresenta numericamente a tutti gli effetti lo spazio fisico di partenza, e si concretizza come il mezzo per definire i parametri di flusso in posizioni discrete.

Una griglia adatta deve tenere conto di questi fondamentali aspetti:

- La griglia deve essere sufficientemente fitta per far sì che la soluzione approssimata sia la più attendibile e accurata possibile.
- Si deve tener conto che il costo computazionale aumenta in proporzione a quanto è fitta la griglia, ed è quindi necessario assicurare anche un costo computazionale ragionevole.
- Bisogna verificare che la soluzione non dipenda dal tipo di discretizzazione utilizzata per il dominio.

Il modello matematico deve rispettare i principi fisici che caratterizzano la fluidodinamica dei continui, che sono:

- Principio della conservazione della massa;
- Principio della conservazione del momento della quantità di moto;
- Principio della conservazione dell'energia.

In questa tesi ci si focalizza sui flussi incomprimibili senza trasferimento di calore, per questo motivo non viene considerata l'equazione dell'energia.

Le equazioni di Navier-Stokes esprimono la conservazione della massa e del momento per fluidi newtoniani. Le equazioni di Navier-Stokes possono

opportunamente elaborate per modellare la turbolenza del flusso, come descritto di seguito.

Esistono diversi tipi di equazioni al contorno, quali ad esempio:

- Pareti solide (aderenza del fluido alle pareti);
- Condizione di ingresso e uscita di massa;
- Condizioni di simmetria;
- Condizioni periodiche.

In generale i metodi numerici risolutivi più comunemente utilizzati in CFD sono:

- Metodi alle differenze finite;
- Metodi a volumi finiti;
- Metodi ad elementi finiti.

Una volta definita la griglia, le equazioni e le condizioni al contorno, il sistema può essere risolto numericamente e i risultati vengono valutati e interpretati, e post-processati.

2.2.2. *Approccio Rans per la modellazione della turbolenza*

La turbolenza è un fenomeno tipico dei fluidi e si verifica quando i gradienti di velocità sono alti, causando disturbi all'interno del dominio sia nel tempo che nello spazio. I flussi turbolenti sono sempre caotici, non stazionari, e tridimensionali.

La simulazione diretta delle equazioni di Navier Stokes non è tecnicamente fattibile per alti numeri di Reynolds a causa dell'esigenza di riprodurre tutte le scale (spaziali e temporali) della turbolenza.

Per ovviare a questo problema, nell'approccio RANS si fa una media delle equazioni di Navier-Stokes nel tempo, giungendo alle equazioni di Navier-Stokes mediate alla Reynolds (RANS). Queste equazioni richiedono l'introduzione di un modello di chiusura, chiamato modello di turbolenza.

Le equazioni RANS si basano sulla decomposizione di Reynolds, che permette di scomporre una variabile nella somma del valore mediato nel tempo e della fluttuazione del valore stesso:

$$\Phi(x_i, t) = \bar{\Phi}(x_i) + \Phi'(x_i, t) \quad (2.8)$$

dove :

$$\bar{\Phi}(x_i) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T \Phi(x_i, t) dt \quad (2.9)$$

Nell'ultima equazione T rappresenta un intervallo di tempo "sufficientemente lungo" in modo da rendere stabili le medie.

La media di qualsiasi termine lineare nelle equazioni di conservazione restituisce il termine per la quantità mediata. Da un termine non lineare quadratico otteniamo invece due termini, vale a dire la somma tra il prodotto delle medie e il la media del prodotto delle fluttuazioni:

$$\overline{\psi\Phi} = \overline{(\bar{\Phi} + \Phi')(\bar{\psi} + \psi')} = \bar{\psi}\bar{\Phi} + \overline{\psi'\Phi'} \quad (2.10)$$

L'equazione mediata di conservazione del momento della quantità di moto contiene i termini $\rho \overline{U_i U_j}$, chiamati sforzi di Reynolds. Questi sforzi non possono essere rappresentati come quantità medie.

Le equazioni mediate di continuità e conservazione del momento della quantità di moto per fluidi incomprimibili sono:

$$\frac{\partial(\rho \overline{U_i})}{\partial x_i} = 0 \quad (2.11)$$

$$\frac{\partial(\rho \overline{U_i})}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho \overline{U_i U_j} + \rho \overline{U_i U_j'}) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial \bar{\tau}_{ij}}{\partial x_j} + \rho g \quad (2.12)$$

dove $\bar{\tau}_{ij}$ sono le componenti del tensore degli sforzi viscosi medi:

$$\bar{\tau}_{ij} = \mu \bar{S}_{ij} \quad (2.13)$$

dove \bar{S}_{ij} rappresenta il tensore delle velocità di deformazione medie, e viene calcolato come:

$$\bar{S}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.14)$$

La presenza degli sforzi di Reynolds nelle equazioni mediate della conservazione del momento della quantità di moto rende il sistema non chiuso, in quanto tali sforzi si aggiungono come variabili al sistema e quindi non possono essere calcolate direttamente. Al fine di chiudere il sistema le RANS vengono accoppiate con i modelli di turbolenza.

I modelli di turbolenza più usati sono basati sull'ipotesi proposta da Boussinesq che esista un'analogia tra l'azione degli sforzi viscosi e gli sforzi di Reynolds sul flusso medio:

$$\tau_{ij} = -\overline{\rho U_i U_j} = 2\rho \nu_t \bar{S}_{ij} - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \quad (2.15)$$

Nell'equazione compaiono la viscosità turbolenta μ_t sotto forma di viscosità cinematica turbolenta $\nu_t = \mu_t / \rho$, aventi dimensioni di L^2/T , e l'energia cinetica turbolenta k .

Quindi il problema ora è capire come calcolare ν_t .

Nei modelli più comunemente utilizzati, la valutazione di ν_t richiede la soluzione di due equazioni di conservazione: tra questi vi è il modello k- ε standard, la cui versione per flussi ad elevato numero di Reynolds è stata inizialmente proposta da Launder e Spalding (1974).

Nelle analisi svolte in questo lavoro di tesi verrà utilizzato questo modello vista la sua comprovata affidabilità nel rappresentare flussi in taniche da miscelazione (Kresta e Wood, 1994).

La viscosità turbolenta ν_t viene calcolata come:

$$\nu_t = C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (2.16)$$

dove ε rappresenta la dissipazione dell'energia cinetica turbolenta:

$$\varepsilon = 2\nu \overline{s_{ij} s_{ij}} \quad (2.17)$$

dove s_{ij} sono le componenti fluttuanti del tensore velocità di deformazione precedentemente definito.

L'equazione per k è:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \overline{U_j k})}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial k}{\partial x_j} + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) - \rho \overline{U_j' U_i'} \frac{\partial \overline{U_j}}{\partial x_j} - \rho \varepsilon \quad (2.18)$$

Il primo termine rappresenta l'incremento di energia cinetica turbolenta nell'unità di tempo; il secondo il trasporto convettivo; il terzo il trasporto diffusivo; il quarto il tasso di produzione; l'ultimo termine la dissipazione.

La dissipazione di energia cinetica turbolenta per unità di massa è stata ottenuta per analogia con l'equazione di k introducendo opportune semplificazioni. La seguente versione è la più comunemente utilizzata:

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \varepsilon \overline{U_j})}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} \mu_t \left(\frac{\partial \overline{U_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{U_j}}{\partial x_i} \right) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (2.19)$$

Anche in questo caso il primo termine rappresenta la variazione nel tempo di ε , il secondo il trasporto convettivo, il terzo termine il trasporto diffusivo, il quarto la produzione di ε e l'ultimo la sua dissipazione.

I valori tipici delle costanti numeriche sono le seguenti, indicate da Launder e Spalding (1974):

- $C_{1\varepsilon} = 1.44$
- $C_{2\varepsilon} = 1.92$
- $C_\mu = 0.09$
- $\sigma_\varepsilon = 1.314$
- $\sigma_k = 1.0$

2.2.3. *Modello Euler-Euler per la simulazione di flussi bifase*

In questo paragrafo si descrive sinteticamente il modello Euler-Euler per la simulazione di flussi bifase. Si rimanda poi al paragrafo successivo per comprendere meglio la metodologia di applicazione di tale modello.

Come già accennato, i modelli Euler-Euler trattano la fase liquida e quella solida come mezzi continui interpenetranti e ne valutano le caratteristiche fluidodinamiche come grandezze mediate su di un fissato volume alla scala mesoscopica.

Tra i modelli disponibili in letteratura, quello sviluppato da Spalding (1980) è adatto a simulare i flussi oggetto di questa tesi.

Il modello risolve l'equazione di conservazione della massa e l'equazione di conservazione del momento della quantità di moto per entrambe le fasi.

$$\frac{\partial(\alpha_k \rho_k)}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\alpha_k \rho_k \bar{\mathbf{U}}_k - \rho_k \frac{v^t}{\sigma_\alpha} \nabla \alpha_k \right) = 0 \quad (2.20)$$

$$\frac{\partial(\alpha_k \rho_k \bar{\mathbf{U}}_k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \bar{\mathbf{U}}_k \bar{\mathbf{U}}_k) = -\alpha_k \nabla p +$$

$$\nabla [\alpha_k \rho_k (v + v^t) \nabla \bar{\mathbf{U}}_k] + M_k^d + \nabla \cdot \left(\rho_k \bar{\mathbf{U}}_k \frac{v^t}{\sigma_\alpha} \nabla \alpha_k \right) \quad (2.21)$$

dove k è l'indice della fase ($=f$ per il fluido e $=p$ per il solido), α_k è la frazione volumetrica della fase, \mathbf{M}_k^d quantifica il trasferimento di momento tra le fasi, ρ_k è la densità della fase, ν è la viscosità cinematica, ν^t la viscosità cinematica turbolenta per la fase liquida e σ_α è il numero di Schmidt per la frazione volumetrica. La viscosità turbolenta viene valutata mediante un'estensione bifase del modello k-epsilon precedentemente illustrato [cfr D.B. Spalding (1980)].

\mathbf{M}_k^d viene modellato considerando solo la forza di drag, che si suppone essere il contributo dominante per i flussi qui considerati:

$$\mathbf{M}_p^d = n_p(\mathbf{F}_d) \quad (2.22)$$

dove n_p è il numero di particelle per unità di volume e \mathbf{F}_d è la forza di drag. Tali parametri sono definiti dalle seguenti relazioni:

$$n_p = \frac{6\alpha_p}{\pi d_p^3} \quad (2.23)$$

$$\mathbf{F}_d = \frac{1}{2} C_d \rho_f \bar{\mathbf{U}}_r |\bar{\mathbf{U}}_r| A_p \quad (2.24)$$

dove d_p è il diametro delle particelle assunte mono-disperse, C_d è il coefficiente di drag, $\bar{\mathbf{U}}_r$ è la differenza tra le velocità delle due fasi e A_p l'area proiettata della particella. Il coefficiente di drag C_d è funzione del numero di Reynolds della particella ($Re_p = \rho_f |\bar{\mathbf{U}}_r| d_p / \mu$), ed è qui calcolato con la correlazione di Clift et al. (1978).

2.2.4. *Metodologia d'analisi*

Nel seguente paragrafo viene illustrato come vengono utilizzati gli strumenti appena descritti al fine di progettare il benchmark sperimentale per lo studio dell'erosione da impatto.

Come già rimarcato nel Paragrafo 1.3, in questa tesi vengono effettuate simulazioni numeriche monofase e bifase con lo scopo di ricercare la configurazione della tanica che consenta di produrre una consistente erosione da impatto su di una superficie di calcestruzzo posta sul fondo di essa.

In particolare, le simulazioni monofase sono utilizzate per valutare l'influenza della distanza della ventola dal fondo (C in Fig. 2.5) e del numero di giri N della ventola. Questa parte del lavoro sarà descritta in dettaglio nel Capitolo 3, e viene ora solo rimarcata l'idea di base. L'analisi è stata effettuata facendo variare i due parametri appena citati, e andando a stimare la velocità e l'angolo di impatto delle particelle contro la base, come illustrato nel Capitolo 1, queste sono le variabili fluidodinamiche che condizionano l'erosione provocata dalla singola particella.

Importante sottolineare che la stima di tali parametri mediante un modello monofase è stata effettuata sotto l'ipotesi che le particelle mantengano la stessa velocità del fluido sino ad una certa distanza dal fondo d ($\bar{U}_f = \bar{U}_p$, $\phi_f = \phi_p$), per poi distaccarsi dai filetti fluidi in prossimità dello strato limite e, mantenendo la stessa velocità, andare a impattare sulla superficie di fondo. In sintesi, come si può notare dalla Fig. 2.6, si suppone che velocità e l'angolo delle particelle siano uguali a quelli del fluido sino a d , successivamente la particella si stacca dal fluido per impattare contro il fondo con gli stessi U_p e ϕ_p .

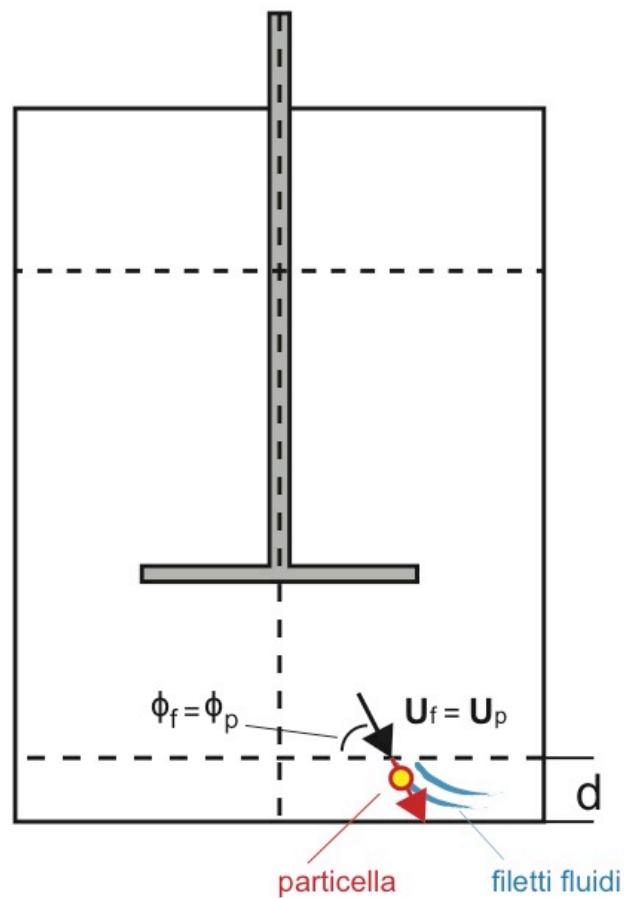


Fig 2.6. Ipotesi distacco particella dai filetti fluidi ad una distanza d dal fondo.

Così facendo, è stato possibile effettuare l'analisi sui profili di velocità e sugli angoli di impatto delle particelle sul fondo simulando il flusso di sola acqua.

La procedura segue l'iter qui sotto riportato:

- definizione del dominio di calcolo e consistenza della soluzione numerica.
- Validazione sulla base di dati sperimentali tratti da letteratura Kresta e Wood (1994).
- Analisi parametrica al variare della distanza della ventola dal fondo C e del numero di giri N .
- Scelta della configurazione più favorevole per lo studio dell'erosione dei materiali fragili.

L'approccio modellistico monofase è stato anche utilizzato per il confronto dei risultati numerici con dati sperimentali riguardanti il flusso di sola acqua nella prima versione del set-up sperimentale, argomento del prossimo Paragrafo 2.3. Questa fase è stata necessaria per la successiva modellazione numerica della tanica nel caso bifase.

Le simulazioni bifase, condotte mediante il modello Euler-Euler di Spalding (1980), hanno consentito di effettuare una nuova analisi parametrica, facendo variare la frazione volumetrica C_v di particelle solide all'interno della tanica e i diametri delle particelle stesse d_p . Come già accennato, per garantire la sospensione del particolato e per avere una maggior consistenza con le applicazioni di riferimento la densità delle particelle è stata posta a 2650 Kg/m^3 , valore caratteristico della sabbia.

La validazione è stata fatta sulla base dei risultati sperimentali di un caso simile riportato in letteratura (Ljungqvist e Rasmuson, 2001).

Sono stati poi valutati i profili di velocità, gli angoli di impatto e la frazione volumetrica della fase solida in prossimità del fondo determinando la migliore configurazione di C_v e d_p per favorire l'erosione da impatto sulla base in calcestruzzo.

Riassumendo la procedura di analisi numerica bifase segue i passaggi qui sotto riportati:

- Consistenza della soluzione numerica.
- Validazione sulla base dei dati sperimentali di Ljungqvist e Rasmuson (2001).
- Analisi parametrica al variare della frazione volumetrica C_v e del diametro delle particelle d_p .
- Scelta della configurazione più favorevole per lo sviluppo del caso benchmark.

2.3. Approccio sperimentale

In questo paragrafo si illustra come sono utilizzate le esperienze di laboratorio eseguite su di un primo prototipo della tanica al fine di ottimizzare il benchmark.

Nella prima parte del paragrafo si descrive in maniera schematica e semplificata in cosa consiste l'approccio sperimentale, e come viene utilizzato in campo di ricerca per la validazione e analisi dei modelli e leggi fisiche. In seguito ,sarà discusso come tale metodo è stato utilizzato al fine di progettare e calibrare il prototipo sperimentale.

2.3.1. *L'approccio sperimentale per lo studio di un fenomeno*

In generale l'approccio sperimentale viene spesso utilizzato in ambito di ricerca, per indagare, per accrescere le conoscenze scientifiche, per elaborare, costruire e mettere alla prova nuove teorie.

Per chiarire meglio in che cosa consiste il metodo sperimentale, si è deciso di schematizzare e semplificare tale approccio in quattro fondamentali e principali fasi, applicandole al problema oggetto di studio:

- I. Individuazione del fenomeno oggetto di ricerca, con i relativi aspetti secondari, analizzandone l'influenza sul fenomeno. Ad esempio nel nostro caso il fenomeno da analizzare è l'erosione da impatto su di un materiale fragile posto sul fondo del serbatoio. Mentre un aspetto secondario potrebbe essere la geometria della pala che, come già detto in precedenza, influenza sicuramente la distribuzione dell'erosione sul fondo.
- II. Conduzione di esperimenti finalizzati alla raccolta di dati empirici. Nel progetto di ricerca si intende raccogliere delle misure del tasso di

erosione della base di calcestruzzo. Oltre a ciò possono essere condotti esperimenti per la valutazione di variabili fluidodinamiche che possono influenzare il fenomeno.

- III. Interpretazione dei dati raccolti nella fase precedente. In tale fase si utilizzano i dati raccolti al fine di progettare, verificare e quindi validare le teorie alla base del fenomeno.
- IV. Verifica delle ipotesi effettuate durante la calibrazione del modello sperimentale. Ad esempio nel nostro caso potrebbe essere studio di verifica la reale dipendenza tra il moto delle particelle e quello del fluido.

In questa fase iniziale del lavoro non è ancora possibile realizzare un set-up sperimentale dal quale sia possibile trarre delle misure di erosione e di parametri fluidodinamici riguardanti la miscela bifase.

Come già notato, in questa tesi l'approccio sperimentale viene applicato al caso monofase e i risultati sono utilizzati al fine di definire il modello Euler-Euler per la successiva modellazione della tanica nel caso bifase.

2.3.2. *Metodologia d'analisi*

Nel seguente paragrafo si spiega brevemente come viene utilizzato il metodo sperimentale al fine di definire il setup numerico per le simulazioni bifase.

Per valutare l'erosione del materiale posto alla base del serbatoio, è necessario conoscere le caratteristiche del moto in prossimità del fondo della tanica. L'approccio sperimentale è quindi finalizzato, in questa fase di lavoro, alla raccolta di dati che forniscano informazioni riguardo le grandezze fluidodinamiche vicino alla base.

Analizzando i modelli di erosione, è evidente che il principale parametro da valutare sia la velocità delle particelle che impattano contro la base. Altro problema, che sarà discusso con maggior dettaglio in seguito, è che la ventola viene modellata imponendo la distribuzione del campo di moto mediamente

indotto dalla stessa, che è fortemente dipendente dal tipo di ventola e dalle caratteristiche della tanica. Sarebbe dunque necessario rilevare sperimentalmente la velocità del fluido e delle particelle (oltre ai parametri turbolenti) in prossimità della tanica, per poi andarle ad imporre nel modello numerico. Tuttavia, la difficoltà di misurare queste grandezze è considerevole specialmente nel caso bifase. Pertanto, si è deciso di agire in maniera indiretta, andando a misurare i profili di pressione sul fondo della tanica nel caso monofase.

I profili di pressione sono valutati nel piano mediano tra due setti, mediante la disposizione di celle di pressione equi-separate. In Fig 2.7 vi è una schematizzazione dei punti di misura.

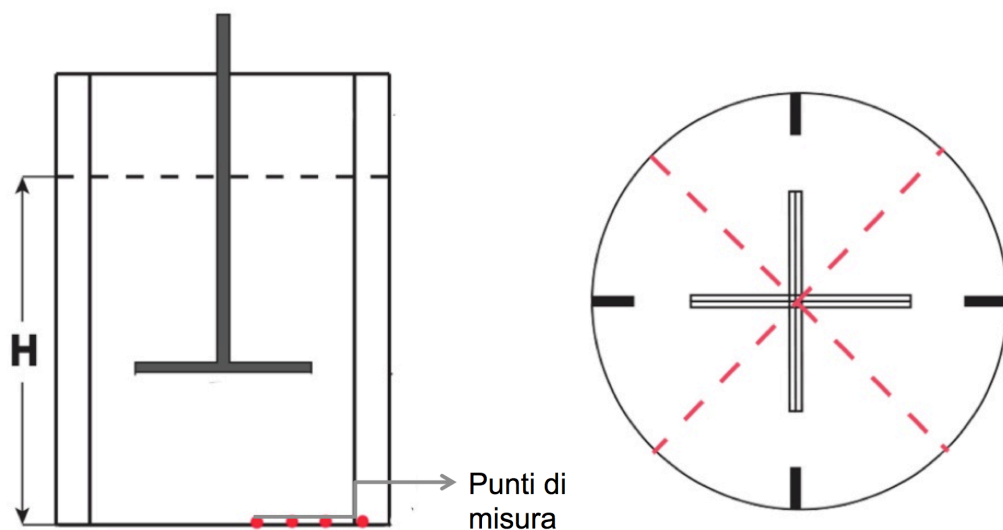


Fig. 2.7. Schematizzazione dei punti di misura.

Le misure di pressione sono poi confrontate con i risultati delle simulazioni numeriche monofase, eseguite su di un modello con le stesse caratteristiche geometriche del prototipo sperimentale. Il campo di moto indotto dalla girante verrà calibrato in modo tale da produrre una pressione al fondo quanto più simile ai valori misurati. Tale campo verrà poi applicato ad entrambe le fasi nel caso bifase.

Capitolo 3

ANALISI NUMERICA

MONOFASE

In questo terzo Capitolo viene applicato il modello monofase descritto nel Paragrafo 2.2 al sistema tanica-ventola schematizzato in Fig. 3.1, al fine di fare considerazioni preliminari riguardo la configurazione ottimale per lo sviluppo del benchmark.

In una prima fase si è valutata la consistenza della soluzione numerica, e validato il modello sulla base di dati sperimentali disponibili in letteratura. Fatto ciò si è eseguita un'analisi parametrica al variare della distanza C della ventola rispetto al fondo e della sua velocità di rotazione N al fine di determinare la configurazione più favorevole per produrre l'erosione della base in calcestruzzo.

Il presente Capitolo è suddiviso in 2 Paragrafi.

- Nel primo Paragrafo è descritto il dominio del set-up numerico con le condizioni al contorno, è valutata la consistenza della soluzione, ed è infine validato il modello sulla base dei risultati sperimentali di Kresta e Wood (1993).
- Nel secondo Paragrafo viene effettuata l'analisi parametrica e sono descritti i risultati ottenuti, seguiti dall'interpretazione dei risultati e dalle le relative considerazioni riguardo la progettazione del benchmark.

3.1. Set up numerico e validazione

Il set-up numerico viene costruito per rappresentare il problema fisico attraverso la risoluzione con simulazioni CFD. Esso dovrà quindi essere il più possibile fedele alla rappresentazione del fenomeno fisico oggetto di studio.

Come descritto nel Paragrafo 2.1, il sistema è composto da un serbatoio cilindrico con quattro setti equidistanti e una ventola girante al suo interno. In questa fase preliminare si considera il serbatoio è chiuso e completamente riempito di acqua. La geometria del sistema mostrata in Fig. 3.1 è definita dai seguenti parametri:

- T = diametro della tanica;
- H = altezza del serbatoio;
- D = diametro della ventola;
- C = altezza della ventola rispetto al fondo del serbatoio;
- w = spessore dei quattro setti equidistanti

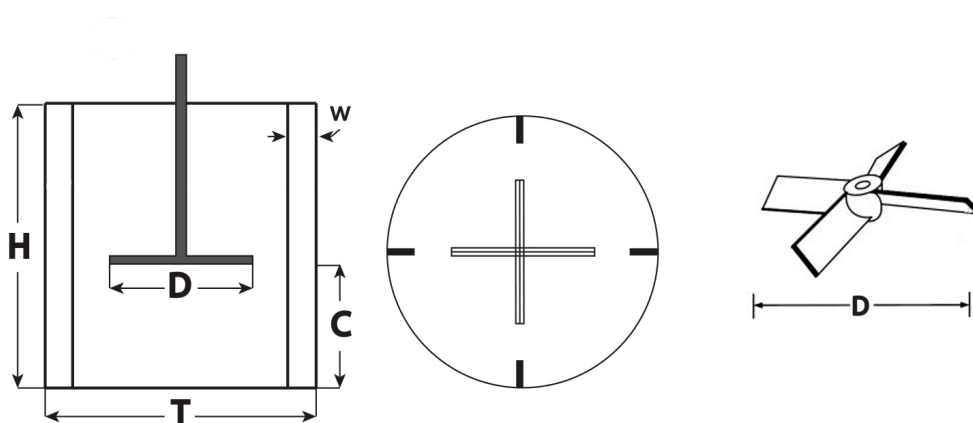


Fig 3.1. Schematizzazione dei principali parametri geometrici del sistema.

Il fenomeno è intrinsecamente non stazionario ma è stato simulato come tale, mediando la soluzione su un tempo molto maggiore del tempo caratteristico di rotazione della ventola. Così facendo è stato possibile sfruttare la simmetria del sistema simulandone solo $\frac{1}{4}$, al fine di avere un minor costo computazionale. Il dominio di calcolo è mostrato in Fig. 3.2, dove sono riportate anche le condizioni al contorno imposte:

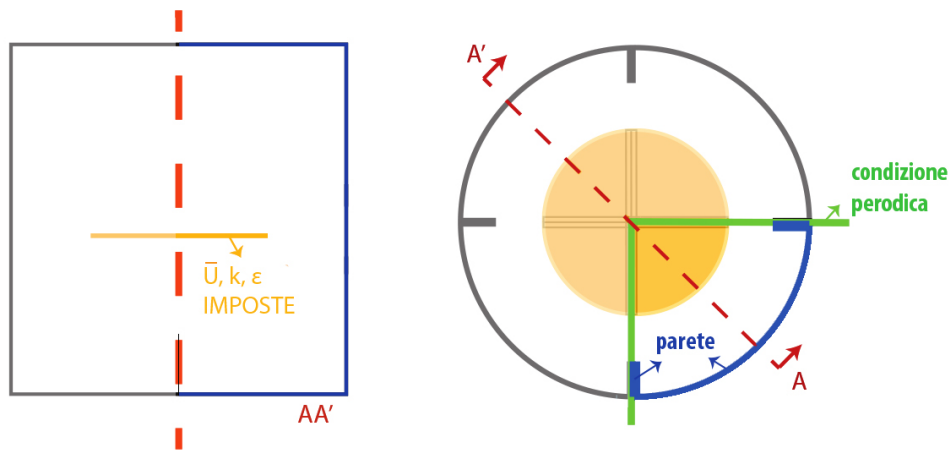


Fig. 3.2. Schematizzazione del dominio di calcolo, con le relative condizioni al contorno.

Sulle facce laterali del dominio sono applicate delle condizioni al contorno di tipo periodico, mentre su tutte le pareti solide del sistema (cioè le basi e la superficie laterale della tanica, oltre ai quattro setti) è applicata una condizione al contorno di aderenza. Inoltre la legge di parete di Launder e Spalding (1972) è utilizzata per modellare l'effetto della turbolenza in prossimità delle pareti. Per produrre un campo di pressione univocamente determinato, un valore arbitrario di pressione è specificato in una cella all'interno del dominio.

L'effetto della ventola è modellato imponendo su una superficie fittizia ($F(r,\theta)$) posta in corrispondenza della ventola stessa i valori di velocità, k ed ϵ indotti da essa. La distribuzione di queste variabili è ottenuta dall'interpolazione dei dati sperimentali ricavati da Kresta e Wood (1993), e riportati da Fokema et al. (1994). Le funzioni utilizzati per interpolare sono polinomi di ordine 1 o 3. Le misurazioni suggeriscono che tali parametri variano solo in funzione della direzione radiale r . Nei grafici di Fig. 3.3 sono riportate le componenti angolare (U_θ), radiale (U_r) e assiale (U_z) della velocità normalizzate rispetto alla velocità $U_{tip} = \pi ND$, oltre all'energia cinetica turbolenta e la sua dissipazione.

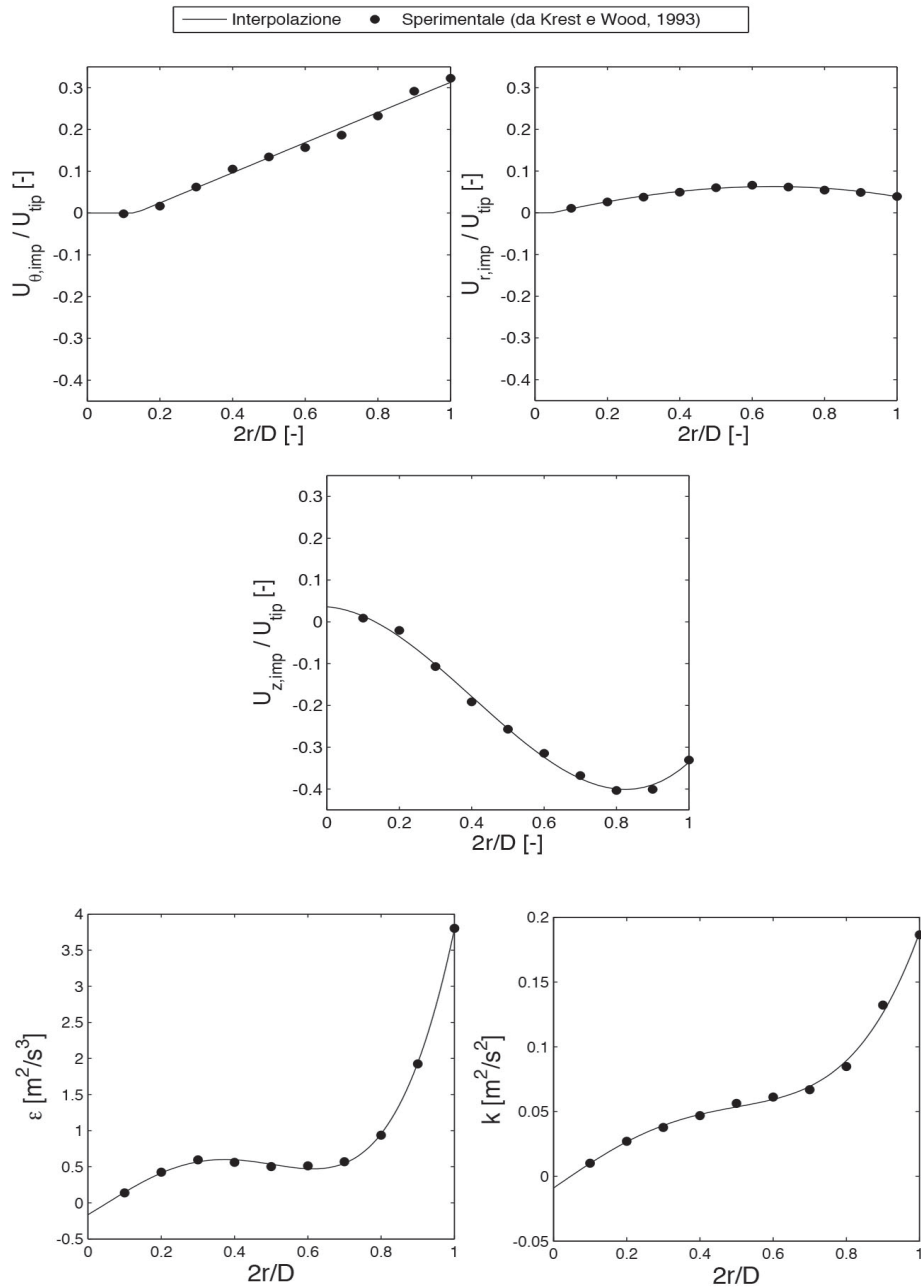


Fig 3.3. Distribuzioni di velocità media, energia cinetica turbolenta (k) e sua dissipazione (ϵ) indotti dalla ventola: dati sperimentali di Kresta e Wood (1993) – riportati in Fokema et al. (1994)- e interpolazioni. Le distribuzioni variano lungo la sola direzione radiale.

Il dominio è discretizzato utilizzando una griglia strutturata in coordinate cilindriche, e uno studio di indipendenza della griglia è stato effettuato al fine di

valutare la consistenza della soluzione. Ciò viene eseguito valutando il modulo della velocità U e l'angolo di impatto ϕ lungo una corda posta nel piano verticale mediano tra due setti ad un centimetro dal fondo (Fig 3.4).

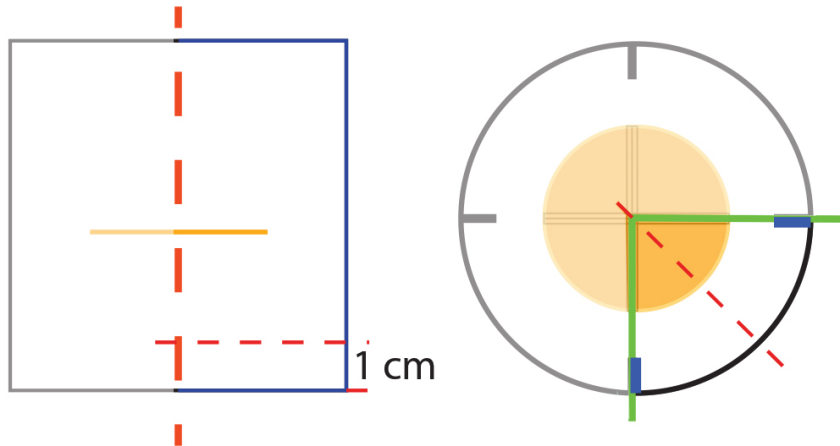


Fig 3.4. Corda di riferimento per lo studio di indipendenza dalla griglia e le analisi parametriche (Paragrafo 3.2).

La configurazione utilizzata per effettuare l'analisi di indipendenza della griglia è una di quelle considerate da Kresta e Wood (1993), cioè:

- $T = 0.15$ m
- $D = T/2 = 0.075$ m
- $C = 0.59D = 0.0425$ m
- $N = 400$ rpm

Sono state quindi testate tre differenti griglie. In Tabella 3.1 sono riportati il numero di celle n_i lungo le tre coordinate spaziali $i=r, \theta, z$:

Tabella 3.1. Mesh considerate per lo studio di indipendenza dalla griglia.

	n_r	n_θ	n_z
Griglia 1	15	20	40
Griglia 2	20	30	46
Griglia 3	35	45	49

In Fig. 3.5 sono rappresentati graficamente i profili del modulo della velocità U e della sua inclinazione rispetto al fondo ϕ per le tre differenti griglie di calcolo. Come si può notare, le soluzioni ottenute con le griglie più fitte (griglia 2 e 3),

sono molto vicine tra di loro, mentre la griglia 1 che produce una soluzione diversa. Pertanto, si è deciso di selezionare la griglia 2 per effettuare le fasi successive di questa prima analisi, vista la sua capacità di produrre una soluzione numerica consistente.

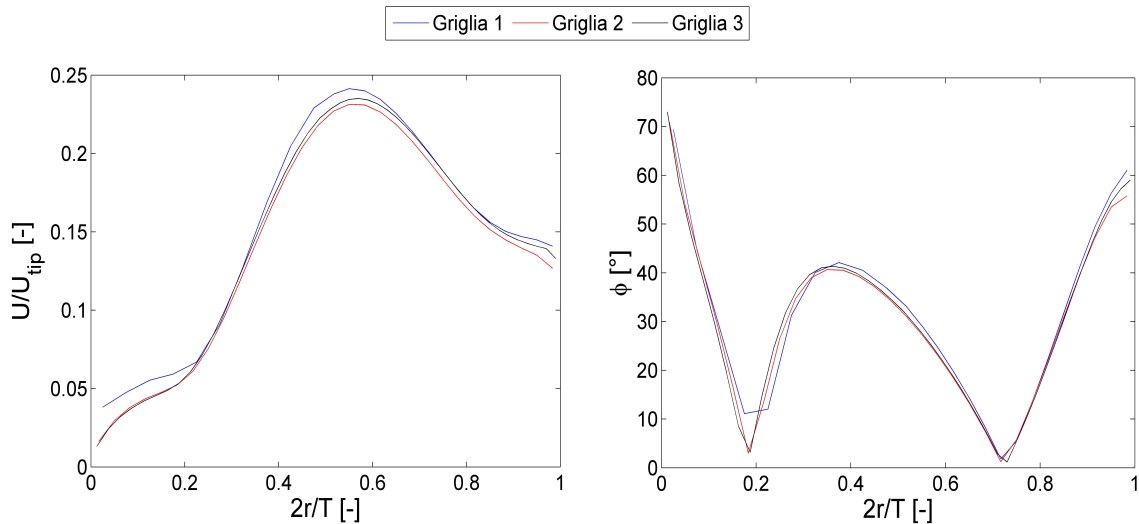


Fig. 3.5. Andamento del profilo del modulo della velocità media U_e del suo angolo di inclinazione ϕ lungo la corda illustrata in Fig. 3.4: effetto della discretizzazione del dominio.

Il modello è stato validato sulla base dei dati sperimentali ottenuti da Kresta e Wood (1993) e riportati da Fokema et al. (1994), con la medesima configurazione considerata nella studio per l'indipendenza dalla griglia ($N = 400$ rpm, $C = 0.59D$). Il confronto è stato fatto rispetto alle componenti assiale U_z e tangenziale U_θ della velocità media su una corda giacente nel medesimo piano verticale di quella in Fig. 3.4, ma posizionata a 0.75 cm dal fondo. Come si può notare dalla Fig. 3.6, c'è un buona concordanza tra risultati numerici e quelli sperimentali, e si è dunque provato che il modello numerico è adeguato per valutare le caratteristiche fluidodinamiche di interesse.

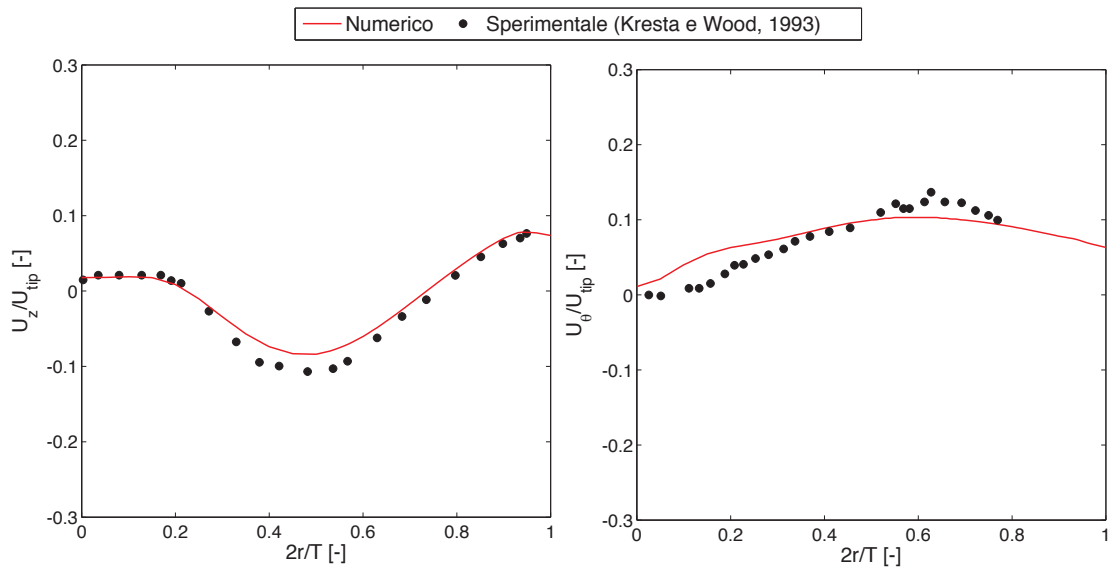


Fig. 3.6. Distribuzione della velocità assiale (sinistra) e tangenziale (destra) lungo una corda posta a 0.75 cm dal fondo nel piano equidistante tra due setti adiacenti: confronto tra i risultati numerici e i dati sperimentali di Kresta e Wood (1993).

3.2. Effetto della posizione della ventola e del numero di giri

Una volta eseguita la valutazione della consistenza della soluzione numerica e la validazione del modello sulla base di dati sperimentali si sono analizzati gli effetti dell'altezza della ventola rispetto al fondo (C) e del numero di giri (N). Tale analisi è stata effettuata per definire preliminarmente le configurazioni favorevoli alla manifestazione del fenomeno erosivo sul fondo del serbatoio.

Come già illustrato nel paragrafo 2.2.4 (Fig. 2.6), in questa fase del lavoro si è utilizzato un modello monofase assumendo che la velocità del fluido a una certa distanza d dal fondo della tanica sia rappresentativa di quella delle particelle all'atto dell'impatto contro il fondo stesso. Tale assunzione implica restrizioni sul numero di Stokes, che deve essere sufficientemente basso affinché la velocità delle particelle non sia troppo differente da quella del fluido. Tuttavia, il numero di Stokes non può essere troppo basso, perché le particelle devono avere un'inerzia sufficiente per staccarsi dalle traiettorie del fluido in prossimità della base e quindi, mantenendo una velocità costante, impattare contro di essa. La distanza d è correlata allo spessore dello strato limite in prossimità della base ed è qui fissata ad un valore di 1 cm, ritenuto adeguato per le condizioni di flusso considerate in questo lavoro, sono però necessarie successive indagini per esaminare la questione in maniera più approfondita. La distribuzione del modulo della velocità U e dell'angolo di impatto ϕ sono quindi valutate lungo la corda di Fig. 3.4.

I range considerati per le variabili C ed N sono i seguenti:

- Numero di giri $N = 400, 700, 900$ rpm.
- Distanza della ventola dal fondo $C = 0.33D, 0.45D, 0.59D$, dove D è il diametro della ventola (Fig. 3.1).

Per prima cosa viene considerato l'aumento di velocità di rotazione della ventola, e quindi l'aumento del suo numero di giri N . In Fig. 3.7 sono mostrati i profili del modulo della velocità U (normalizzati rispetto alla velocità di punta U_{tip}) e della sua inclinazione ϕ lungo la corda di Fig. 3.4 per i tre diversi numeri N e per $C = 0.45D$. Nei grafici sono rappresentate solo le zone dove le particelle

potenzialmente impatteranno, cioè il flusso avviene dall'alto verso il basso ($U_z < 0$), mentre le zone in cui la particella rimbalza sono state escluse.

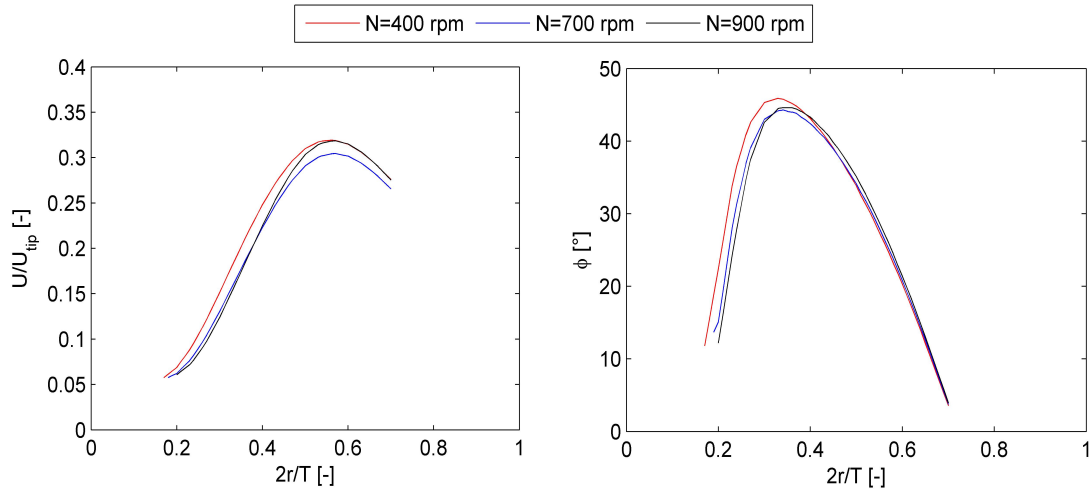


Fig. 3.7. Modulo della velocità U e angolo d'impatto lungo la corda mostrata in Fig. 3.4 per tre differenti valori del numero di giri della ventola ($C=0.45D$).

Com'è possibile notare il numero di giri N ha sostanzialmente poca influenza sulla U/U_{tip} e ϕ , pertanto, si è dedotto che la U aumenta di fatto linearmente con N . Questo suggerisce che un aumento della velocità della girante determina un aumento della rapidità con cui la base si erode, ma influenza poco significativamente l'estensione dell'area soggetta all'erosione.

Successivamente, si è fatta variare la distanza della ventola dal fondo C , tra $0.33D$, $0.45D$, e $0.59D$. In tutti i casi, la velocità di rotazione della ventola è $N = 700$ rpm. La Fig. 3.8 illustra i profili di U/U_{tip} e ϕ sempre lungo la corda evidenziata in Fig. 3.4 e come in precedenza si considera solo la zona dove $U_z < 0$.

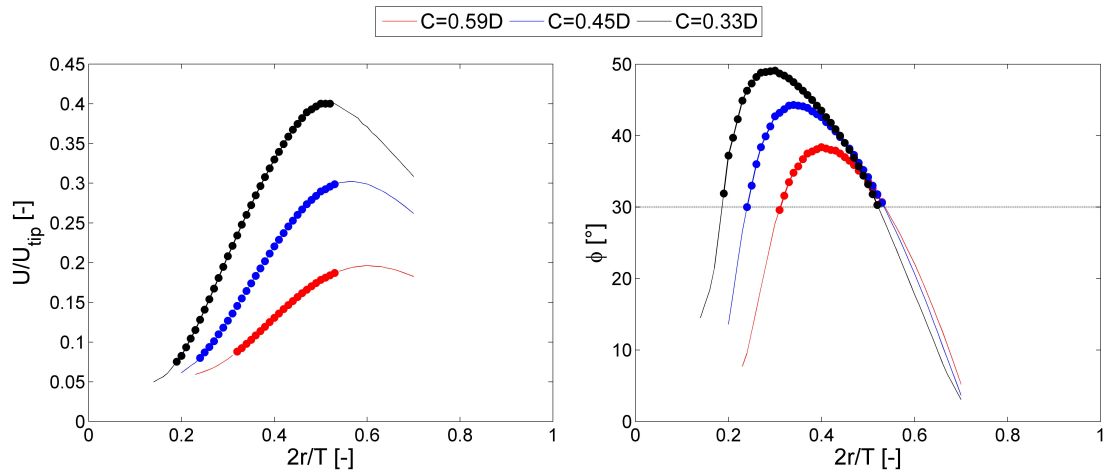


Fig. 3.8. Modulo della velocità U e dell'angolo di impatto lungo la corda mostrata in Fig. 3.4 per differenti altezze della ventola C . La velocità della girante è $N = 700$ rpm. Le regioni caratterizzate da $\Phi > 30^\circ$ sono state evidenziate con segni circolari marcati.

Come si può notare, i risultati indicano che al diminuire di C aumentano non solo l'intensità del fenomeno erosivo (a causa dell'aumento del modulo della velocità U) ma anche l'estensione della superficie potenzialmente soggetta ad erosione (a causa dell'aumento dell'area in cui $U_z < 0$).

Sulla base di quanto discusso nel Capitolo 1, l'erosione da impatto su un materiale fragile tende ad avvenire quando gli angoli di impatto sono sufficientemente elevati ($30^\circ < \phi < 90^\circ$). Pertanto, in Fig 3.8 sono evidenziate le parti dell'area in cui $U_z < 0$ e $30^\circ < \phi < 90^\circ$. Queste sono le posizioni lungo la corda in cui si prevede che la base in calcestruzzo sia più vulnerabile all'erosione.

Per rendere più chiaro l'effetto della variazione dell'altezza C della girante sul campo di moto, la Fig. 3.9 mostra la distribuzione della velocità sul piano verticale equidistante da due setti adiacenti per $C = 33D$ e $C = 0.59D$. Il numero di giri della ventola in entrambi i casi è $N = 700$ rpm. I risultati numerici suggeriscono che è probabile che l'erosione della base in calcestruzzo si verifichi in prossimità del bordo esterno della ventola, dove U e ϕ sono entrambi elevati.

Si conferma inoltre che la configurazione $C=0.33D$ è più favorevole per la valutazione sperimentale dell'erosione rispetto a $C=0.59D$, in cui il fenomeno è concentrato in una zona più limitata. Questo è dovuto al fatto che con $C=0.33D$ vi è una più vasta area in cui U e ϕ sono elevati.

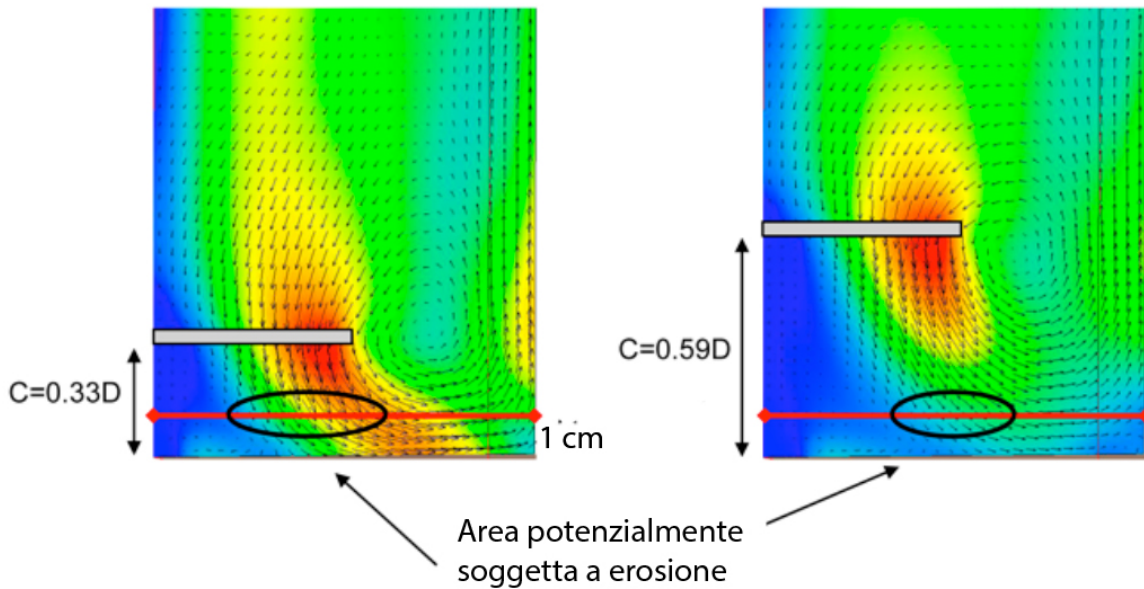


Fig. 3.9. Distribuzione di velocità nel piano verticale equidistante tra due setti, per due differenti valori di altezza della ventola dal fondo e numero di giri $N = 700$ rpm.

Ai fini dello sviluppo del caso benchmark sarà quindi opportuno tener conto del fatto che alte velocità della ventola N e basse altezze C portano ad un aumento sia dell'area potenzialmente soggetta all'erosione sia dell'intensità dell'erosione stessa. Ciò consente di avere più punti in cui l'erosione potrà essere misurata sperimentalmente.

Pertanto, si è deciso di porre la ventola ad una distanza $C = 0.33D$ e di impostare un numero di giri elevato. Ciò verrà discusso nei capitoli successivi.

Capitolo 4

ANALISI SPERIMENTALE

In questo quarto Capitolo sono descritti il prototipo della tanica e i risultati delle prime prove di laboratorio. Attraverso queste prove sperimentali è stato possibile definire tutti i parametri del modello numerico che verrà usato nell'ultima fase del lavoro.

Nei test sperimentali si terrà conto delle considerazioni dedotte nel Capitolo 3 riguardanti il valore dell'altezza della ventola C giudicato adatto per produrre una significativa erosione del fondo della tanica ($C=0.33D$, dove D è il diametro della ventola). Verrà inoltre assunta la dipendenza lineare del campo di velocità media indotto dalla ventola rispetto alla sua velocità di rotazione.

Il Capitolo si divide in 3 Paragrafi:

- Paragrafo 3.1. Descrizione del set-up sperimentale.
- Paragrafo 3.2. Analisi dei risultati.
- Paragrafo 3.3. Confronto con simulazioni numeriche.

4.1. Descrizione del setup sperimentale

La prima versione dell'impianto sperimentale è stata assemblata e realizzata presso il laboratorio di Idraulica dell'Università di Campinas (UNICAMP) in Brasile. Il sistema è stato realizzato a partire da quello originariamente considerato da Dalfrè Filho et al. (2000), integrando le indicazioni di letteratura riportate nel Paragrafo 2.1 con i risultati ottenuti dalle analisi numeriche monofase descritte nel Capitolo 3. Questo impianto è composto essenzialmente da:

- una tanica in materiale acrilico trasparente;
- quattro setti equiseparati;
- una ventola di tipo Pitchedblade con le lame inclinate a 45°;
- un motore che mette in rotazione la ventola;
- una scala graduata che permette di posizionare la ventola all'altezza desiderata;

In Fig. 4.1 è mostrata una fotografia del nuovo impianto con evidenziati i componenti appena elencati.

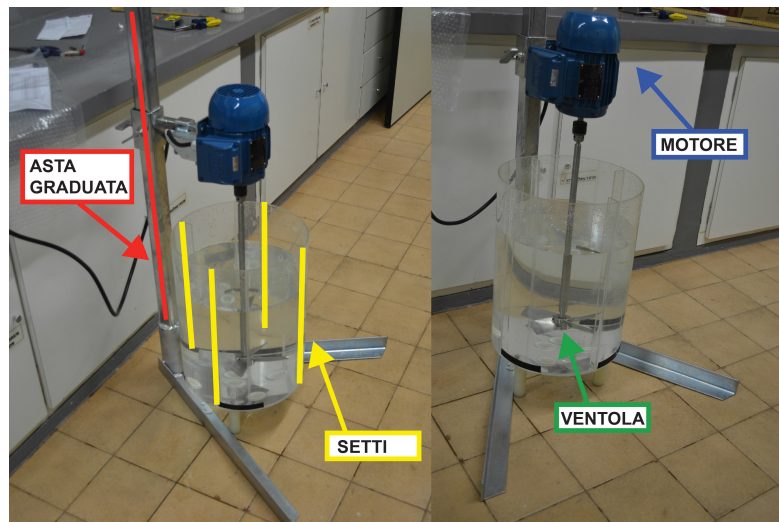


Fig. 4.1. Fotografia della prima versione del nuovo impianto sperimentale con evidenziati gli elementi principali.

Analisi sperimentale

La tanica è stata realizzata in materiale trasparente in maniera tale da consentire la visualizzazione del flusso al suo interno. Inoltre il set-up non è dotato di coperchio, per cui il fluido all'interno della tanica è direttamente a contatto con l'aria esterna.

Con riferimento alla Fig. 4.2, le dimensioni del sistema sono le seguenti:

- T = diametro del serbatoio = 35 cm.
- D = diametro della ventola = $T/2 = 17.5$ cm.
- w = spessore dei setti = $T/10 = 3.5$ cm.
- H = quota del livello idrico in quiete = $T = 35$ cm.

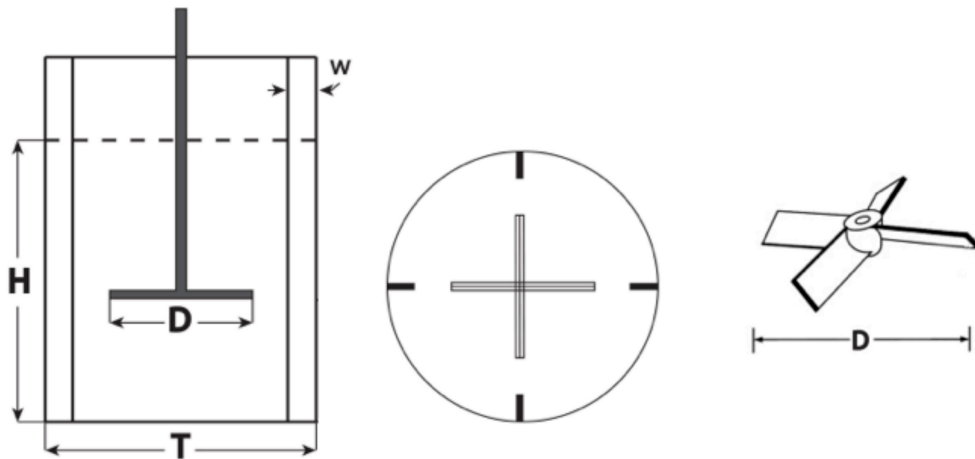


Fig. 4.2. Schema della geometria dell'impianto sperimentale.

La ventola è stata realizzata con la seguente geometria (riportata in Fig. 4.3):

- d = diametro del cilindro di connessione all'asta = 3.6 cm
- b = lunghezza della lama = 6.85 cm
- h_{imp} = altezza del cilindro di connessione = 3 cm

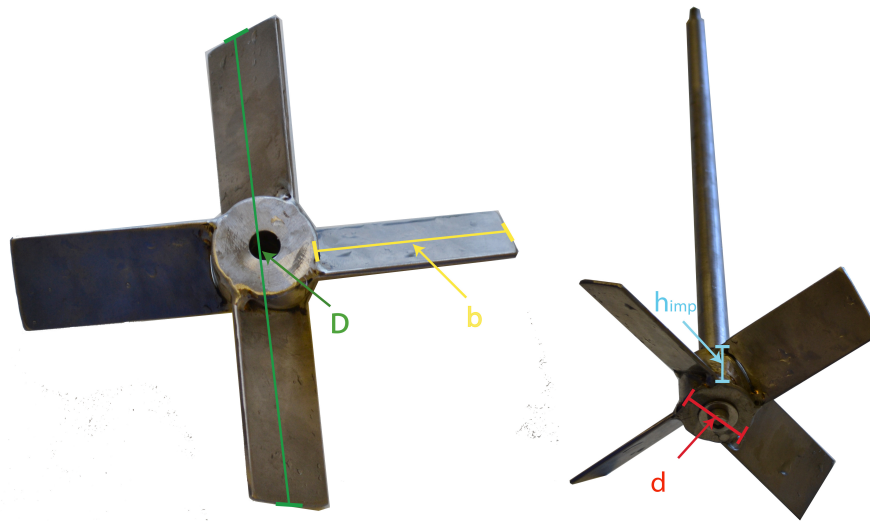


Fig. 4.3. La ventola utilizzata.

Il motore è azionato da un convertitore di frequenza (Fig. 4.4), che consente la regolazione della velocità di rotazione della ventola, espressa tramite il numero di giri al minuto N . Il display mostra il valore di N espresso in funzione della percentuale di frequenza e può essere regolato da un minimo di 350 rpm ad un massimo di 1400 rpm. Durante i test è stato anche utilizzato uno stroboscopio per confermare la velocità di rotazione della ventola.



Fig. 4.4. Convertitore di frequenza utilizzato per la regolazione della velocità della ventola.

Come già accennato in precedenza nel paragrafo 2.3, si intende misurare i valori di pressione sul fondo del serbatoio al fine di “calibrare” il campo di moto medio in prossimità della ventola (in termini di velocità media, energia cinetica turbolenta e sua dissipazione) da imporre come parametro di input nelle simulazioni numeriche condotte con il modello Euler-Euler.

Sono stati utilizzati trasduttori di pressione strain gage con bassi range di misura (Fig 4.5), montati sul fondo del serbatoio. La scelta di tali strumenti di misura è stata effettuata alla luce di valutazioni preliminari fatte sui profili di pressione calcolati con simulazioni numeriche. Le caratteristiche principali sono:

- Range di misura: 0-250 mbar.
- Accuratezza: $\pm 0.5\%$ del fondo scala.



Fig. 4.5. Fotografia del trasduttore di pressione utilizzato (modello S-11 WIKA).

I trasduttori vengono poi posizionati in sei punti disposti sul piano mediano tra due setti adiacenti. La Fig. 4.5 mostra una fotografia di un trasduttore in una specifica posizione di misura e, a lato, la mappa dei punti di misura che sono stati predisposti sul fondo del prototipo. Date le simmetrie del sistema, i punti di misura possono essere tutti riferiti ad una stessa corda equidistante tra due setti adiacenti.

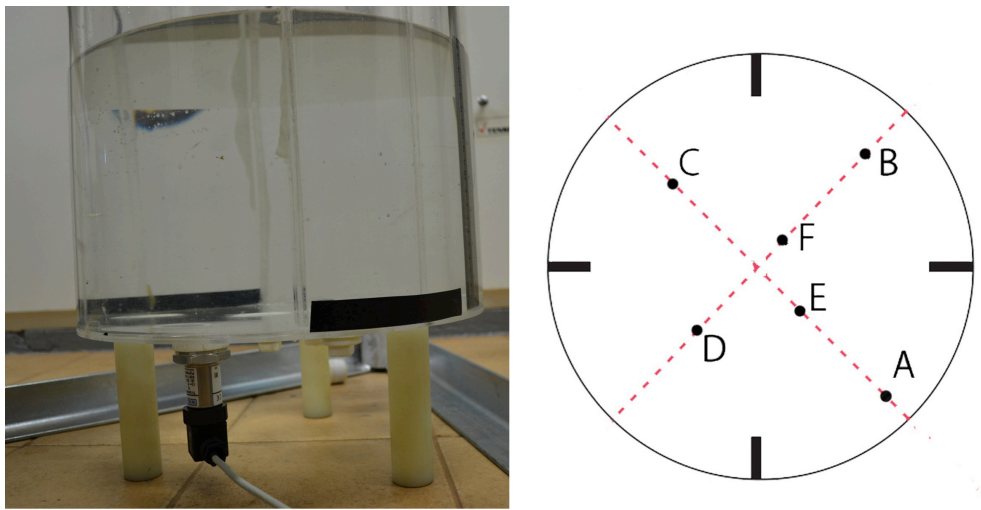


Fig. 4.6. Fotografia del trasduttore di pressione montato in posizione di misura B. Mappa dei punti di misurazione.

Gli strumenti sono poi collegati ad una scheda di acquisizione che invia il dato ad un computer ad essa collegato, per poi essere processato ed analizzato. In Fig. 4.6 è mostrato uno schema riassuntivo dell'intero set-up sperimentale.

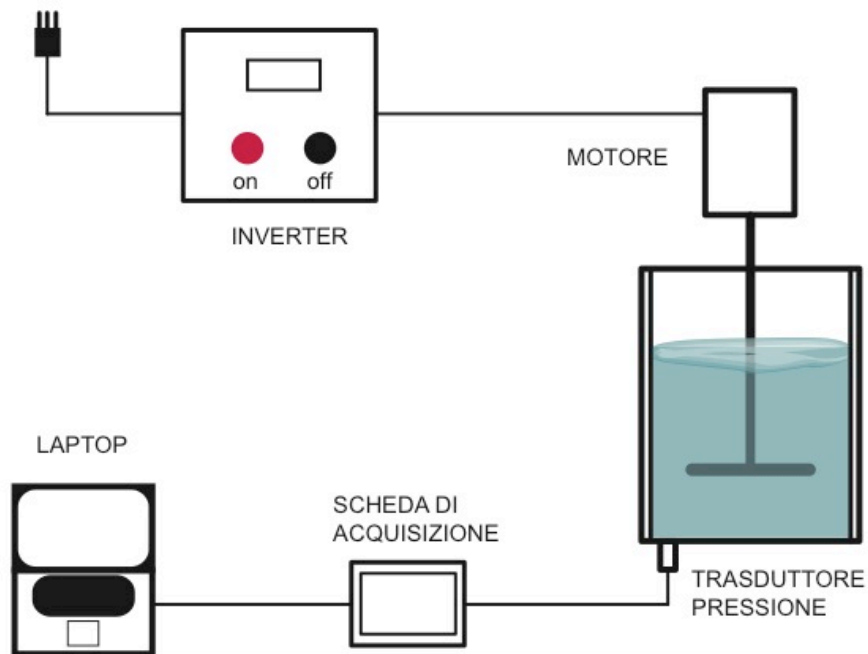


Fig. 4.7. Schema dell'impianto sperimentale.

4.2. Risultati ottenuti

Le prove sono sperimentali in questa fase hanno lo scopo di “calibrare” il flusso indotto dalla ventola da imporre in input nelle simulazioni numeriche che saranno poi effettuate nel Capitolo 5. La procedura seguita è dunque:

- misurare sperimentalmente i valori di pressione sul fondo del serbatoio;
- ipotizzare le distribuzioni di velocità media, energia cinetica turbolenta e sua dissipazione indotte dalla ventola, eseguire le simulazioni numeriche e confrontare le predizioni con i dati sperimentali;
- ottimizzare le distribuzioni al fine di produrre il miglior accordo possibile.

Prima di eseguire gli esperimenti sono stati effettuati alcuni test preliminari per valutare la presenza di effetti che potrebbero condizionare la rappresentatività delle simulazioni numeriche. Per fare ciò sono state integrate misurazioni lineari del livello idrico, tecniche video, e prove con l'utilizzo di particolato acrilico grossolano ($d_p \cong 0.5 \text{ cm}$) al fine di valutare qualitativamente il flusso nella tanica.

L'obiettivo di questi test era valutare:

- la formazione di bolle;
- la variazione spaziale del livello idrico.

La formazione di bolle non è risultata particolarmente significativa nelle prove effettuate. La variazione spaziale della superficie libera aumenta con la velocità di rotazione della ventola, e quindi con il numero di giri al minuto N . Si è però osservato che anche per $N = 600 \text{ rpm}$ la massima variazione di livello rispetto al caso idrostatico non supera i 2 cm, corrispondenti a 2 mbar sul fondo (Fig. 4.8). E' ragionevole attendersi che una maggiore quantità di acqua nella tanica consentirebbe di ridurre l'influenza della variazione spaziale della superficie libera sulla pressione sul fondo della tanica. Questa considerazione servirà da guida per le prove sperimentali che saranno condotte in futuro.

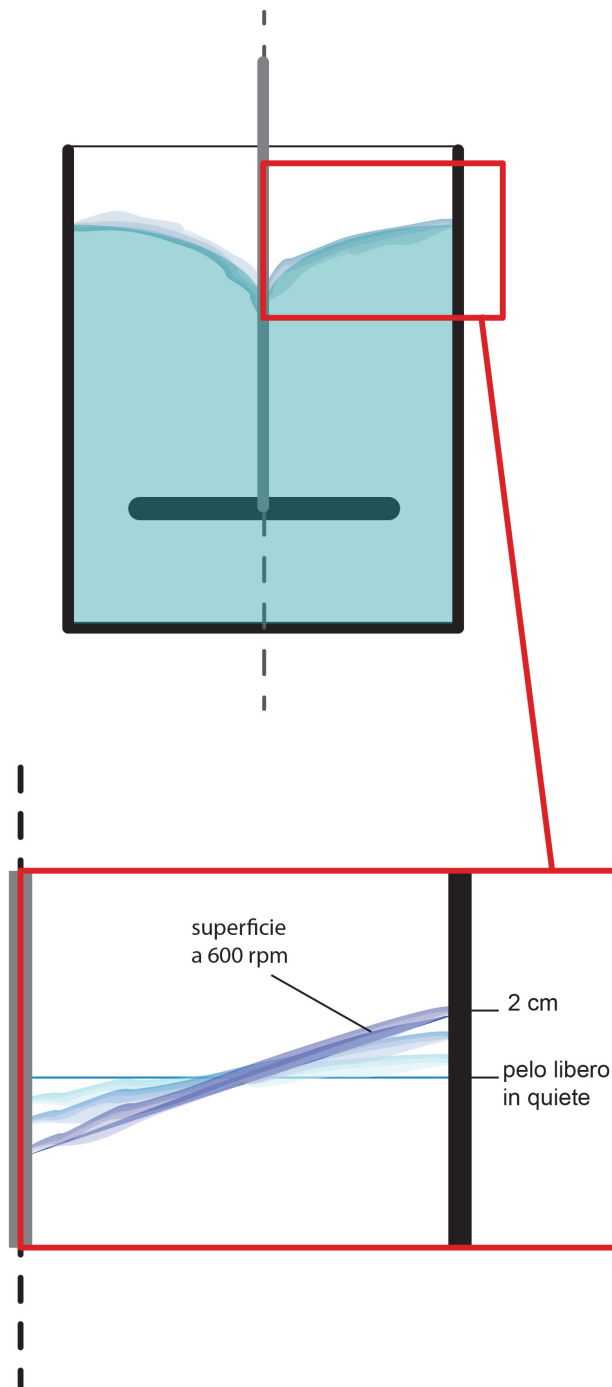


Fig. 4.8. Rappresentazione qualitativa della variazione spaziale del livello idrico nella tanica.

Analisi sperimentale

Il campo di moto indotto dalla pala viene "calibrato" a partire dalle misure dove l'effetto della variazione spaziale del livello idrico è meno significativo, e quindi per un numero di giri N compreso tra 400 e 550 rpm.

Successivamente le distribuzioni della velocità media, dell'energia cinetica turbolenta e della sua dissipazione trovate saranno applicate nelle simulazioni numeriche anche per numeri di giri N più alti, sfruttando la dipendenza lineare della velocità media indotta dalla pala da N , evidenziata nel Capitolo 3.

I valori di N e C considerati nei test sono:

- $N = 400, 450, 500, 550$ rpm;
- $C = 0.33D, 0.4D$.

Il valore $C=0.33D$ è quello giudicato più adatto nell'analisi del Capitolo 3. Il valore $C=0.4D$ è stato scelto per un'ulteriore conferma vista la non completa coincidenza fra il prototipo sperimentale e quello di Kresta e Wood (1993).

Per effettuare le misure sperimentali è stato necessario scegliere la frequenza di campionamento. In generale, è noto che i segnali in ingresso devono essere campionati ad una frequenza sufficientemente elevata da rappresentare il segnale analogico. Una scelta errata può compromettere l'affidabilità del dato.

La frequenza di acquisizione dei dati è stata scelta a seguito di un'analisi nel quale si è misurata la pressione al variare delle frequenze in uno dei punti sul fondo (punto A in Fig. 4.5). Sono state quindi calcolate le medie cumulate e gli scarti quadratici medi. I test sono stati eseguiti per un periodo di cinque minuti con la seguente configurazione: numero di giri $N= 400$ rpm e distanza dal fondo della ventola $C = 0.33D$. La frequenza di acquisizione è stata fatta variare da un valore di 25Hz fino a 150Hz. Tale analisi ha mostrato che tutte le medie cumulate per le differenti frequenze di acquisizione tendono asintoticamente allo stesso valore. In Fig. 4.9 è mostrato il grafico delle medie cumulate e in tabella 4.1 sono riportati i valori asintotici delle diverse frequenze testate.

Analisi sperimentale

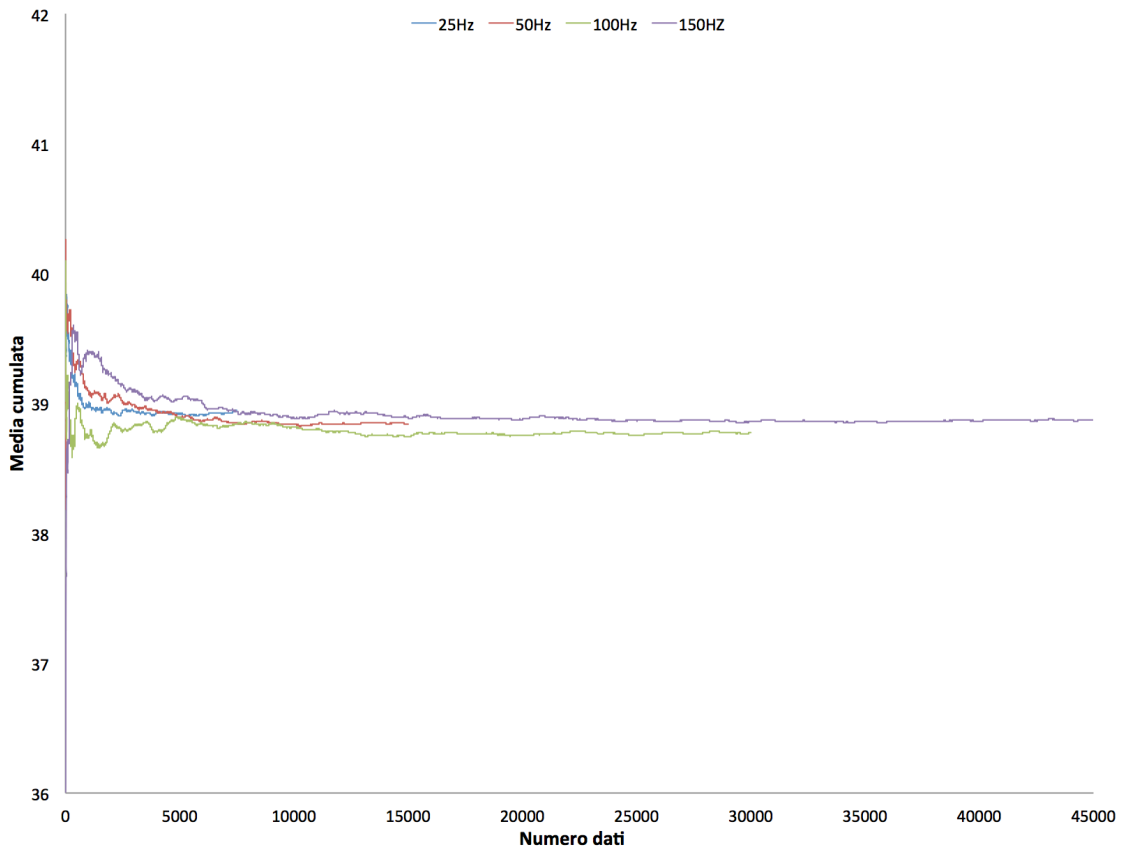


Fig. 4.9. Valor medio cumulato della pressione nel punto A di Fig 4.5 per diverse frequenze di campionamento.

Tabella 4.1. Valori medi asintotici per diverse frequenze di campionamento.

<i>Frequenza [Hz]</i>	25	50	100	150
<i>Valor medio asintotico [mbar]</i>	38.94	38.84	38.77	38.87

Si è riscontrato un comportamento analogo per lo scarto quadratico medio. Questo ha fatto pensare che per tempi elevati di simulazione lo strumento valuti lo stesso valore di pressione indipendentemente dalla frequenza di acquisizione adottata.

Sulla base di tali considerazioni e tenendo conto che è prassi comune fissare la frequenza di campionamento a un valore maggiore del doppio della frequenza

Analisi sperimentale

caratteristica del sistema si è deciso di scegliere una frequenza di acquisizione di 150Hz. Infatti, la frequenza caratteristica della ventola è:

$$f_{imp} = \frac{N}{60} n_{blade} \quad (4.1)$$

dove n_{blade} rappresenta il numero di lame della ventola (nel nostro caso pari a 4). Se $N = 550$ rpm tale frequenza è uguale a 36.6 Hz. Pertanto, $150\text{Hz} > 2 \cdot 36.6$ Hz. La scelta di tale frequenza ha inoltre consentito di ridurre la durata delle prove a 3 minuti.

I test sono stati quindi eseguiti per tutte le configurazioni possibili nei range considerati di C ed N. Si riporta in Tabella 4.2 un database dei test effettuati:

Tabella 4.2. Database delle prove sperimentali effettuate (livello idrico in quiete = 35 cm, frequenza di acquisizione = 150 Hz, durata della prova = 3 min).

Test	Distanza C [cm]	Numero giri [rpm]	Punti di misurazione
T01	6	400	A-B
T02	6	450	A-B
T03	6	500	A-B
T04	6	550	A-B
T05	6	400	E-F
T06	6	450	E-F
T07	6	500	E-F
T08	6	550	E-F
T09	6	400	C-D
T10	6	450	C-D
T11	6	500	C-D
T12	6	550	C-D
T13	7	400	A-B
T14	7	450	A-B
T15	7	500	A-B
T16	7	550	A-B
T17	7	400	C-D
T18	7	450	C-D
T19	7	500	C-D
T20	7	550	C-D
T21	7	400	E-F
T22	7	450	E-F
T23	7	500	E-F
T24	7	550	E-F

Analisi sperimentale

I valori di pressione misurati sono stati plottati in funzione della distanza radiale normalizzata rispetto al diametro della ventola ($2r/D$). Nei grafici di Fig. 4.10 sono riportati i profili di pressione sul fondo per le due distanze della ventola dal fondo al variare nel numero di giri N .

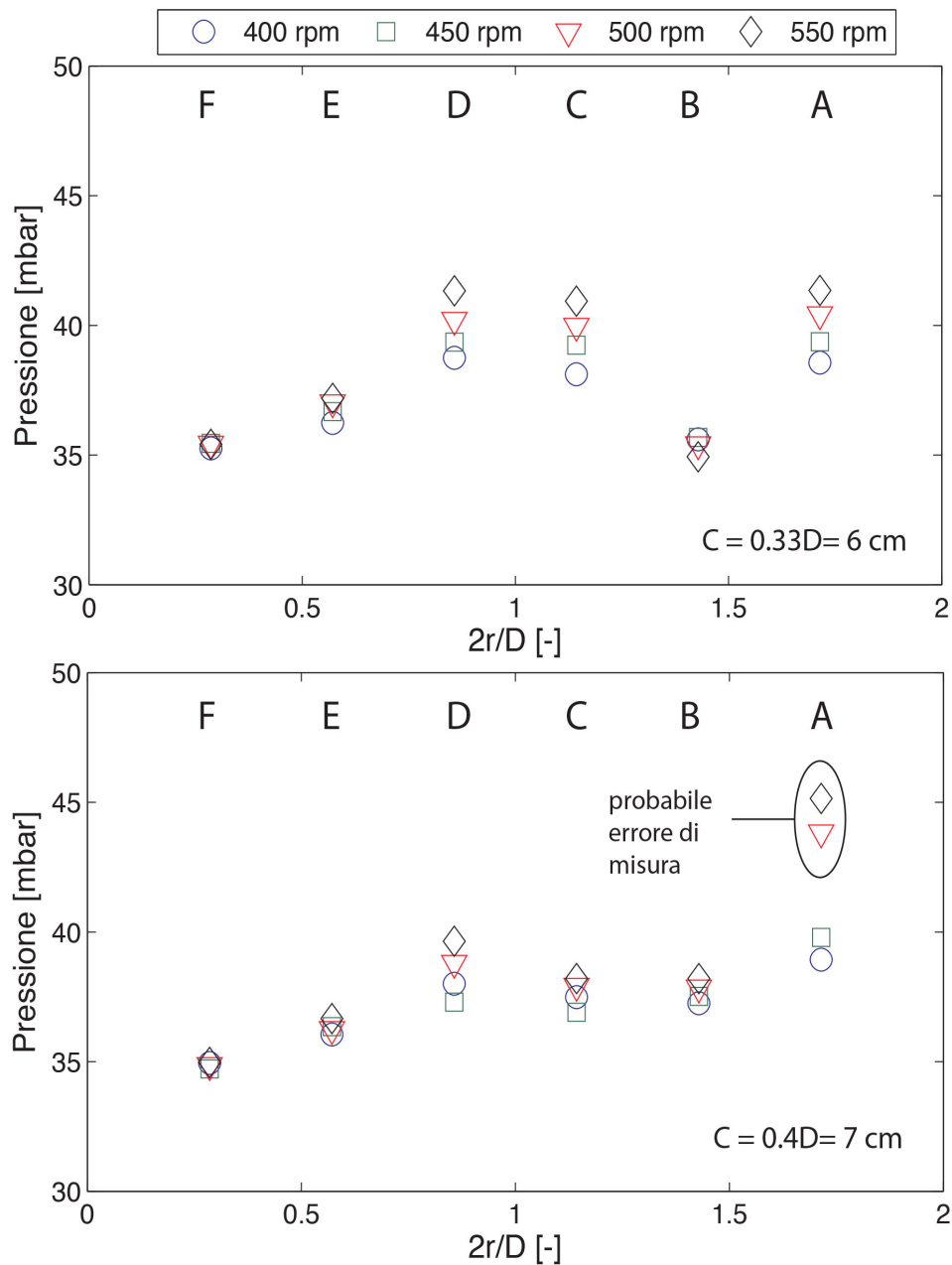


Fig. 4.10 Profili di pressione al variare del numero di giri N per le due distanze dal fondo considerate ($C=6, 7$ cm).

Analisi sperimentale

Landamento qualitativo della pressione è lo stesso per i due valori di C , ma le pressioni con $C = 0.4D$ a parità di numero di giri sono più basse rispetto alla configurazione con la ventola più vicina al fondo ($C=0.33D$). L'unica anomalia è nelle misurazioni del punto A. Infatti, a parità del numero di giri N ci si aspettava una pressione più bassa per $C=0.4D$ e non per $0.33D$, mentre si è osservato il contrario per $N= 500$ rpm e $N=550$ rpm. Questo andamento anomalo, che potrebbe essere dovuto ad errori nell'esecuzione delle prove, andrà ulteriormente indagato.

4.3. Confronto con simulazioni numeriche

I dati sperimentali sono stati confrontati con i risultati di simulazioni numeriche. Le prove sono state eseguite su di un dominio simile a quello illustrato nel Capitolo 3, ma nella parte superiore del serbatoio è stata imposta una condizione al contorno di pressione nulla su tutta la superficie. Da notare che imporre tale condizione al contorno significa di fatto ipotizzare che la superficie libera si mantenga orizzontale come nel caso idrostatico. Essendo stato scelto per il confronto un range di numeri di giri in cui l'influenza della variazione spaziale della superficie libera sulla pressione al fondo è relativamente contenuta, il setup numerico è giudicato adeguato per il confronto con l'evidenza sperimentale. In Fig 4.11 è mostrata la schematizzazione del dominio con le relative condizioni al contorno.

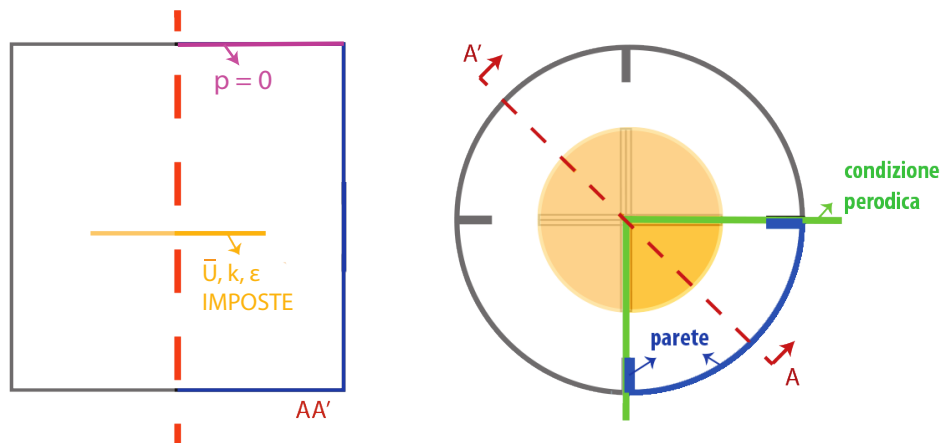


Fig. 4.11. Dominio di calcolo e condizioni al contorno.

Come già accennato, le distribuzioni di velocità media, dell'energia cinetica turbolenta e della sua dissipazione indotti dalla pala sono stati scelti sulla base della letteratura disponibile in modo tale che la pressione al fondo sia in accordo con gli esperimenti.

In un primo tentativo si sono utilizzate le distribuzioni assialsimmetriche dedotte dall'interpolazione dei dati sperimentali di Kresta e Wood (1993), già riportate in Fig. 3.3. Di seguito sono riportati i grafici con i confronti numerico-

Analisi sperimentale

sperimentale per ogni combinazione di C ed N considerata. I dati sperimentali hanno barre di errore pari a ± 1.25 mbar, pari allo 0.5% del fondo scala.

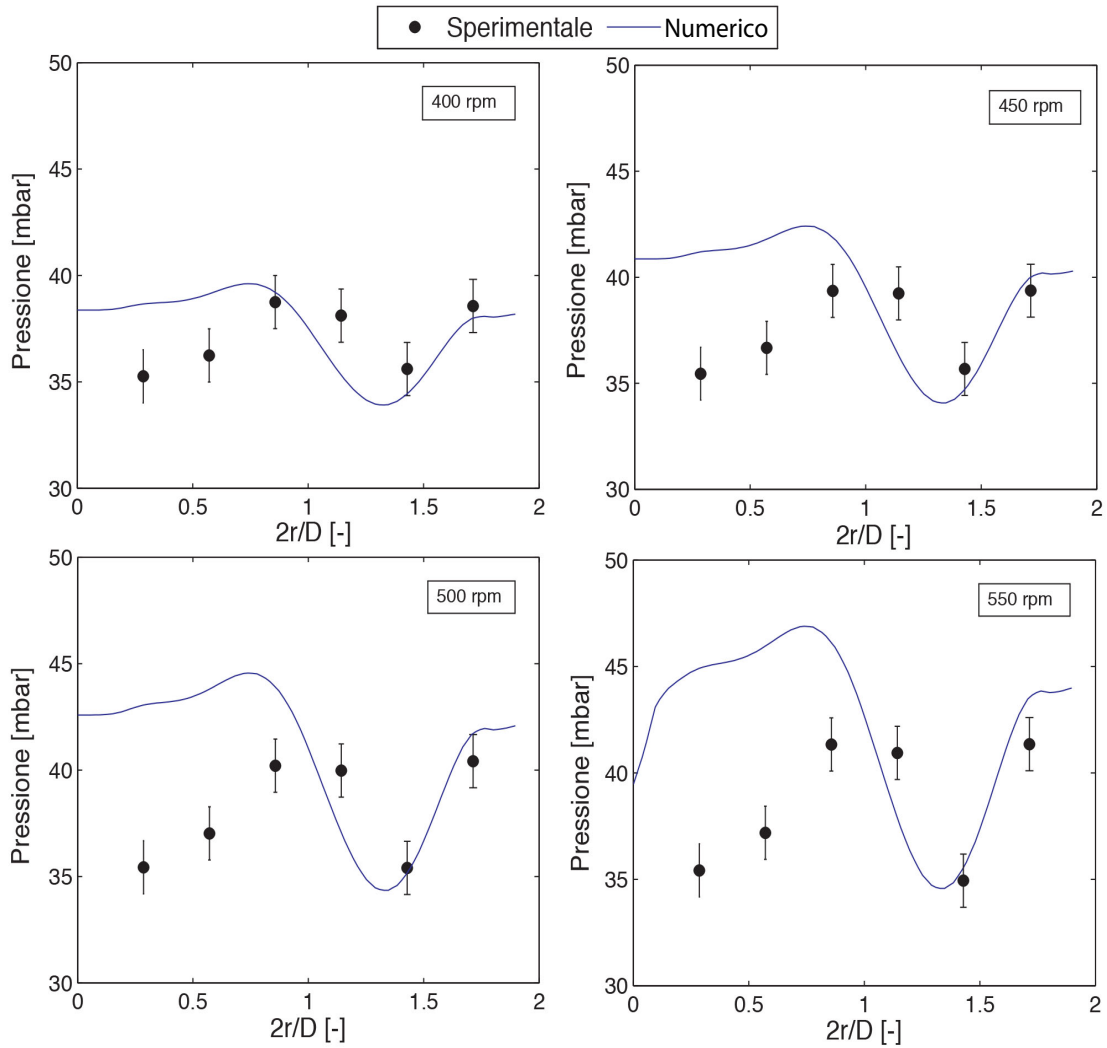


Fig. 4.12. Confronto dati sperimentali con soluzioni numeriche. Configurazione $C = 0.33D = 6$ cm. Profili di velocità, energia cinetica turbolenta e dissipazione indotti dalla ventola dedotti dai dati sperimentali di Kresta e Wood (1993).

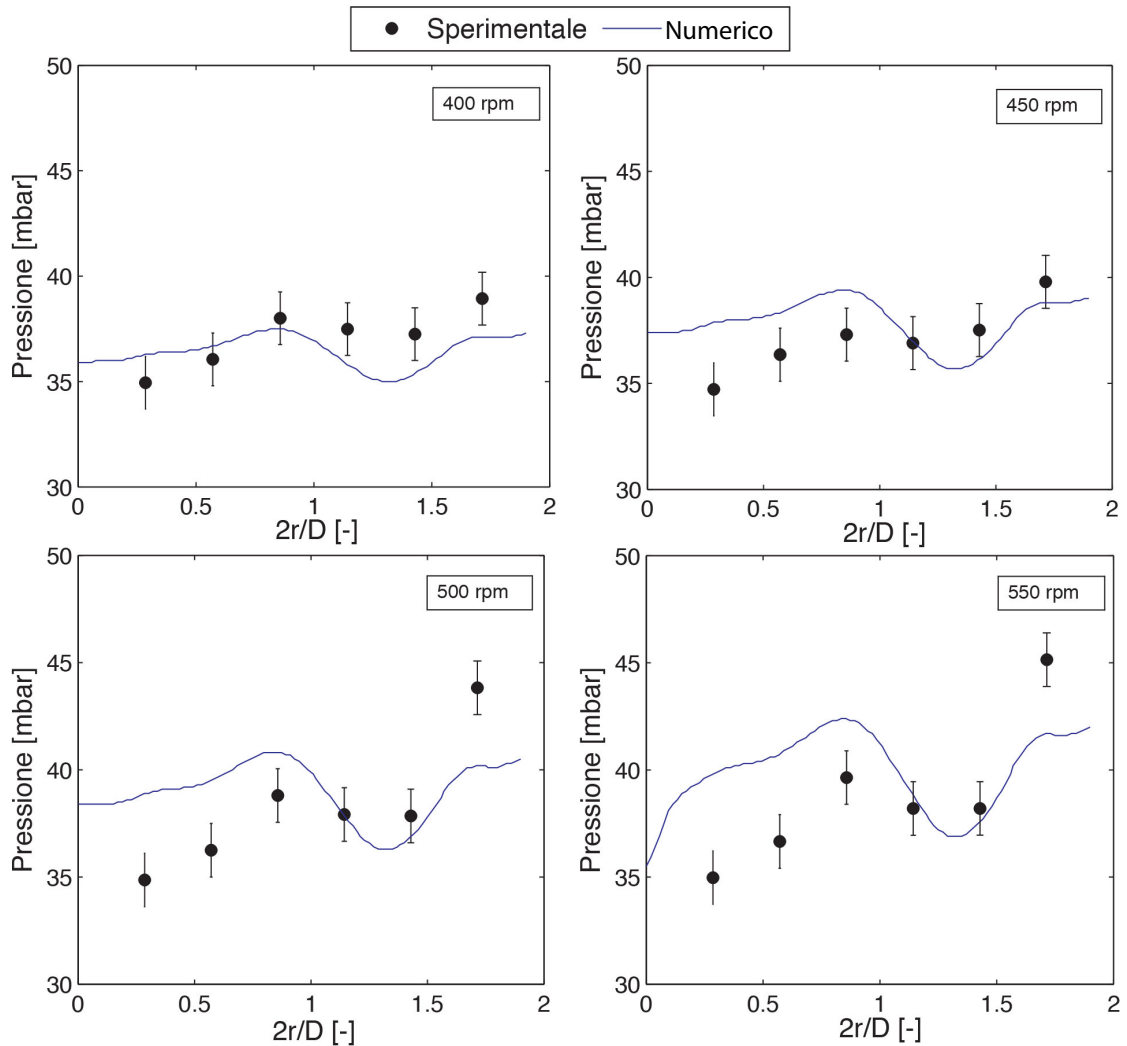


Fig. 4.13. Confronto dati sperimentali con soluzioni numeriche. Configurazione $C = 0.4D = 7$ cm. Profili di velocità, energia cinetica turbolenta e dissipazione indotti dalla ventola dedotti dai dati sperimentali di Kresta e Wood (1993).

Dal confronto è possibile notare che imponendo le distribuzioni di Kresta and Wood (1993) l'accordo con le misure non è sempre ottimale. Solo nei casi con $C=0.4D$ ed $N = 400$ e 450 rpm sembra esserci una buona corrispondenza tra i dati sperimentali e le soluzioni numeriche.

La notevole discordanza riscontrata soprattutto per la configurazione con $C = 0.33D$ ha messo in dubbio la rappresentatività dei profili utilizzati per modellare la ventola. Difatti osservando la geometria della girante sviluppata per il

prototipo sperimentale, si è notato che il cilindro che connette la ventola all'asta ha dimensioni maggiori rispetto ad una ventola di tipo PitchedBlade a 45° standard (Fig 4.3 cfr. Fig 2.1). Questo porta ad una riduzione dell'estensione delle lame della ventola e una conseguente riduzione della loro zona di influenza. In Fig. 4.14 viene schematizzato qualitativamente il diverso comportamento del flusso indotto dalla ventola di tipo PitchedBlade a 45° standard e la ventola utilizzata nel prototipo sperimentale.

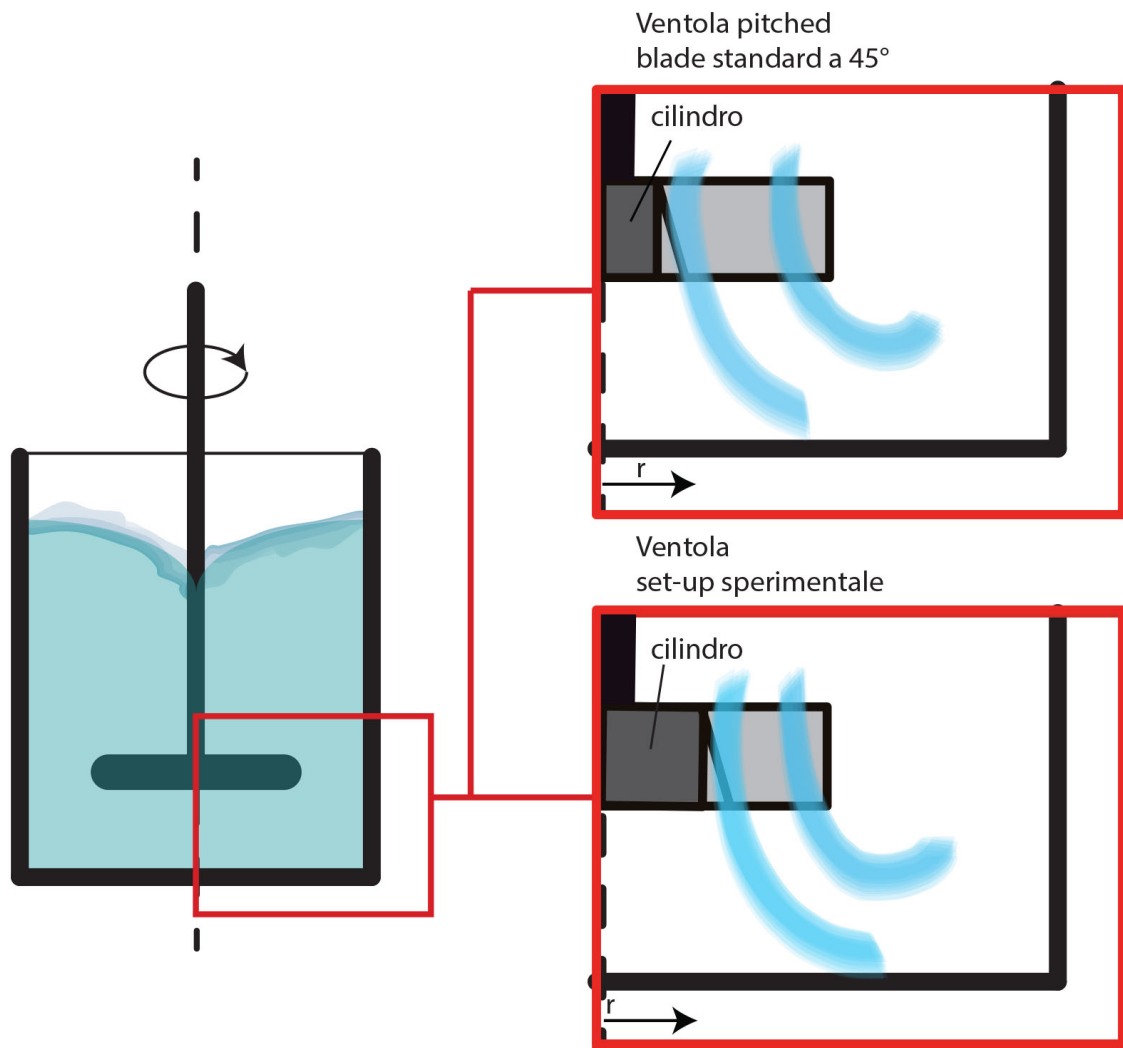


Fig 4.14. Andamento qualitativo del flusso prodotto da una ventola PitchedBlade standard come quella di Kresta and Wood (1993) e la ventola utilizzata nell'impianto sperimentale.

Si è deciso quindi di apportare alcune modifiche al profilo della componente assiale (U_z) della velocità mentre le componenti radiale e tangenziale, l'energia

cinetica turbolenta e la sua dissipazione sono state alterate. In Fig. 4.15 sono riportati i profili di velocità assiale U_z con schematizzata la dimensione del cilindro di connessione per la ventola di Kresta and Wood (1993) e quella del prototipo sperimentale. In entrambi i casi la velocità è adimensionalizzata rispetto alla $U_{tip} = \pi ND$, mentre la distanza radiale è adimensionalizzata rispetto al diametro della ventola.

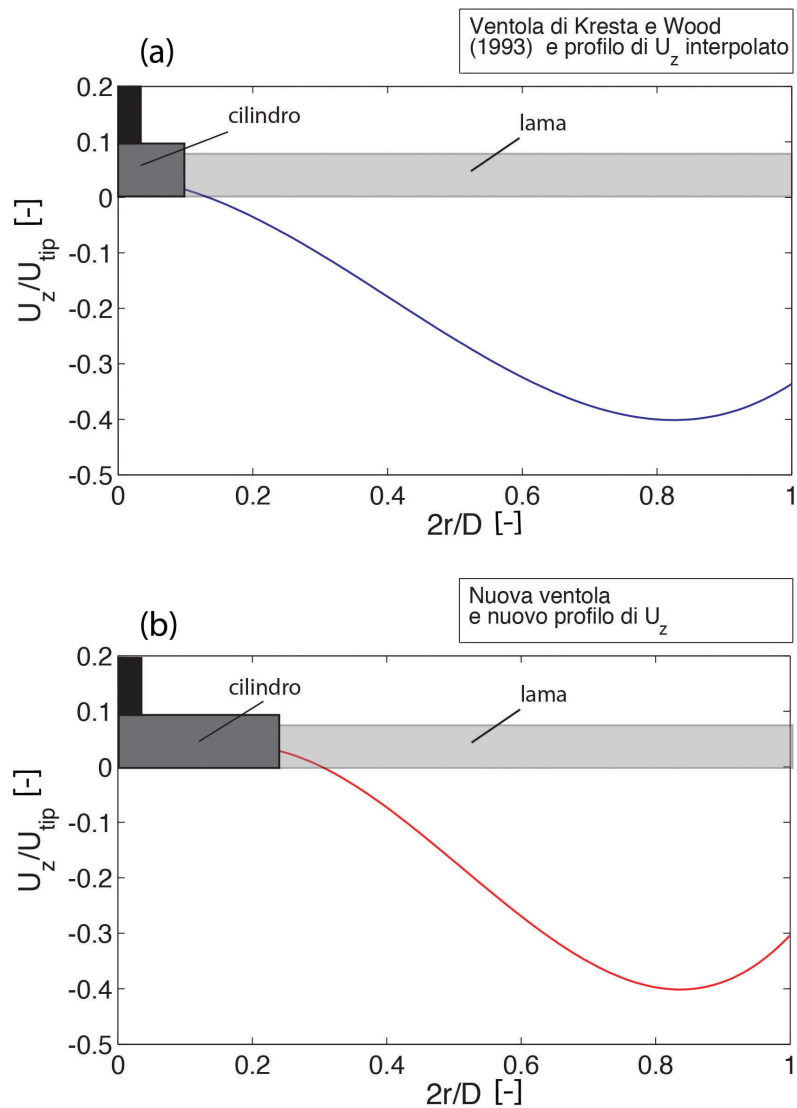


Fig 4.15. (a) Profilo di velocità U_z ricavato dai dati sperimentali di Kresta e Wood (1993) con schematizzazione della ventola e il relativo cilindro di connessione della ventola. (b) Profilo di velocità U_z ricavato adattando il profilo di Kresta e Wood (1993) alla ventola del nuovo impianto sperimentale.

Analisi sperimentale

Il profilo della componente U_z della velocità è stato dunque scalato lungo la direzione radiale per adattarsi alla differente zona di influenza delle lame della pala.

In Fig. 4.16 vengono mostrati i campi di velocità ottenuti imponendo i due profili di velocità. Già a prima vista appare evidente che il nuovo profilo consente di riprodurre meglio l'effetto del cilindro centrale sul flusso. Il confronto con i dati sperimentali, mostrato nelle Fig. 4.17 e 4.18, conferma che l'accordo tra le soluzioni numeriche e i dati sperimentali è notevolmente migliorato a seguito della modifica effettuata.

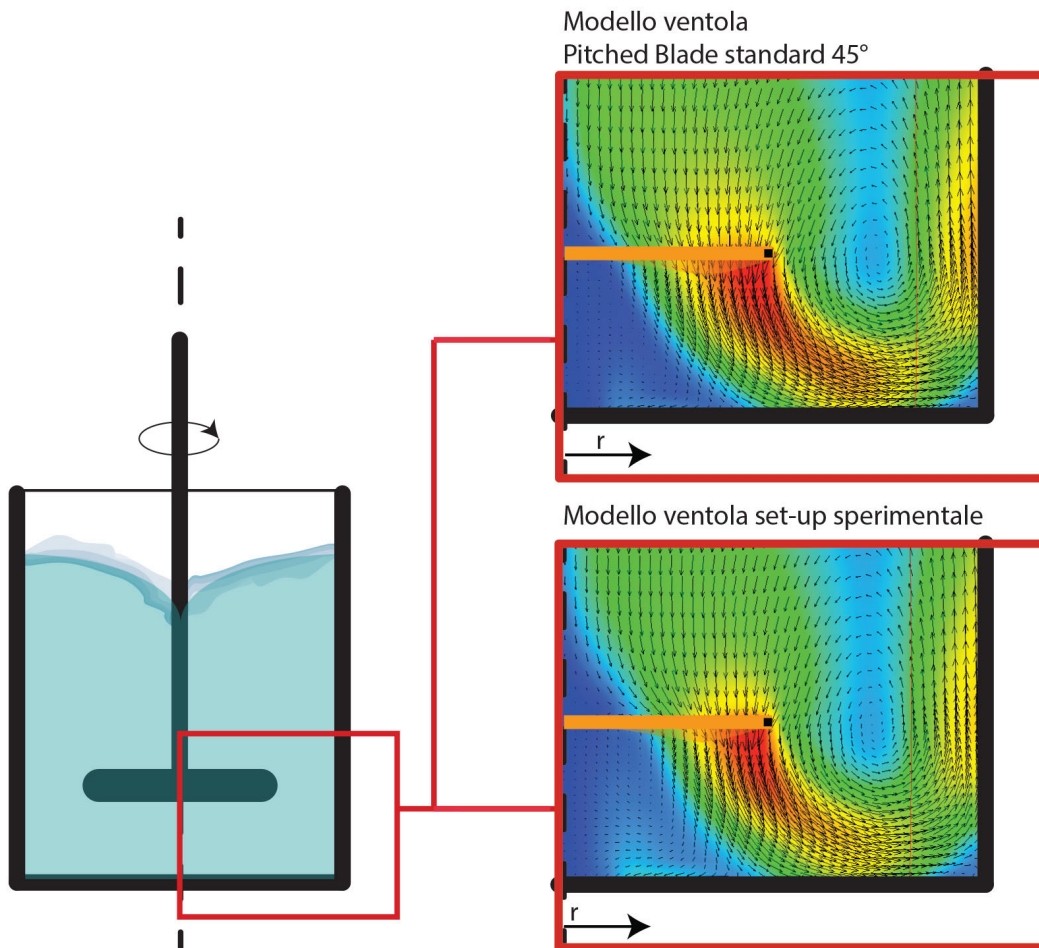


Fig 4.16 Campo di velocità ottenuto imponendo in corrispondenza della ventola i profili di velocità assiale mostrati in Fig. 4.11 (da Kresta and Wood, 1993) e il nuovo profilo di U_z .

Analisi sperimentale

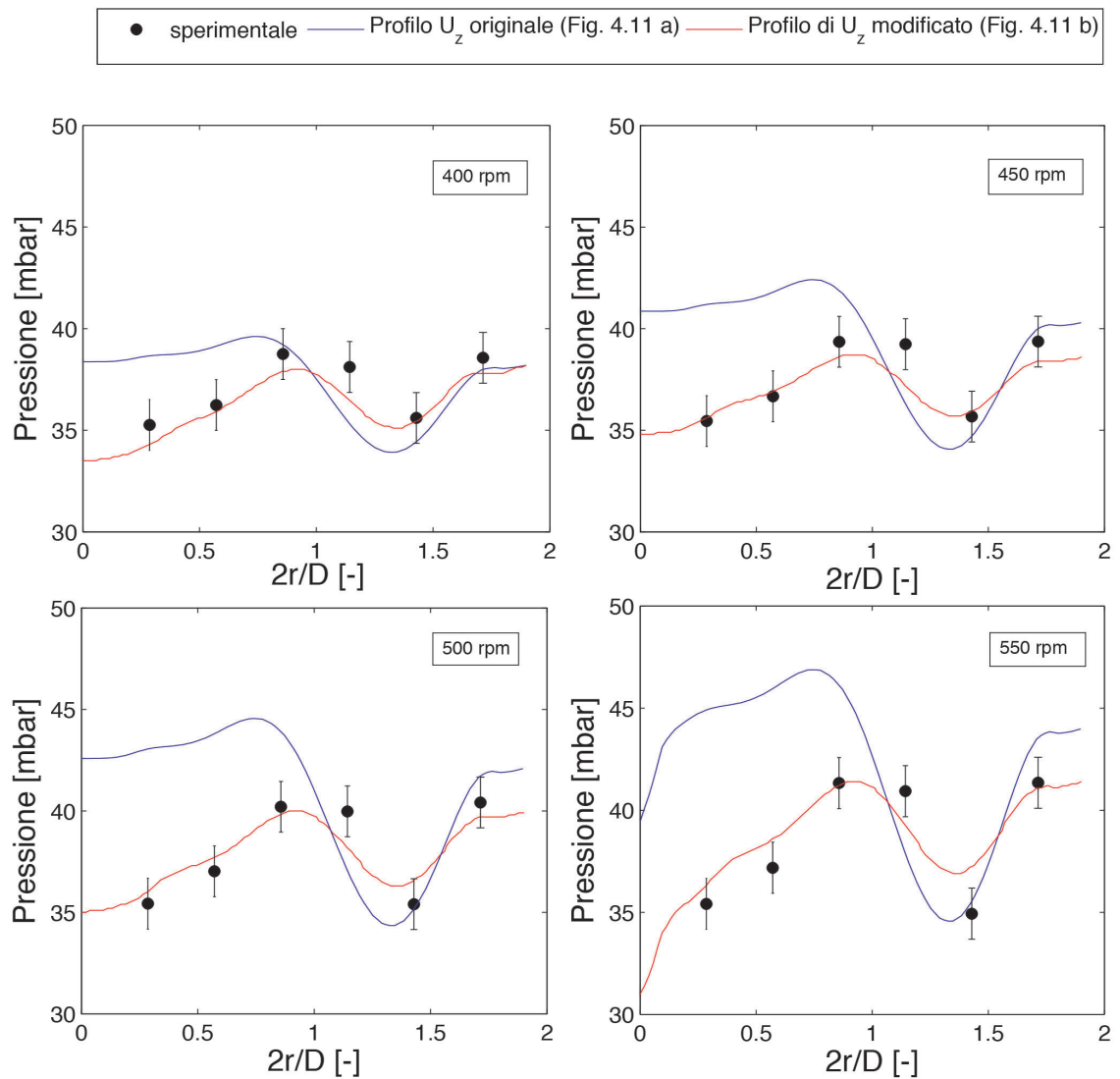


Fig. 4.17. Confronto dati sperimentali con soluzioni numeriche ottenute imponendo i 2 diversi profili di velocità assiale. (Fig. 4.11). Configurazione $C = 0.33D = 6$ cm.

Analisi sperimentale

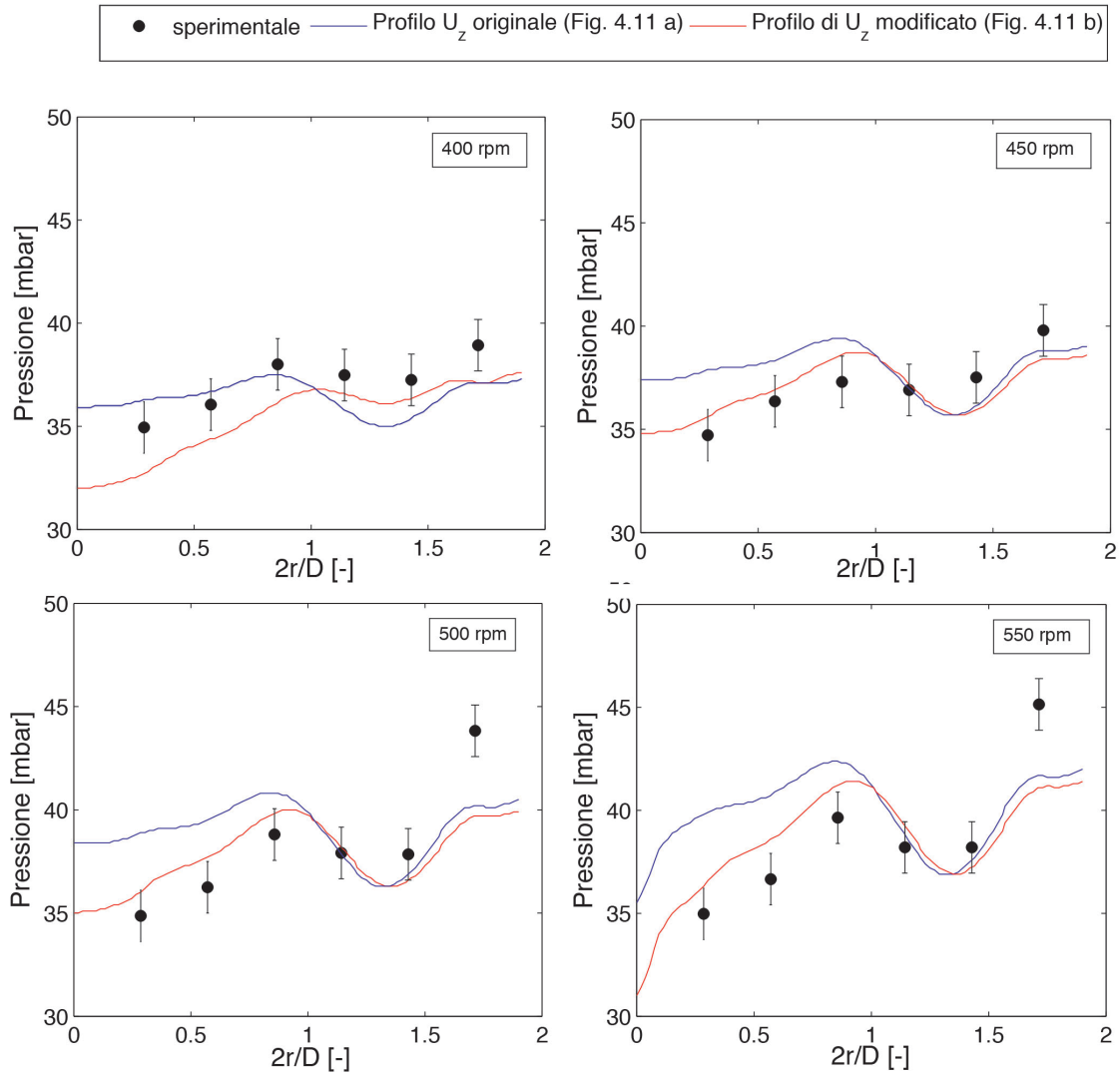


Fig. 4.18. Confronto dati sperimentali con soluzioni numeriche ottenute imponendo i 2 diversi profili di velocità assiale (Fig. 4.11). Configurazione $C = 0.4D = 7$ cm.

Si può notare un netto miglioramento dell'accordo tra i dati sperimentali e le nuove soluzioni numeriche. Oltre ai punti in cui si è precedentemente evidenziata un'anomalia derivante da possibili errori di misurazione (punto A per $C=0.4D$, Fig. 4.10), probabilmente le piccole deviazioni osservate sono imputabili all'aver trascurato l'effetto della superficie libera nel modello numerico e al non aver modellato l'effetto della ventola in modo adeguato.

Analisi sperimentale

Va sottolineato che, rispetto al caso di Kresta and Wood (1993), sono state eseguite modifiche unicamente sulla componente della velocità assiale U_z , lasciando invariate sia le altre due componenti U_θ e U_r , sia la distribuzione dell'energia cinetica turbolenta e la sua dissipazione.

Sarebbe utile misurare direttamente le tre componenti di velocità caratteristiche della ventola sviluppata per il prototipo sperimentale per poter ricavar direttamente le funzioni da implementare nel software. Tuttavia, in questa fase iniziale della ricerca la modellazione effettuata è stata giudicata adeguata per rappresentare, almeno in prima approssimazione, il flusso nella tanica.

Alla luce di tali risultati, si procede quindi all'ultima fase del lavoro di questa tesi, nel quale i profili ora trovati verranno usati come input del modello bifase Euler-Euler e verrà condotta un'ulteriore analisi parametrica, facendo variare la frazione volumetrica dei solidi C_v e il diametro delle particelle d_p , al fine di stimare nuovamente una configurazione che consenta una consistente erosione da impatto della base in calcestruzzo.

Capitolo 5

MODELLAZIONE NUMERICA

BIFASE

Sfruttando i risultati descritti nei capitoli precedenti, il modello Euler-Euler viene ora utilizzato per simulare il flusso bifase liquido-solido nella tanica. In particolare, viene effettuata un'analisi parametrica per valutare una configurazione favorevole allo sviluppo dell'erosione della base del serbatoio.

Questa analisi viene eseguita facendo variare i seguenti parametri:

- C_v : frazione volumetrica dei solidi nella tanica ($C_v = \text{volume di tutte le particelle nella tanica} / \text{volume della miscela nella tanica}$);
- d_p : diametro delle particelle.

Prima di eseguire l'analisi parametrica appena descritta, viene validato il modello bifase sulla base dei dati sperimentali ottenuti da Ljungqvist e Rasmuson (2001) relativi ad una tanica simile a quella del caso benchmark ma con dimensioni della ventola minori ($D=T/3$, anziché $D= T/2$). Questa scelta è motivata dal fatto che non è stato possibile reperire in letteratura dei dati sperimentali riguardanti il caso $D=T/2$.

Il seguente Capitolo è diviso in due Paragrafi:

- Paragrafo 5.1. Verifica della consistenza della soluzione numerica e del modello Euler-Euler.
- Paragrafo 5.2. Analisi parametrica al variare della frazione volumetrica solida C_v e del diametro delle particelle d_p e valutazione della configurazione ottimale per l'erosione da impatto.

5.1. Set-up numerico e validazione

Come effettuato nel Capitolo 3 per il caso monofase, la consistenza della soluzione numerica è verificata rispetto ai parametri di interesse che si vanno ad analizzare nello studio parametrico: la frazione volumetrica dei solidi α_p , il modulo della velocità media U^l , e la sua inclinazione ϕ_l .

Successivamente il modello Euler-Euler viene validato sulla base dei dati sperimentali ottenuti dal lavoro di Ljungqvist e Rasmuson (2001) nel quale si investiga sperimentalmente il moto di una miscela liquido-solido all'interno di un serbatoio dotato di ventola PitchedBlade a 45° che come già accennato ha dimensioni minori rispetto a quella del prototipo sperimentale oggetto di studio.

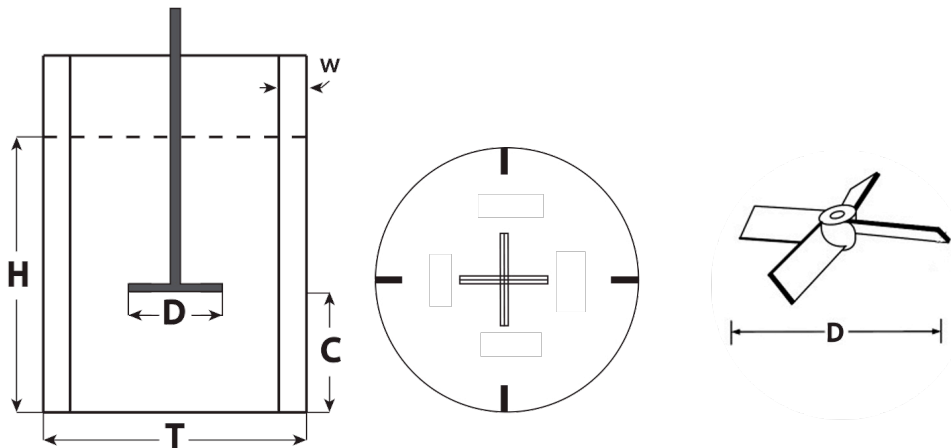


Fig. 5.1. Set-up sperimentale considerato da Ljungqvist e Rasmuson (2001).

Il set-up sperimentale considerato da Ljungqvist e Rasmuson (2001) è caratterizzato dalla geometria mostrata in Fig. 5.1, con le seguenti caratteristiche:

- T = diametro del serbatoio = 29.7 cm.
- D = diametro della ventola = $T/3 = 9.9$ cm.
- $C = D = 9.9$ cm.
- $w = T/10$.
- H = livello idrico del fluido in quiete = $T = 29.7$ cm.

Il numero di giri considerato è pari a 360 rpm.

I due autori eseguono l'analisi per vari materiali con diverse densità. Al fine della validazione, si considererà solo il materiale con una densità analoga a quella della sabbia, come il materiale che si intende utilizzare nel prototipo sperimentale per erodere la base in calcestruzzo del serbatoio.

Le caratteristiche della fase solida sono le seguenti:

- d_p = diametro delle particelle = 150 μm
- ρ_p = densità delle particelle = 2450 kg/m^3
- C_v = frazione volumetrica dei solidi = 0.3 %

Il dominio di calcolo utilizzato e le condizioni al contorno sono illustrate in Fig. 5.2. In particolare, sulla base superiore della tanica è imposta una condizione di simmetria sulle pareti e sul fondo del serbatoio sono imposte la legge di parete di Launder e Spalding (1971) per la velocità media del fluido, l'energia cinetica turbolenta e la sua dissipazione e una condizione di sforzo tangenziale nullo per la fase solida. Una condizione periodica è applicata sulle facce laterali del dominio.

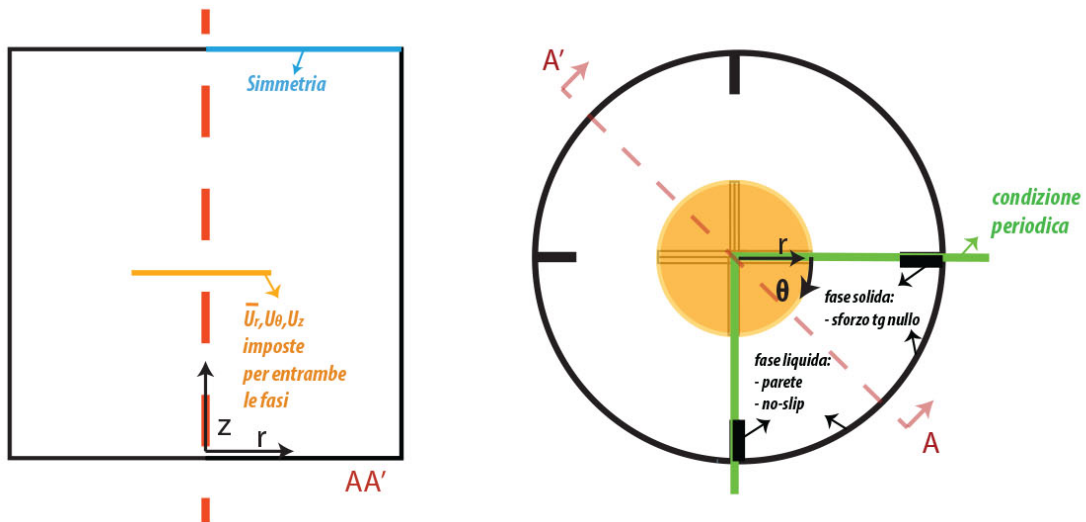


Fig 5.2. Schematizzazione dominio di calcolo utilizzato per la validazione del modello numerico bifase e la verifica della griglia.

L'effetto della ventola è modellato imponendo su un disco bidimensionale le caratteristiche del flusso indotto da essa: vengono quindi assegnate le velocità di entrambe le fasi, k ed ϵ . I profili di velocità sono gli stessi per entrambe le fasi,

questo perché si presuppone che le particelle tendano a muoversi solidali al fluido all'interno della tanica, almeno sufficientemente lontano dalle pareti.

In un primo momento, non avendo dati sperimentali specifici della ventola utilizzata da Ljungqvist e Rasmuson (2001), sono state utilizzate le distribuzioni ricavate da Kresta e Wood (1993), relative a una ventola PichedBlade standard. In seguito è stata fatta una "calibrazione" dei profili delle componenti radiale U_r e tangenziale U_θ di velocità. I nuovi profili sono stati "calibrati" in modo tale da ottimizzare l'accordo con le misure sperimentali di Ljungqvist e Rasmuson (2001). La distribuzione della componente assiale U_z è stata invece ricavata interpolando con una funzione quadratica i dati sperimentali di un ulteriore lavoro di Ljungqvist e Rasmuson (2004) riguardante la stessa tanica. I valori di k ed ε sono invece stati lasciati inalterati. In Fig. 5.3 si confrontano i profili di velocità delle tre componenti ricavati da Kresta e Wood (1993) con i profili modificati U_r e U_θ e quello della velocità assiale U_z ricavato dai dati di Ljungqvist e Rasmuson (2004).

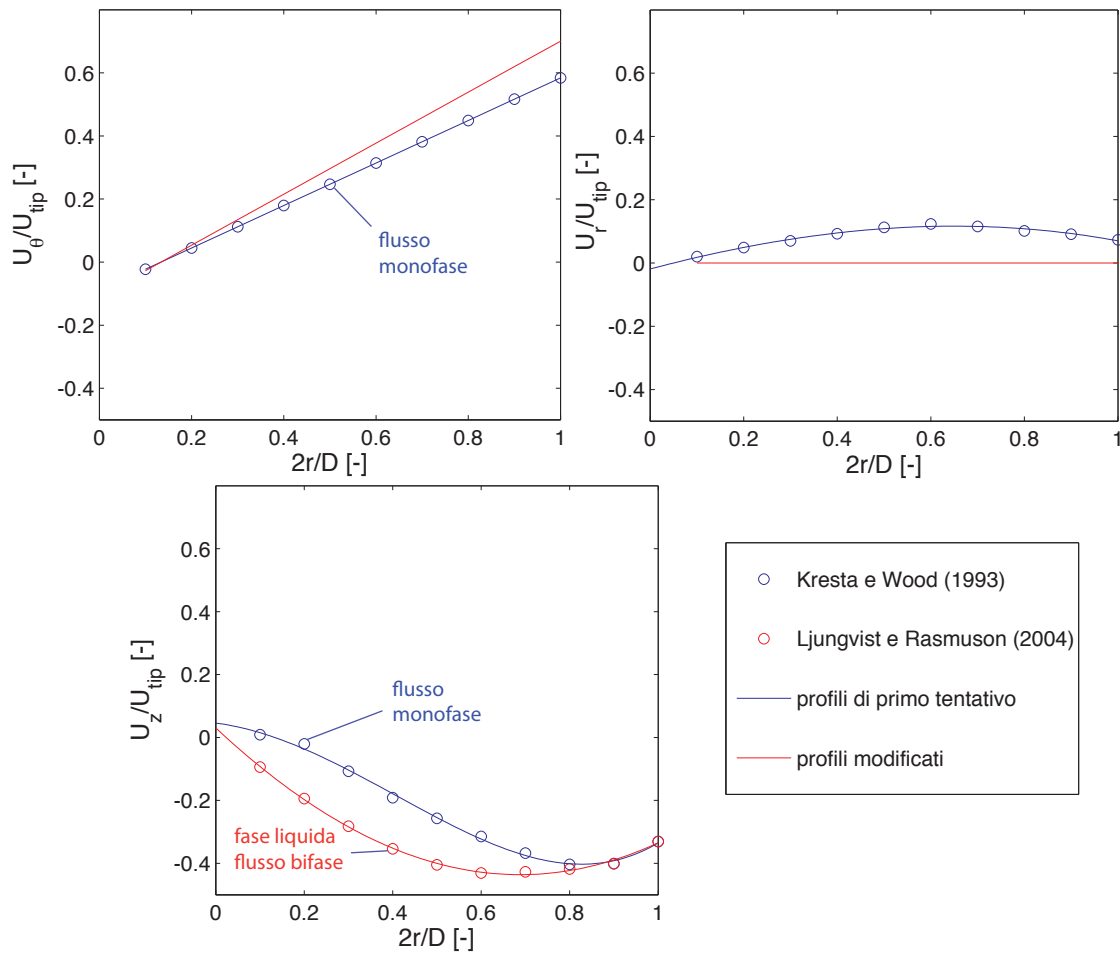


Fig 5.3. Confronto profili di velocità (U_r , U_θ , U_z) ricavati da Kresta e Wood (azzurro) con i profili modificati U_r , U_θ e il profilo U_z ricavato dai dati sperimentali Ljungqvist e Rasmuson (2004)(rosso).

Rispetto ai profili di primo tentativo sono state apportate queste modifiche:

- la componente tangenziale U_θ è stata aumentata mantenendo un comportamento lineare.
- la componente radiale U_r , è stata considerata nulla visto che il diametro della pala è molto minore di quella considerata da Kresta e Wood (1993) e dato che la componente misurata dai due autori non era già molto rilevante se confrontata con le altre due.
- la componente assiale U_z , è ricavata dai dati di Ljungqvist e Rasmuson (2004).

Il dominio è stato discretizzato utilizzando una griglia strutturata in coordinate cilindriche, e lo studio dell'indipendenza della griglia è stato effettuato al fine di garantire la consistenza della soluzione. Si precisa che le distribuzioni utilizzate per rappresentare l'effetto della girante sono quelle ricavate dai dati sperimentali di Kresta e Wood (1993). Lo studio viene eseguito valutando la frazione volumetrica dei solidi, il modulo della velocità della fase liquida U^l e l'angolo di impatto ϕ su una corda posta nel piano verticale mediano tra due setti ad una distanza dal fondo di 1 cm (Fig. 5.4).

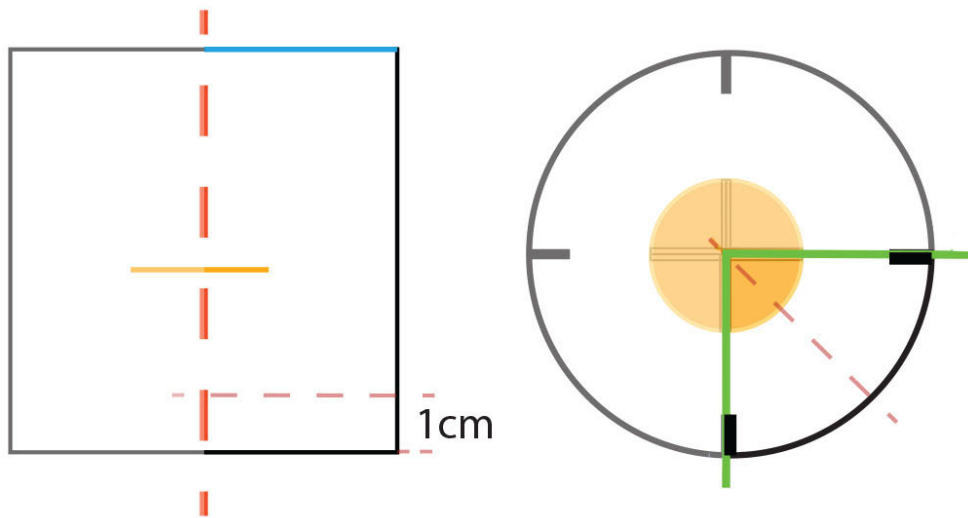


Fig. 5.4. Corda di riferimento per lo studio di indipendenza dalla griglia e le analisi parametriche.

Sono state quindi testate tre differenti griglie. Sono riportate, in Tabella 5.1, il numero di celle lungo le tre coordinate spaziali r , θ , z :

Tabella 5.1. Mesh considerate per lo studio di indipendenza dalla griglia.

	n_r	n_θ	n_z
Griglia A	12	30	27
Griglia B	22	40	40
Griglia C	30	49	49

In Fig. 5.5 sono rappresentati graficamente i profili del modulo della velocità della fase liquida U^l e della sua inclinazione rispetto al fondo ϕ_l e la frazione volumetrica per la frazione volumetrica delle particelle per le tre differenti

griglie di calcolo. Come si può notare, le soluzioni ottenute con le griglie più fitte (B e C) sono molto vicine tra di loro, mentre la griglia A produce una soluzione diversa. Pertanto, si è deciso di selezionare la griglia B, vista la sua capacità di produrre una soluzione numerica consistente. Si nota che, nei grafici sono rappresentate solo le zone dove il flusso avviene dall'alto verso il basso ($U_z < 0$).

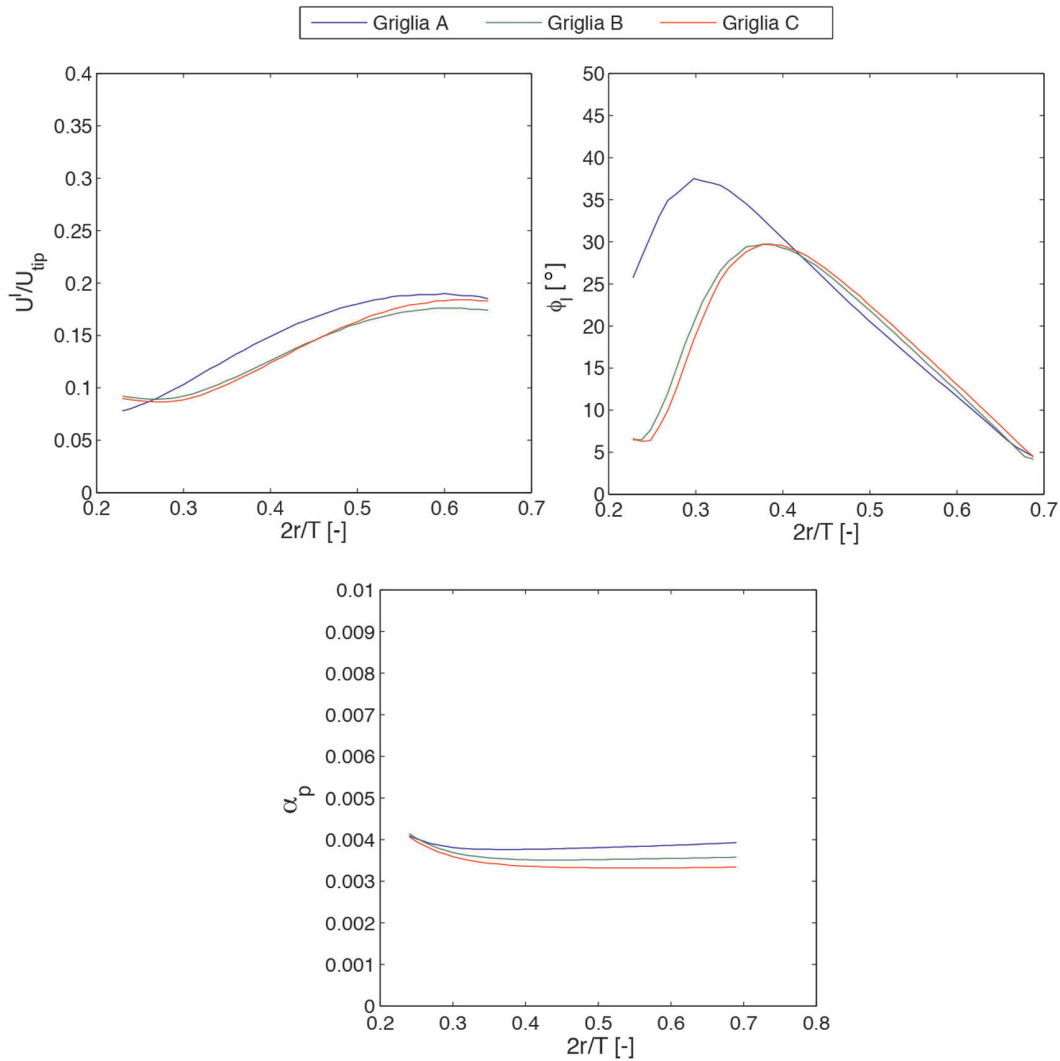


Fig. 5.5. Modulo della velocità della fase liquida U^l e della sua inclinazione ϕ e frazione volumetrica della fase solida per le tre griglie simulate. Indipendenza della soluzione dalla griglia.

Il modello è stato quindi validato sulla base dei dati sperimentali ottenuti da Ljungqvist e Rasmuson (2001) relativamente alla condizione di flusso precedentemente specificata. Il confronto è stato fatto rispetto alle tre componenti (U_r^l, U_θ^l, U_z^l) della velocità media della fase liquida, valutate su una corda posta sul piano verticale equidistante, tra due setti ad una distanza dal fondo pari a 7.5 mm. Nei grafici di Fig 5.6 è mostrato il confronto tra le soluzioni numeriche e i dati sperimentali. Le soluzioni numeriche riportate sono sia quelle ottenute con le caratteristiche della ventola ricavate da Kresta e Wood (1993), sia quelle ricavate a seguito delle modifiche effettuate (Fig. 5.3).

Come si può notare, c'è un buon accordo tra i risultati numerici e quelli sperimentali, soprattutto nel caso dei profili modificati. Per le analisi preliminari riportate in questa tesi, la validazione effettuata è giudicata sufficientemente adatta per garantire l'affidabilità della soluzione. Quindi si considera il modello Euler-Euler adeguato per valutare le caratteristiche fluidodinamiche di interesse.

Inoltre è importante evidenziare nuovamente la forte influenza della modellazione del campo di moto indotto dalla ventola sulle principali variabili fluidodinamiche della tanica. Pertanto in futuro sarà necessario approfondire ulteriormente questo aspetto.

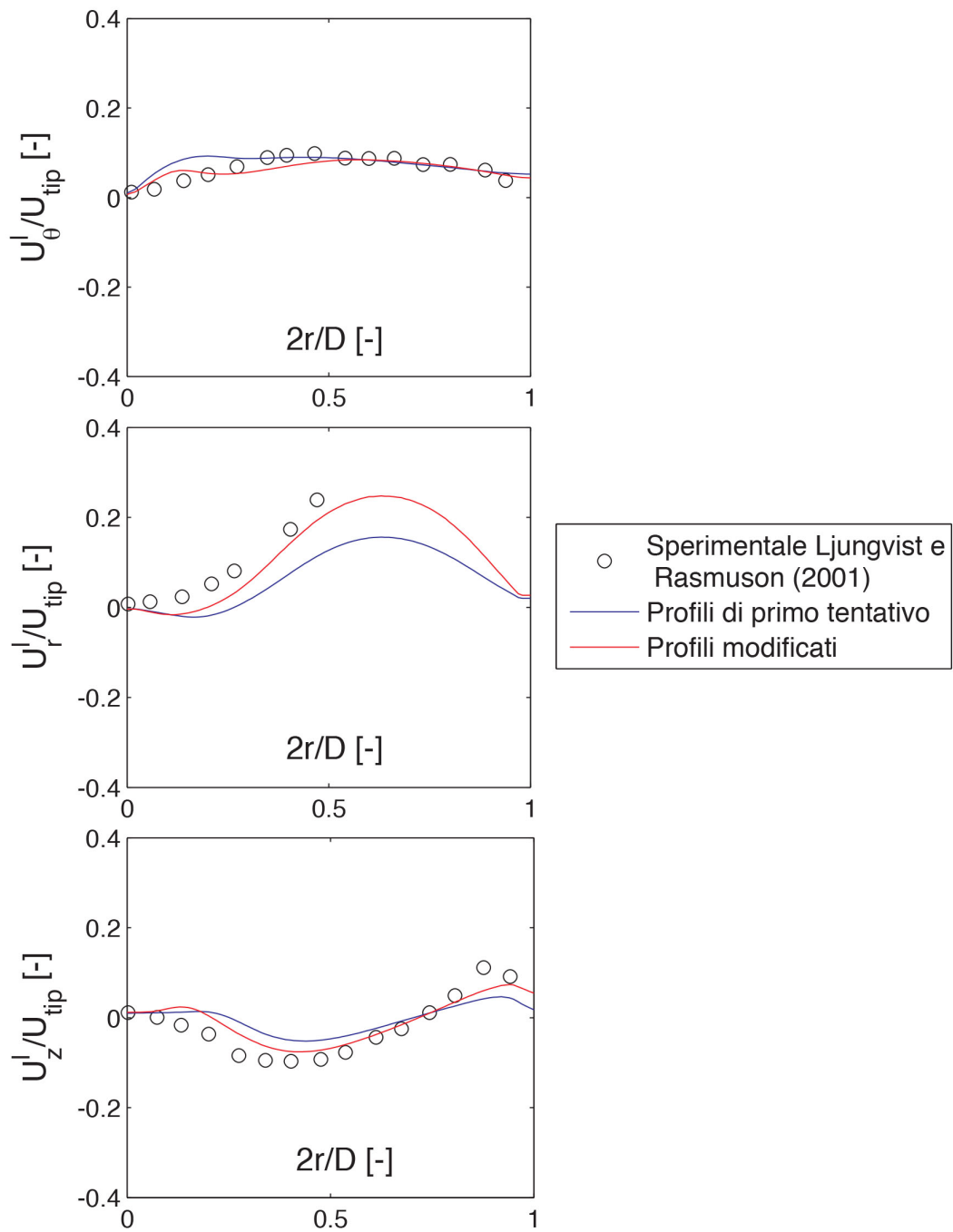


Fig. 5.6. Componenti della velocità media del fluido lungo una corda posta sul piano verticale equidistante tra due setti ad una distanza dal fondo pari a 7.5 mm. Confronto tra i dati sperimentali di Ljungqvist e Rasmuson (2001) e le predizioni numeriche ottenute imponendo i profili di primo tentativo ricavati da Kresta e Wood (1994) e i profili modificati (Fig.5.3).

5.2. Effetto della frazione volumetrica di particelle e del loro diametro

Una volta eseguita la valutazione della consistenza della soluzione numerica e la relativa validazione del modello sulla base di dati sperimentali, il modello Euler-Euler è stato applicato al prototipo per analizzare gli effetti della frazione volumetrica dei solidi (C_v) e del diametro delle particelle (d_p) sulla velocità e sull'angolo di impatto delle particelle. Tale analisi è stata effettuata alla luce dei risultati ottenuti nei capitoli 3 e 4. Si è difatti considerata la configurazione con C pari a $0.33D$ ed un numero di giri N pari a 700 rpm. Inoltre, la ventola è stata modellata imponendo i profili della velocità di entrambe le fasi, dell'energia cinetica turbolenta e della sua dissipazione ricavati nel Capitolo 4 per il caso monofase. Si ribadisce che tale modo di procedere si basa sull'assunzione che, lontano dalle pareti, la velocità delle particelle e quella del fluido siano abbastanza simili, portando le particelle ad essere praticamente solidali al fluido. Questa approssimazione appare ragionevole, date le piccole dimensioni delle particelle.

Mediante l'applicazione del modello Euler-Euler potranno essere valutate direttamente le caratteristiche fluidodinamiche della fase solida. Il fatto che l'output del modello Euler-Euler sia la velocità media delle particelle nel tempo rende non immediato accoppiare la soluzione numerica con i modelli di erosione. Infatti, se una particella P deve avere una certa velocità minima per erodere un materiale e la U_p calcolata dal modello Euler-Euler è inferiore a tale velocità minima, sono a prima vista portati a supporre che il materiale non si eroda. Tuttavia, la velocità di alcune particelle è maggiore della U_p e potrebbe quindi superare la velocità minima per causare l'erosione del materiale. In questa fase preliminare del lavoro, la U_p calcolata dal modello Euler-Euler verrà considerata come rappresentativa della velocità di impatto delle singole particelle, assumendo dunque che tutte le particelle si muovano alla stessa velocità. Per sviluppare il caso benchmark, ciò è a favore di sicurezza nel senso che si va sottostimare l'entità dell'erosione. In futuro, sarà necessario riuscire a valutare la velocità massima delle singole particelle da U_p .

I range considerati per le variabili C_v e d_p sono i seguenti:

- Frazione volumetrica = 0.5, 1, 2 %.
- Diametro delle particelle = 150, 300 μm .

Inoltre ci si è assicurati che tali range di C_v e d_p garantiscano la totale sospensione delle particelle, infatti non si intende avere sul fondo del serbatoio materiale solido depositato al fine di evitare impaccamenti che potrebbero ridurre l'entità dell'erosione da impatto a favore di quella di abrasione. A tal proposito, è stato utilizzato il modello di Zwietering, riportato da Brucato et al. (2010), che fornisce il minimo numero di giri necessario al fine di garantire la sospensione del particolato in sistemi serbatoio-ventola analoghi a quello in oggetto. In Fig. 5.7 sono riportati i grafici in scala bilogarithmica del modello al variare dei due parametri analizzati, C_v e d_p . A parità di C_v e d_p , per numeri di giri maggiori a quelli del modello di Zwietering si ha la completa sospensione del particolato, mentre al di sotto si hanno fenomeni di deposito. I punti verdi rappresentano le configurazioni più sfavorevoli considerate nell'analisi parametrica, cioè con frazione volumetrica e diametro delle particelle maggiori ($C_v = 2\%$ e $d_p = 300 \mu\text{m}$). E' dunque evidente che un numero di giri pari a 700 rpm consente la completa sospensione del particolato per tutte i valori di C_v e d_p .

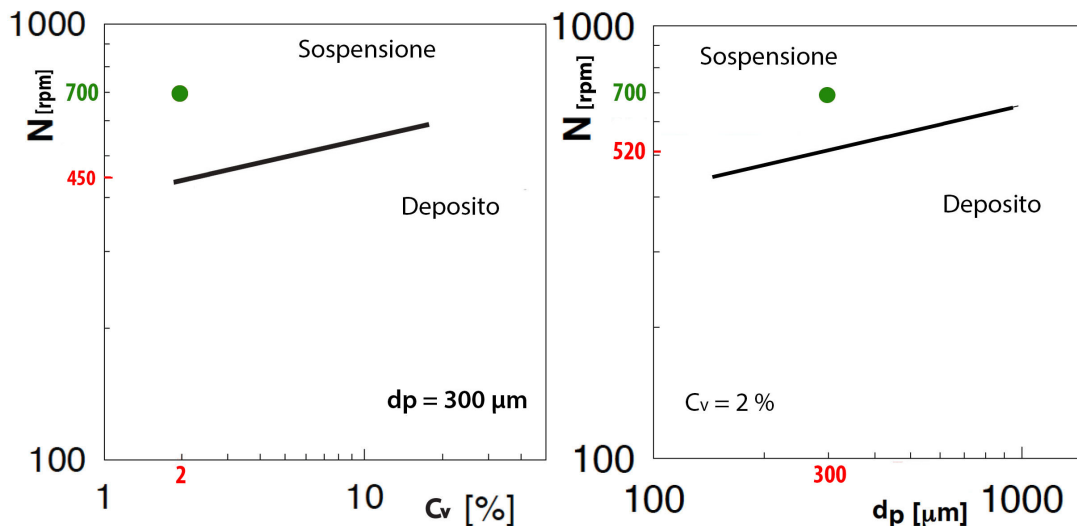


Fig. 5.7. Modello di Zwietering (Brucato et al., 2010) per la stima del minimo numero di giri N per garantire la totale sospensione delle particelle di sabbia con densità $\rho_p=2650 \text{ kg/m}^3$. I punti verdi rappresentano le condizioni più sfavorevoli considerate.

Valutata tale condizione si è passato ad effettuare l'analisi parametrica. Per prima cosa viene considerato l'aumento di frazione volumetrica, per poi passare alla variazione di diametro delle particelle d_p . In Fig. 5.8 sono mostrati i profili della frazione volumetrica dei solidi α_p , del modulo della velocità U^p (normalizzati rispetto alla velocità di punta U_{tip}) e della sua inclinazione ϕ_p per i tre diversi valori del frazione volumetrica e per $d_p = 300 \mu\text{m}$, valutati lungo la corda posta sul piano verticale mediano tra due setti ad 1 cm dal fondo del serbatoio. Nei grafici sono rappresentate solo le zone dove le particelle potenzialmente impatteranno, cioè dove $(U_z^p < 0)$. Sono state anche evidenziate le zone caratterizzate da $\phi_p > 30^\circ$, consistentemente con il fatto che la base è realizzata in materiale fragile.

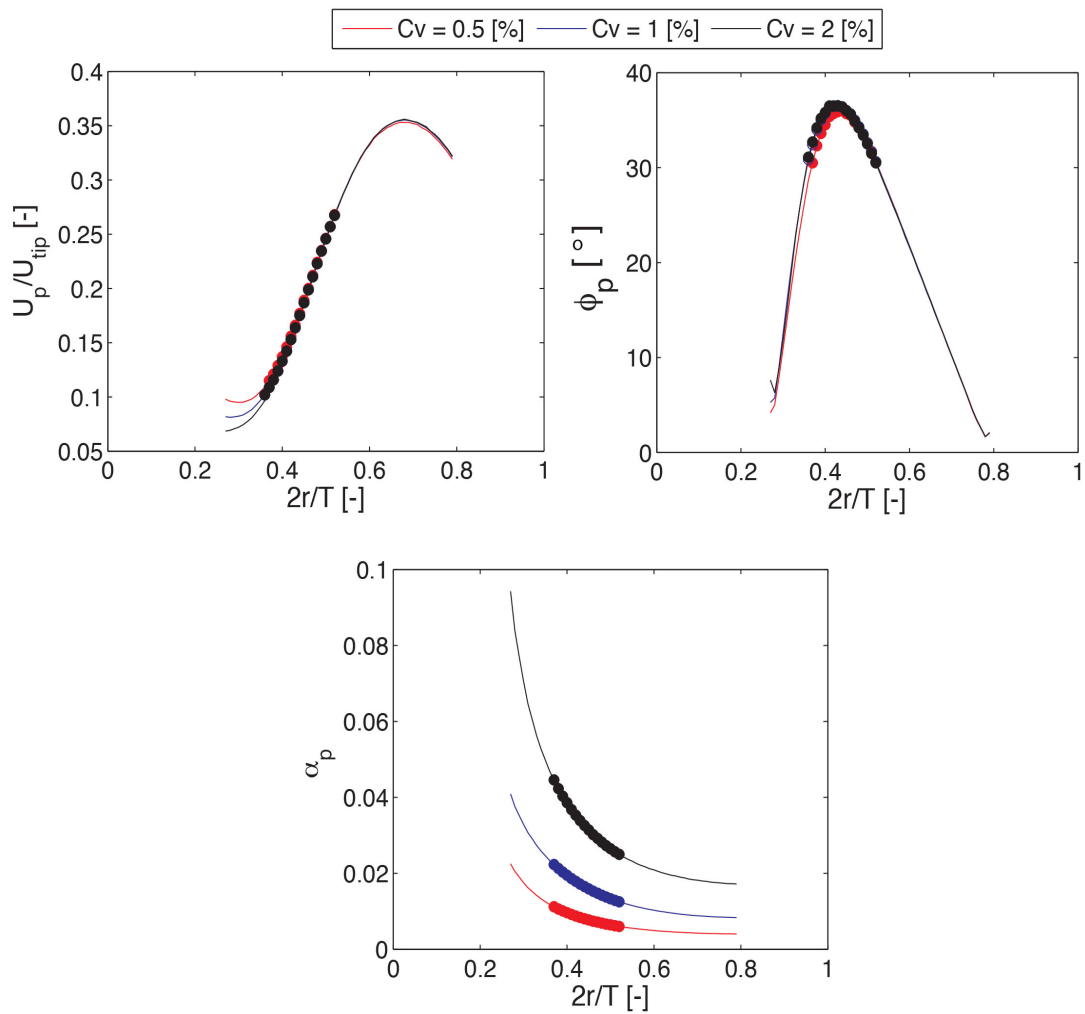


Fig. 5.8. Modulo della velocità U^p e angolo ϕ_p lungo la corda mostrata in Fig.5.4 per tre differenti valori della frazione volumetrica ($d_p = 300 \mu\text{m}$). Le regioni caratterizzate da $\phi_p > 30^\circ$ sono evidenziate con segni circolari marcati.

Com'è possibile notare un aumento della frazione volumetrica non sembra avere sostanzialmente influenza sul U_p/U_{tip} e ϕ_p . Mentre, aumenta il numero di particelle che impattano sulla base per unità di tempo. Alla luce di tali risultati, si può inferire che un aumento della frazione volumetrica non influenzi l'estensione dell'area soggetta all'erosione ma determini un aumento della rapidità con cui la base si erode.

Successivamente, si è variato il diametro delle particelle d_p , tra $150 \mu\text{m}$ e $300 \mu\text{m}$ mantenendo la frazione volumetrica C_v costante pari a 1% . La Fig. 5.9 illustra i profili di α_p , U^p/U_{tip} e ϕ_p lungo la corda posta sul piano verticale

mediano tra due setti ad 1 cm dal fondo del serbatoio. Nei grafici sono rappresentate solo le zone dove $U_z^p < 0$ ed evidenziate le zone con $\phi_p > 30^\circ$.

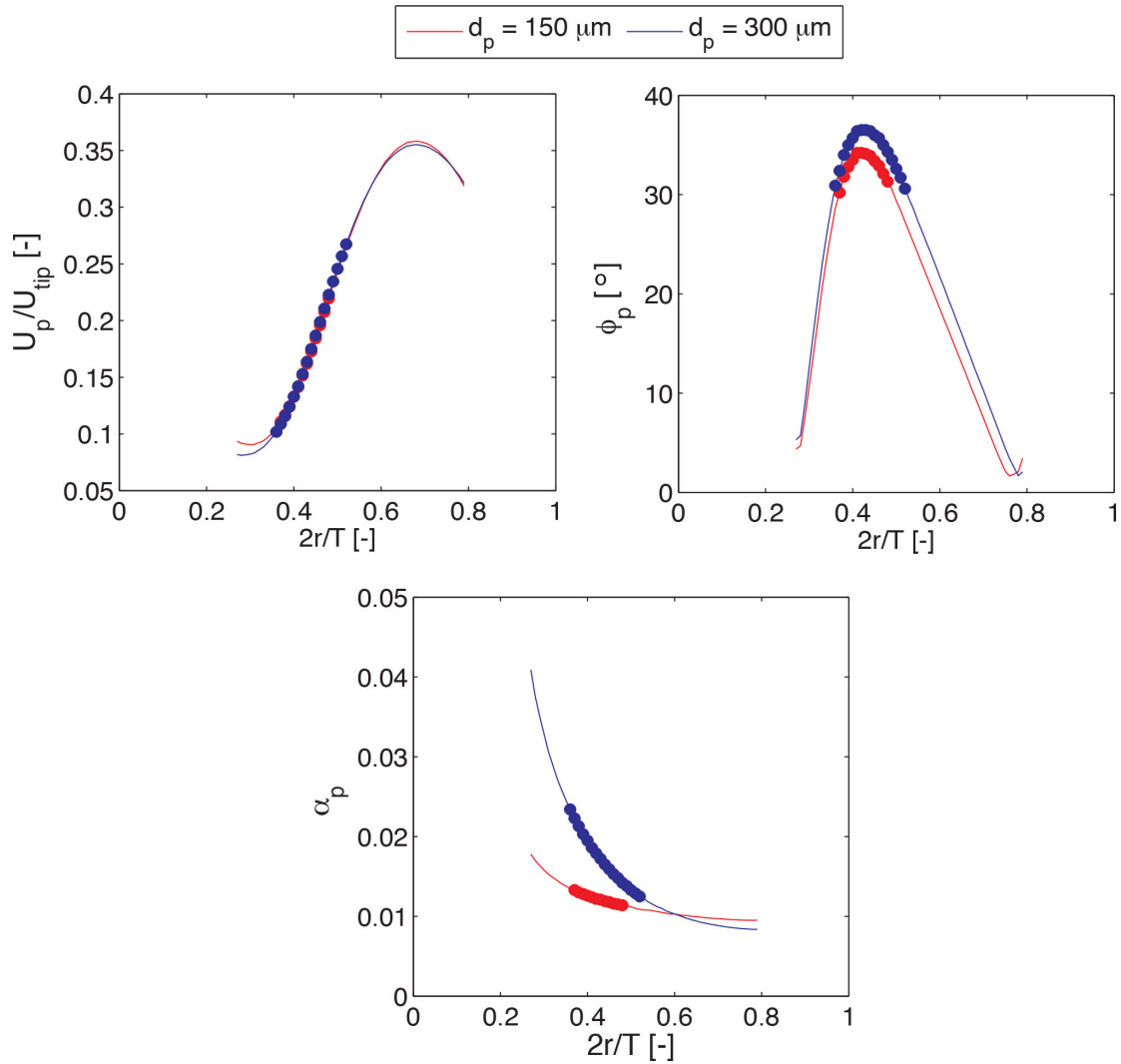


Fig. 5.9. Modulo della velocità U_p e angolo d’impatto lungo la corda mostrata in Fig. 5.4 per due differenti valori di diametro ($C_v = 1\%$). Le regioni caratterizzate da $\phi_p > 30^\circ$ sono state evidenziate con segni circolari marcati.

Le simulazioni indicano che all’aumentare del diametro delle particelle d_p non vi è alcuna variazione significativa sul modulo della velocità. Mentre l’angolo di impatto sembra aumentare leggermente muovendosi in direzione favorevole al fine dello sviluppo del benchmark sperimentale.

Quest'analisi, ha evidenziato una diminuzione dell'area potenzialmente soggetta all'erosione rispetto a quella stimata nel Capitolo 3. Si pensa che ciò sia principalmente dovuto a questi aspetti:

- Differenti dimensioni del sistema. Il prototipo sperimentale, infatti, ha dimensioni maggiori rispetto a quelle considerate nel Capitolo 3 ($T=35$ cm >15 cm). Pertanto, a parità di numero di giri N e distanza della pala dal fondo ($C=0.33D$), considerare la stessa distanza dal fondo $d = 1$ cm potrebbe non essere opportuno considerare la stessa distanza dal fondo d per valutare velocità e angolo di impatto delle particelle contro la base.
- Differente modellazione della ventola. Nel Capitolo 3 difatti si utilizzavano per modellare l'effetto della pala i profili indotti da una ventola di tipo PitchedBlade standard.

Possibili accorgimenti per aumentare l'estensione della zona potenzialmente soggetta all'erosione e la sua entità sono:

- diminuire ulteriormente la distanza della ventola C ;
- aumentare la velocità di rotazione della ventola;
- cambiare il tipo di ventola, rendendola il più simile ad una PitchedBlade standard come quella di Kresta e Wood (1993).

E' stata quindi effettuata un'ulteriore simulazione numerica apportando le seguenti modifiche al modello:

- diminuzione della distanza della ventola dal fondo a $C = 0.28D = 5$ cm;
- modellazione della ventola mediante le distribuzioni ricavate dai dati di Kresta e Wood (1993) e riportati in Fig. 3.3.

Le soluzione è poi confrontata con quella precedente alle modifiche. In Fig. 5.10 sono riportate le soluzioni relative alla configurazione "A" analizzata in precedenza ($C= 0.33D =6$ cm e ventola attualmente installata nel prototipo sperimentale) e alla configurazione "B" corrispondente a quella successiva alle modifiche ($C=0.28D=5$ cm e ventola PitchedBlade standard)

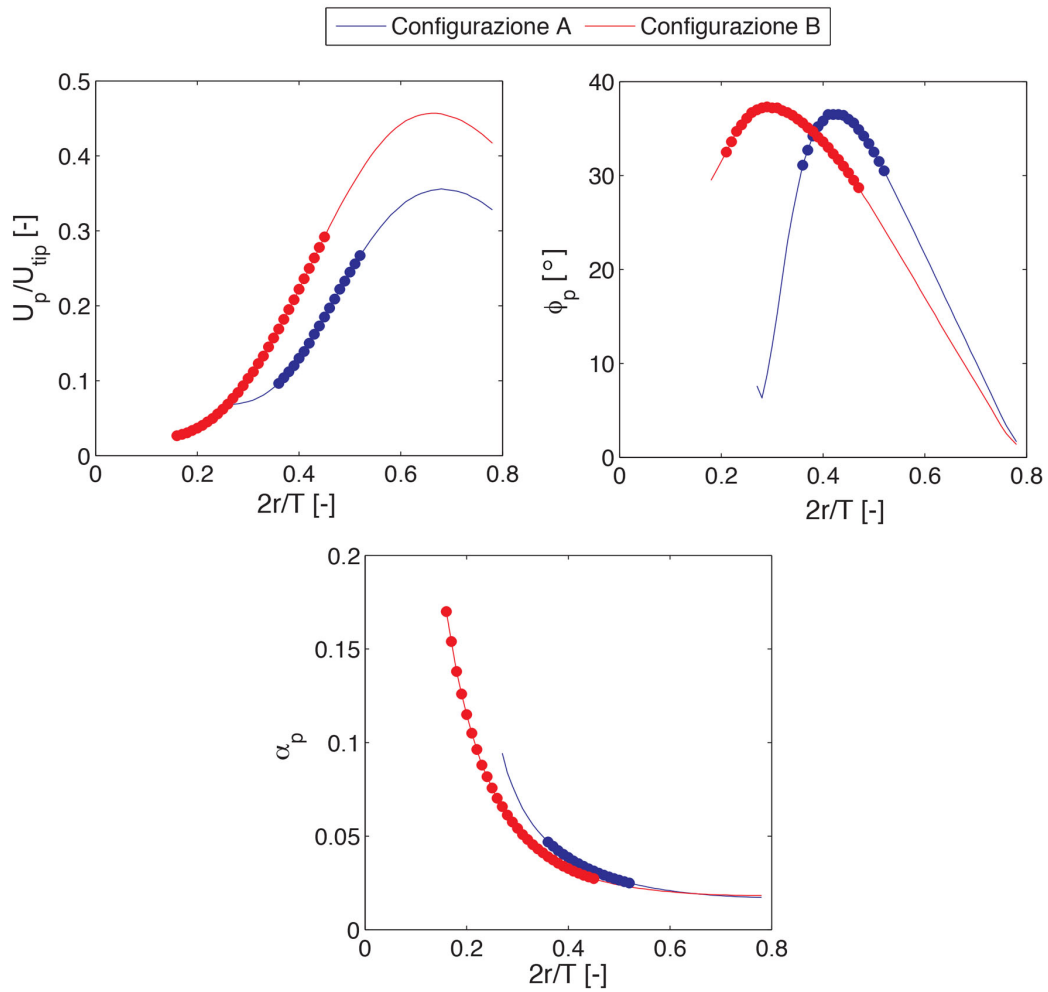


Fig. 5.10. Confronto tra le configurazioni. Le regioni caratterizzate da $\phi_p > 30^\circ$ sono state evidenziate con segni circolari marcati.

L'aumento della zona in cui la base in calcestruzzo è potenzialmente soggetta ad erosione ($U_z < 0$ e $\phi_p > 30^\circ$) conferma l'effetto positivo delle modifiche proposte.

CONCLUSIONI E SVILUPPI FUTURI

Questa tesi rappresenta il punto di partenza di un più vasto progetto di ricerca sullo studio dell'erosione dei materiali fragili causata dall'impatto di particelle solide trasportate da un fluido. Questo lavoro di tesi ha lo scopo di progettare un caso benchmark sperimentale per lo studio di questo tipo di erosione, partendo da un set-up precedentemente realizzato dal Professor Dalfrè Filho dell'università di Campinas e utilizzato per studiare l'abrasione del cemento. Tale set-up sperimentale, costituito da una tanica di miscelazione con la base realizzata nel materiale di cui si vuole studiare l'erosione, verrà poi utilizzato per validare ed eventualmente migliorare i modelli di erosione disponibili in letteratura.

Innanzitutto si è dovuto studiare come generare un flusso in grado di garantire l'impatto delle particelle contro la base della tanica, dato che nel sistema utilizzato da Dalfrè Filho le particelle strisciavano e non impattavano contro il fondo.

Analizzando i modelli di erosione disponibili in letteratura sono stati evidenziati i parametri fluidodinamici che maggiormente influenzano il fenomeno, vale a dire il numero di impatti a cui è soggetta la base, la velocità e l'inclinazione della traiettoria delle particelle impattanti ed è stato dedotto che i materiali fragili come il calcestruzzo sono significativamente soggetti all'erosione se gli angoli di impatto sono sufficientemente elevati ($>30^\circ$) (Capitolo 1).

Sulla base di queste considerazioni, è stata ottenuta la geometria di base del benchmark sperimentale, in modo che l'angolo di impatto delle particelle contro il fondo fosse sufficientemente elevato (Capitolo 2).

Una prima analisi numerica del flusso di sola acqua nella tanica (Capitolo 3) è stata svolta per valutare l'influenza della velocità di rotazione e della posizione della ventola su una stima delle già citate variabili fluidodinamiche dalle quali i modelli di erosione dipendono, cioè la velocità di impatto delle particelle e la sua inclinazione. Quest'analisi è stata svolta assumendo che lontano dalle pareti la particella si muova solidale con il fluido. Da questa prima analisi numerica è stato ricavato che una configurazione che favorisce l'erosione della base del serbatoio si ottiene posizionando la pala sufficientemente vicino al fondo e impostando una velocità di rotazione della ventola abbastanza alta.

Sulla base dei risultati ricavati dall'analisi monofase è stata costruita la prima versione del prototipo sperimentale e sono stati eseguiti degli esperimenti (Capitolo 4). Queste prove erano mirate alla raccolta di dati di pressione sul fondo, che hanno consentito una migliore definizione del modello numerico per la rappresentazione del prototipo fisico stesso.

Nell'ultima fase di questa tesi, è stato utilizzato un modello Euler-Euler per simulare il flusso bifase liquido-solido nella tanica al fine di verificare l'influenza di altri parametri significativi (Capitolo 5), assumendo che la velocità media della fase solida calcolata dal modello Euler-Euler sia rappresentativa della velocità di impatto delle singole particelle.

L'analisi parametrica è stata svolta facendo variare la frazione volumetrica solida e il diametro delle particelle. Dai risultati è stata ricavata una configurazione che sembra favorire l'erosione della base della tanica.

Uno degli aspetti fondamentali evidenziati da questo lavoro è la forte dipendenza del flusso dalla geometria della ventola. È stato difatti verificato che piccole variazioni geometriche nella girante possono comportare sostanziali variazioni delle caratteristiche del flusso.

Ovviamente essendo il progetto di ricerca in una fase iniziale, il sistema dovrà essere ulteriormente studiato e analizzato per approfondire diversi aspetti.

Per adesso è stato possibile definire solo preliminarmente la geometria e le caratteristiche di base del caso benchmark. Questa versione del prototipo può essere ovviamente sottoposta ad ulteriori modifiche, in primis cambiare la geometria della ventola. Una soluzione potrebbe essere quella di montare una PitchedBlade standard a 45° (Fig. 2.1) che, come notato nel Capitolo 5 (Fig.

Conclusioni e sviluppi futuri

5.10), sembra essere migliore rispetto a quella utilizzata. A seguito della sostituzione sarà comunque opportuno misurare sperimentalmente i parametri fluidodinamici caratteristici della ventola.

A questo punto si potranno valutare sperimentalmente l'erosione della base della tanica e quindi confrontare le misure con le predizioni dei modelli di erosione accoppiati con le simulazioni CFD.

BIBLIOGRAFIA

B. Arefi, A. Settari, and P. Angman. Analysis and simulation of erosion in drilling tools. *Wear*, 259 (2005), 263-270.

J.G.A. Bitter. A study of erosion phenomena. Part I. *Wear* 6 (1963) 5-21.

Bhushan, B. *Tribology: Friction, Wear, and Lubrication*, The Engineering Handbook. Ed. Richard C. Dorf, (2000)

Brucato, A., Cipollina, A, Micale, G., Scargiali, F., Tamburini, A., Particle suspension in top-covered unbaffled tanks, *Chemical Engineering Science*, 65 (2010) 3001-3008.

R. Clift, J.R. Grace, M.E. Weber. *Bubbles, Drops and Particles*. Academic Press, 1978.

D.Acquare, E. Fontani, *Erosion of Ductile and Brittle Materials*, *Meccanica* 36 (2001), 651-661.

J.G. Dalfré Filho, A.I.B. Genovez, and W.A. Paulon. Desgaste nas superfícies hidráulicas e a resistência a abrasão do concreto. *Ingeniería Estructural*, 8(20) (2000), 18-22.

M.D. Fokema, S.M. Kresta, and P.E. Wood. Importance of Using the Correct Impeller Boundary Conditions for CFD Simulations of Stirred Tanks. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 72(1994), 177-183.

P. Frawley, A. P. O'Mahony, and M. Geron. Comparison of Lagrangian and Eulerian Simulations of Slurry Flows in a Sudden Expansion. *ASME Journal of Fluids Engineering*, 132(2010), 091301.

M. Hashish. *An improved model of erosion by solid particle impact*. *Proceedings of the 7th International Conference on Erosion by Liquid and Solid Impact*, 66 (1998), 1-9.

K. Haugen, O. Kvernfold, A. Ronold, and R. Sandberg. Sand erosion of wear-resistant materials: Erosion in choke valves. *Wear*, 186-187:179–188, 1995.

S.M. Kresta and P.E. Wood. The Mean Flow Field Produced by a 45° Pitched Blade Turbine: Changes in the Circulation Pattern Due to Off Bottom Clearance. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 71 (1993), 42-53.

B.E. Launder and D.B. Spalding. *Mathematical models of turbulence*, Academic Press, London, 1972

M. Ljungqvist and A. Rasmuson, Numerical simulation of the two-phase flow in an axially stirred vessel, *ICHEME*, Vol 79, Part A, July 2001

M. Ljungqvist and A. Rasmuson, The Two-Phase Flow in an Axially Stirred Vessel Investigated Using Phase-Doppler Anemometry, *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, Volume 82, April 2004

G.V. Messa. *Two-Fluid Model for Solid-Liquid Flows in Pipeline Systems*, Accademic Press, Milano, 2013.

W. Momebr, Stress-strain relation for water-driven particle erosion of quasi-brittle materials, *Theoretical and applied fracture mechanics*, 35 (2001), 19-37.

S. Nesic and J. Postlethwaite. Hydrodynamics of Disturbed Flow and Erosion-Corrosion. Part II – Two-Phase Flow Study. *Canadian Journal of Chemical Engineering*, 69 (1991), 704-710.

L. Nøkleberg and T. Sønvedt. Erosion of oil&gas industry choke valves using computational fluid dynamics and experiment. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 19(1998), 636–643.

D.B. Spalding. *Heat-transfer and Chemical-reaction Processes*, CFDU Report HTS/80/1, Imperial College, London, UK, 1980.

D.B. Spalding. A novel finite-difference formulation for differential expressions involving both first and second derivatives. *International Journal of Numerical Methods in Engineering*, 4(1972), 551-559.

Bibliografia e Riferimenti

D.B. Spalding, *Mathematical modelling of fluid-mechanics, heat-transfer and chemical-reaction processes: a lecture course*, CFDU Report HTS/80/1, Imperial College, London, 1980.

D.B. Spalding, *Numerical computation of multi-phase fluid flow and heat transfer*, in: C. Taylor, K. Morgan (Eds.), *Recent Advances in Numerical Methods in Fluids*, Pineridge Press Limited, Pineridge Press Limited (1980), pp.139–168.

J. Stokes, “*Theory and Application of the High Velocity Oxy-Fuel (HVOF) Thermal Spray Process*”, © Dublin City University (2008).

P. Tilly. *Erosion by impact of solid particles*, *Treatise on Material Science and technology*, Academic Press, New York, 1979.

M.S. Wallace, W. M. Dempster, T. Scanlon, J. Peters, and S. McCulloch. *Prediction of impact erosion in valve geometries*. *Wear*, 256(2004), 927–936.

S.M. Kresta, P.E. Wood, *The mean flow produced by a 45° pitched blade turbine: characterization of the turbulence and estimation of the dissipation rate*. *Chem. Eng. Sci.* 48,1761-1778 (1993).

R. J. K. Wood, T. F. Jones, J. Ganeshalingam, and N. J. Miles. *Comparison of predicted and experimental erosion estimates in slurry ducts*. *Wear*, 256(2004), 937–947.

R. J. K. Wood, T. F. Jones, N. J. Miles, and J.Ganeshalingam. *Upstream swirl-induction for reduction of erosion damage from slurries in pipeline bends*. *Wear*, 250(2001), 770–778

RINGRAZIAMENTI

Ringrazio innanzitutto il Professor Stefano Malvasi per avermi permesso di lavorare su questo progetto e per avermi dato la possibilità di fare un'esperienza utile e produttiva, come quella vissuta in Brasile presso l'UNICAMP di Campinas. Ringrazio l'Ingegnere Gianandrea Messa per il sostegno, l'aiuto, la pazienza e il tempo dedicatomi durante tutto il periodo di lavoro. Vorrei ringraziare anche tutti i dottorandi e i tesisti del Dipartimento di Idraulica del Politecnico per la continua collaborazione in tutti questi mesi di lavoro.

Desidero ringraziare tutto il Dipartimento di Idraulica dell'Università di Campinas, in particolare modo il Professor Gilberto Dalfrè Filho per avermi dato la possibilità di ampliare le mie conoscenze e di lavorare in un ambiente piacevole e molto costruttivo. Un ringraziamento anche a tutte le persone che ho conosciuto durante la mia fantastica esperienza Brasiliana.

Inoltre vorrei ringraziare tutti i miei amici del Politecnico per tutto l'affetto che hanno saputo dimostrarmi in tutti questi anni di studio e risate. Grazie a Mich per il supporto grafico.

Un ringraziamento speciale va al mio migliore amico Naù (bobu), per tutti i momenti passati insieme e per essermi stato vicino in qualsiasi evenienza. Sei il fratello che non ho mai avuto! Ovviamente non posso dimenticarmi delle mie amichette Asja, Serena, Martina la radiosa per esser passate a trovarmi nel mio ultimo mese di tesi. Ringrazio inoltre tutta la ciurma di zona: Mirko, Willino, Peipi, Phed, Niph, Biga per avermi sempre sostenuto durante i periodi di "stallo" avuti durante gli anni.

Un ricordo molto speciale va a mia nonna Maria a cui dedico questo lavoro, pur sapendo che non ne capirebbe nulla, ma sarebbe comunque fierissima di me!

E ora i ringraziamenti più dovuti e sentiti. Ultimi ma forse primi per importanza. GRAZIE MAMMA E GRAZIE PAPA'! Grazie per essermi stati sempre vicini in ogni momento della mia carriera universitaria e aver continuamente creduto in me. Grazie di cuore per avermi supportato e sopportato! Un "very special thanks" anche a mia sorella Ghibi, mio cognato Ladas per il supporto che mi hanno dato in tutti questi anni. Grazie anche alla mia nipotina Viola.