

POLITECNICO DI MILANO

Dipartimento di Chimica, Materiali e Ingegneria Chimica "G. Natta"

Tesi di Laurea Specialistica in Ingegneria Chimica



**ANALISI NUMERICA DELL'INFLUENZA
DI BARRIERE DI MITIGAZIONE
SULLA DISPERSIONE DI GAS DENSI**

Relatore: Marco DERUDI

Correlatore: Marco PONTIGGIA

Autore: Massimiliano LINO matricola n° 739408

Anno Accademico 2009 - 2010

INDICE

SOMMARIO	I
INTRODUZIONE	1
NOMENCLATURA	3
CAPITOLO 1 – STATO DELL’ARTE	7
1.1 Cenni sul contesto legislativo	7
1.2 Fenomenologia di rilasci accidentali.....	8
1.3 Dispersioni in atmosfera.....	10
1.3.1 Emissione	10
1.3.2 Fase inerziale.....	10
1.3.3 Fase di galleggiamento	11
1.3.4 Fase di dispersione passiva.....	11
1.4 Modelli di dispersione	12
1.4.1 Modelli Gaussiani	12
1.4.2 Modelli integrali	13
1.4.3 Modelli tridimensionali	14
1.4.4 Panoramica dei principali modelli CFD	16
1.5 Dati sperimentali su dispersioni disponibili in letteratura	18
1.5.1 Test in campo libero	18
1.5.2 Test in presenza di ostacoli.....	23

CAPITOLO 2 – STRUMENTI DI MODELLAZIONE	26
2.1 Forma generale delle equazioni di conservazione	26
2.2 Equazione di conservazione della massa	27
2.3 Equazione di conservazione della quantità di moto	27
2.4 Equazione di conservazione dell'energia	28
2.5 Turbolenza	28
2.5.1 Stabilità atmosferica e teoria di Monin-Obukhov	32
2.6 Fluidodinamica computazionale.....	35
2.6.1 Metodi di discretizzazione	36
2.6.2 Griglie di calcolo	36
2.6.3 Requisiti della soluzione numerica	37
2.6.4 Risolutore	38
CAPITOLO 3 – CONVALIDA DEL MODELLO	40
3.1 Descrizione delle prove sperimentali	40
3.2 Misure e rilevazioni sperimentali	43
3.3 Caratteristiche del dominio di simulazione	45
3.4 Modellazione della turbolenza atmosferica	47
3.5 Modellazione del termine sorgente (modello di pozza)	50
3.5.1 Regimi di evaporazione da pozza	50
3.5.2 Modellazione della turbolenza	52
3.6 Impostazione delle simulazioni	54
3.7 Risultati delle simulazioni di convalida	55
3.8 Indipendenza dalla griglia.....	61

3.9 Effetto della pressione atmosferica.....	62
3.10 Analisi statistica.....	63
CAPITOLO 4 – RISULTATI E DISCUSSIONE.....	65
4.1 Risultati preliminari.....	66
4.2 Efficacia di barriere di mitigazione	68
4.3 Rilascio in campo libero.....	68
4.4 Muri semplici.....	71
4.5 Muri merlati	77
4.6 Barriere multiple	82
4.7 Fossato.....	86
4.8 Conclusioni.....	89
CONCLUSIONI	90
BIBLIOGRAFIA.....	93
APPENDICE A	A1

Analisi numerica dell'influenza di barriere di mitigazione sulla dispersione di gas densi

Massimiliano Lino

*Dipartimento di Chimica, Materiali e Ingegneria Chimica "Giulio Natta"
Politecnico di Milano*

Gli strumenti che permettono un valido studio della dispersione di nubi di gas densi in ambienti caratterizzati dalla presenza di geometrie con un minimo grado di complessità sono quelli offerti dalla Fluidodinamica Computazionale (CFD). Il presente elaborato di tesi deriva dallo studio dell'efficacia di barriere di mitigazione di vario tipo sulla dispersione di nubi prodotte dal rilascio massiccio di gas densi, in particolare LNG; l'introduzione di questo genere di ostacoli ha lo scopo di ridurre la potenziale area di danno, definita in questo lavoro in termini di valori di concentrazione relativi alla metà del limite inferiore di infiammabilità del metano.

Servendosi di una delle prove della serie denominata "Falcon test" come riferimento sperimentale, è stata svolta la convalida del modello utilizzato; questa fase del lavoro ha evidenziato l'esigenza di introdurre due modelli aggiuntivi, relativi alla classe di stabilità atmosferica e al termine sorgente dovuto alla pozza, per una corretta modellazione del fenomeno.

Sono stati quindi studiati tipi di barriere di mitigazione diversi fra loro per forma e dimensioni, cercando di individuare un parametro chiave in grado di definire l'efficacia di tali barriere in funzione della distanza raggiunta dalla nube. Le tipologie analizzate hanno compreso ostacoli quali semplici muri, muri merlati, barriere costituite da file di muri stretti e l'abbinamento di un muro con un fossato. Definendo la potenziale area di danno come quella in cui la concentrazione di metano raggiunge valori pari almeno alla metà del limite inferiore di infiammabilità (LFL/2), e confrontando con il caso in campo libero le distanze raggiunte dalla nube, sono stati valutati gli effetti prodotti da ciascuna barriera di mitigazione.

Dall'analisi complessiva dei risultati, l'area d'impatto emerge come parametro dominante per stabilire l'efficacia di una barriera di mitigazione, sebbene da solo non basti alla completa determinazione dell'influenza di ciascuna barriera sulla dispersione della nube.

Nomenclatura

ρ	densità (kg m^{-3})	μ_t	viscosità turbolenta (Pa s)
t	tempo (s)	k	energia cinetica turbolenta ($\text{m}^2 \text{s}^{-2}$)
φ	generica grandezza turbolenta	ε	rateo di dissipazione dell'energia cinetica turbolenta ($\text{m}^2 \text{s}^{-3}$)
\mathbf{v}	vettore velocità (m s^{-1})	μ	viscosità (Pa s)
Γ_φ	diffusività di φ ($\text{m}^2 \text{s}^{-1}$)	σ_k	numero di Prandtl turbolento per k
S_φ	termine sorgente in forma generica	σ_ε	numero di Prandtl turbolento per ε
\underline{p}	pressione isotropica (Pa)	G_k	termine di generazione di k dovuto ai gradienti di velocità media
$\underline{\tau}$	tensore degli sforzi viscosi (Pa)	G_b	termine di generazione di k dovuto alle spinte di galleggiamento
\mathbf{g}	vettore accelerazione di gravità (m s^{-2})	S_k	termine sorgente di k
\hat{c}_v	calore specifico a volume costante ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$)	S_ε	termine sorgente di ε
T	temperatura (K)	$C_{1\varepsilon}, C_{2\varepsilon}, C_{3\varepsilon}, C_\mu$	costanti del modello k - ε
λ	conducibilità termica ($\text{J m}^{-1} \text{s}^{-1} \text{K}^{-1}$)	\mathbf{u}_*	velocità frizionale turbolenta (m s^{-1})
\mathbf{v}'	componente fluttuante della velocità (m s^{-1})	K	costante di Von Karman (0,42)

Introduzione

Nell'ambito dell'industria di processo, e in particolare dell'industria chimica, riveste una speciale importanza la valutazione delle conseguenze di eventi incidentali; fra i tipici scenari che si possono originare vi è il rilascio di composti gassosi in atmosfera, eventualmente tossici e/o infiammabili, con conseguente formazione di pennacchi o nubi. Particolarmente delicata è la circostanza che coinvolge gas densi: con questo termine si intendono i gas caratterizzati da una densità superiore a quella dell'aria a causa di alto peso molecolare, rilascio a bassa temperatura e/o alta pressione o presenza di aerosol; nel caso di idrocarburi ad esempio si possono distinguere nubi originate dall'evaporazione di gas liquefatti per raffreddamento o per compressione.

Esistono tre categorie di modelli per la modellazione della dispersione di gas in atmosfera: in ordine crescente di complessità abbiamo i modelli puntuali, i modelli integrali e i modelli tridimensionali. I modelli puntuali o Gaussiani descrivono la dispersione tramite alcuni parametri di diffusione adottando

molte ipotesi semplificative, tra cui quella di distribuzione normale attorno all'asse del pennacchio o al centro della nube; ciò li rende interessanti soprattutto per la fase finale di dispersione passiva grazie alla facilità di utilizzo, ma del tutto insufficienti nella rappresentazione di gas densi o in presenza di ostacoli o per variazioni meteorologiche [1].

I modelli integrali risolvono direttamente i bilanci di materia, energia e quantità di moto in forme semplificate in modo da ottenere equazioni di semplice integrazione numerica; in tal modo possono essere tenuti in conto più fattori determinanti nell'economia del fenomeno dispersivo, soprattutto i fenomeni di galleggiamento, ma non permettono ancora di modellare geometrie complesse. Inoltre, affinché producano risultati opportuni, essi necessitano di parametri adattivi derivati da informazioni sperimentali di difficile reperimento [2].

I modelli tridimensionali vengono sfruttati dalla Fluidodinamica Computazionale (CFD): anch'essi integrano numericamente i bilanci fondamentali ma questa volta in forma completa, potendo teoricamente essere

applicati a qualunque tipo di fluido in qualsivoglia geometria anche molto complessa; oltre alle equazioni alle derivate parziali di conservazione di materia, energia e quantità di moto, vengono risolte le equazioni descrittive della turbolenza per ognuno degli elementi che costituiscono la griglia di calcolo disegnata sulla base del sistema da descrivere e vengono imposte adeguate condizioni al contorno. I punti deboli di questi modelli sono il notevole sforzo computazionale richiesto (tempi di calcolo elevati) e l'esigenza di un certo grado di competenza da parte dell'utente nell'utilizzo degli strumenti informatici necessari.

Le prove sperimentali necessarie allo studio di queste problematiche sono per loro natura di difficile realizzazione e alquanto costose, poiché devono essere svolte in zone molto ampie e lontane da zone abitate per evitare eventuali danni alla popolazione; la maggior parte dei test effettuati risalgono agli anni '80 [3], periodo in cui è cominciato un significativo sviluppo dei modelli matematici atti alla loro modellazione [4]. Ciononostante in questi decenni non c'è stata una notevole quantità di lavori di convalida di applicazioni CFD relativi a casi contraddistinti dalle tipiche criticità, vale a dire gas densi a bassa temperatura e presenza di ostacoli. Solo negli ultimi anni la mole di pubblicazioni in questo campo ha subito un impulso notevole, a dimostrazione dell'interesse ricoperto dal settore [5, 6, 7].

Questa tesi si inserisce in un ambito di ricerca più ampio trattato presso il Dipartimento CMIC del Politecnico di Milano riguardo rilasci di gas densi in ambienti con ostacoli e/o congestionati [8, 9, 10]. Per quanto riguarda gli obiettivi che ci si propone di raggiungere in questo lavoro:

- dal punto di vista della convalida del modello, si vuole verificare l'efficacia di un modello di evaporazione di LNG da pozza, alternativo ad altre soluzioni proposte in letteratura [11];

- dal punto di vista della riduzione dell'area di rischio, si è indagata l'efficacia di barriere di mitigazione di vario tipo al fine di ridurre la distanza raggiunta dalla nube in termini di valori di concentrazione relativi al limite inferiore di infiammabilità (LFL).

Il presente lavoro di tesi consta di due fasi: una prima fase di convalida del modello e una seconda fase di verifica dell'utilità di alcune tipologie di barriere di mitigazione. Il riferimento sperimentale adottato è la campagna sperimentale denominata "Falcon series" [3], e in particolare la prova chiamata Falcon3.

Durante la convalida, si è cercato di ottenere un alto livello di conformità tra i profili sperimentali e i risultati delle simulazioni; per fare ciò è stato usato il codice fluidodinamico in associazione ad altri strumenti di modellazione non già disponibili nell'applicazione CFD, ossia il modello del rilascio gassoso e una precisa modellazione delle caratteristiche atmosferiche.

In seguito, ci si è posti il problema di investigare l'effetto di ostacoli solidi, tipo muri o barriere, sulla dispersione della nube rilasciata dall'interno di un recinto ("fence"), vale a dire nelle stesse condizioni della convalida.

Metodi e modelli

La metodologia usata dalla CFD prevede due momenti successivi: la costruzione di un'adeguata griglia di calcolo ("mesh"), rappresentativa del sistema studiato, seguita dalla risoluzione numerica tramite metodi iterativi del sistema di equazioni alle derivate parziali.

Metodo di soluzione numerica

La Fluidodinamica Computazionale si basa su procedure di discretizzazione con elementi finiti, in questo caso volumi finiti tridimensionali detti celle. Una corretta grigliatura del dominio con celle tetraedriche o prismatiche è di fondamentale importanza

per ottenere una modellazione corretta. In genere, durante la generazione della mesh si sceglie di infittirla attorno alle posizioni più critiche o significative. Per ogni cella vengono risolte le equazioni del modello matematico, discretizzate in forma algebrica, e si itera il metodo iterativo fino a convergenza numerica.

Modello matematico

La modellazione del comportamento di fluidi lungo le coordinate spaziali e temporali avviene mediante le equazioni indefinite di conservazione, che in generale assumono la forma esposta nell'Equazione 1:

$$\frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho\mathbf{v}\phi) = \nabla \cdot (\Gamma_\phi \nabla\phi) + S_\phi \quad (1)$$

I tre bilanci fondamentali di materia (1), quantità di moto (2) ed energia (3) sono quindi:

$$\frac{\partial\rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho\mathbf{v}) = 0 \quad (2)$$

$$\frac{\partial(\rho\mathbf{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho\mathbf{v} \cdot \mathbf{v}) = -\nabla \cdot \underline{\mathbf{p}} + \nabla \cdot \underline{\boldsymbol{\tau}} + \rho\mathbf{g} \quad (3)$$

$$\frac{\partial(\rho\hat{c}_v T)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho\hat{c}_v T \mathbf{v}) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) \quad (4)$$

Il fenomeno fisico di maggior importanza per la comprensione e la simulazione di sistemi caratterizzati da dispersioni di gas in atmosfera è la turbolenza: in condizioni turbolente le grandezze di interesse presentano variazioni casuali nel tempo e nello spazio, influenzando profondamente i fenomeni di trasporto. Per descrivere i fenomeni turbolenti sono stati proposti vari approcci di diversa complessità; i modelli RANS (Reynolds Averaged Navier Stokes) offrono il miglior compromesso fra accuratezza e sforzo di calcolo, operando una scomposizione della generica grandezza turbolenta ϕ in una componente media $\bar{\phi}$ e una fluttuante ϕ' :

$$\phi(\mathbf{x}, t) = \bar{\phi}(\mathbf{x}, t) + \phi'(\mathbf{x}, t) \quad (5)$$

L'equazione di bilancio generica in presenza di turbolenza diventa perciò:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho\bar{\phi})}{\partial t} + \bar{\mathbf{v}} \cdot \nabla \cdot (\rho\bar{\phi}) &= \\ &= \nabla \cdot (\Gamma_\phi \nabla\bar{\phi} - \rho\overline{\mathbf{v}'\phi'}) + \bar{S}_\phi \end{aligned} \quad (6)$$

Il termine aggiuntivo presente, detto tensore degli sforzi di Reynolds nel caso la grandezza di riferimento sia la quantità di moto, viene espresso matematicamente tramite l'ipotesi di Boussinesq di diffusione per gradiente:

$$\begin{aligned} -\rho\overline{\mathbf{v}'_i\mathbf{v}'_j} &= \\ &= \mu_t \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \mu_t \frac{\partial v_k}{\partial x_k} \delta_{ij} - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \end{aligned} \quad (7)$$

Il parametro fondamentale dell'equazione (7) è la viscosità turbolenta μ_t , che può essere calcolata con modelli algebrici in modo diretto dalle variabili medie o con modelli differenziali che introducono una o più grandezze caratteristiche della turbolenza governate da opportune equazioni differenziali. In questo lavoro si è scelto il modello differenziale noto come k- ϵ standard; esso contiene le due equazioni di trasporto (8) e (9) in cui sono presenti l'energia cinetica turbolenta k e il relativo rateo di dissipazione ϵ :

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k v_i)}{\partial x_i} &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + \\ &+ G_b - \rho\epsilon + S_k \end{aligned} \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho\epsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho\epsilon v_i)}{\partial x_i} &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + \\ &+ C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{k} (G_k + C_{3\epsilon} G_b) - C_{2\epsilon} \rho \frac{\epsilon^2}{k} + S_\epsilon \end{aligned} \quad (9)$$

La viscosità turbolenta è pertanto definita come:

$$\mu_t = \frac{\rho C_\mu k^2}{\epsilon} \quad (10)$$

Il termine sorgente S_ϵ presente nell'equazione di trasporto del rateo di dissipazione dell'energia cinetica turbolenta permette di definire la classe di stabilità atmosferica [12]; nel caso studiato si ha stratificazione neutra perciò l'espressione usata è:

SOMMARIO

$$S_{\varepsilon}(z) = \rho \frac{u_*^4}{z^2} \left[\frac{(C_{2\varepsilon} - C_{1\varepsilon}) \sqrt{C_{\mu}}}{K^2} - \frac{1}{\sigma_{\varepsilon}} \right] - \mu \frac{2 u_*^3}{K z^3} \quad (11)$$

L'introduzione di questo termine consente la consistenza tra il modello k-ε standard e la teoria di Monin-Obukhov per la descrizione dei profili delle grandezze all'interno dello strato limite atmosferico.

Convalida del modello

Al fine di comprovare le capacità predittive del modello numerico usato, è stata simulata una delle prove effettuate dal Lawrence Livermore National Laboratory nel 1987 nell'ambito della serie denominata "Falcon series"; la prova di nostro interesse è chiamata Falcon3 e riguarda il rilascio di Gas Naturale Liquefatto (LNG) su acqua all'interno di una area recintata e la conseguente dispersione del gas denso in atmosfera, monitorata con sensori di concentrazione e temperatura posti a diverse distanze dal punto di rilascio.

Caratteristiche della prova sperimentale

Ambiente:

- volume rilasciato di LNG: 50,7 m³
- durata del rilascio: 161 s
- rilascio per mezzo di un sistema di 4 tubazioni a ragno (11,6 m ciascuna)
- temperatura dell'aria: 308 K (35°C)
- pressione atmosferica: 90080 Pa
- velocità del vento a 2 m di altezza: 4,1 m/s
- inclinazione del vento rispetto all'asse x: 3°
- classe di stabilità atmosferica: D (neutra)

Geometria degli ostacoli:

- recinto ("fence") largo 44 m, lungo 88 m e alto 8,7 m
- barriera all'interno del fence larga 17,1 m e alta 13,3 m
- piscina all'interno del fence contenente acqua larga 40 m e lunga 60 m

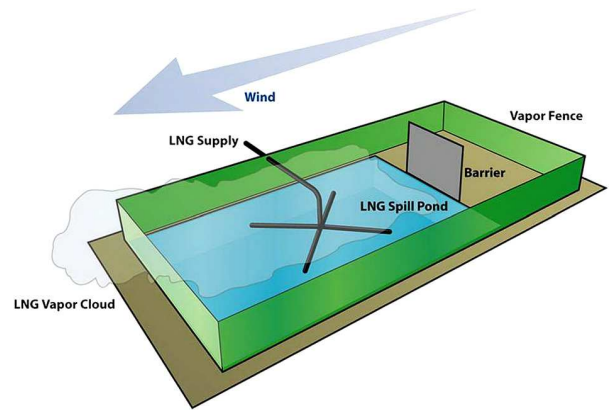


Figura 1 Rappresentazione artistica dell'area di rilascio dei test Falcon

I dati sperimentali sono disponibili sotto forma di grafici di concentrazioni molari di metano e temperatura in funzione del tempo per ciascuno dei sensori di monitoraggio [3].

Caratteristiche del dominio di simulazione

- Larghezza: 300 m
- Lunghezza: 438 m
- Altezza: 40 m
- Pozza circolare (sorgente del rilascio) di raggio pari a 13,78 m al centro della piscina
- Spessore di ciascun muro: 0,5 m
- Origine del sistema di riferimento posta al centro della base della faccia del fence opposta all'ingresso del vento (Figura 2)

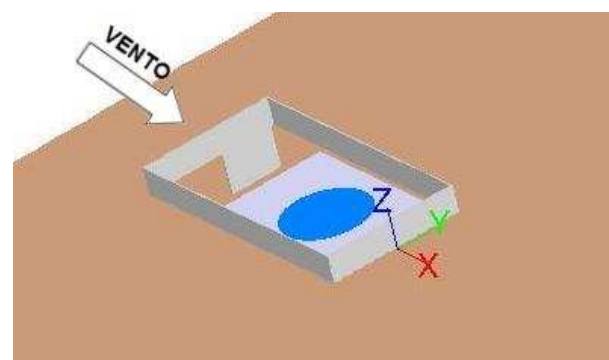


Figura 2 Dominio di calcolo

Per stabilire il valore del raggio di pozza è stata fatta una simulazione utilizzando Phast come codice di simulazione, ottenendo un valore mediamente costante per tutto il tempo del rilascio.

La griglia di calcolo è stata realizzata con GAMBIT 2.4.6 [13], utilizzando elementi tetraedrici di dimensioni variabili. Al livello

del terreno nella zona entro il fence sono stati invece creati alcuni strati di elementi prismatici, chiamati “boundary layer”, al duplice scopo di seguire meglio la direzione del flusso gassoso uscente verticalmente dalla pozza e di ridurre la deformazione eccessiva (“skewness”) di alcune celle. Inoltre è stata utilizzata una specifica funzione di GAMBIT, chiamata “size function”, per la preparazione automatica di griglie di buona qualità, più fitte attorno alle zone critiche (sorgente, ostacoli) e con elementi di dimensione via via crescente verso i bordi del dominio.

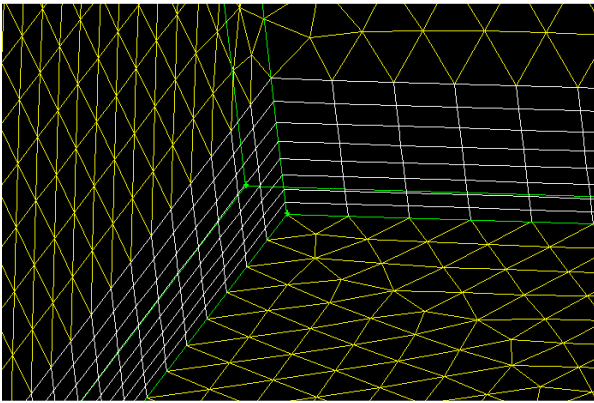


Figura 3 Dettaglio della mesh usata dentro il fence

Modellazione della turbolenza atmosferica

Il metodo usato per descrivere la turbolenza atmosferica di cui si è parlato in precedenza viene implementato in FLUENT 12.1.2 [14] attraverso due strumenti:

- l'utilizzo di file scritti in linguaggio di programmazione (C++) interpretati dal codice fluidodinamico sotto forma di “user-defined functions” (UDF) per imporre il profilo di vento (crescente lungo la coordinata verticale);
- l'aggiunta del termine sorgente S_ϵ per il rateo di dissipazione dell'energia cinetica turbolenta tramite un'altra UDF.

Modellazione del termine sorgente (modello di pozza)

Il rilascio di LNG avviene per fuoriuscita dello stesso come liquido su acqua a temperatura ambiente, generando così una pozza che evapora istantaneamente. L'approccio largamente adottato in letteratura [15] quando è presente un'evaporazione da pozza è di rappresentare il flusso evaporante come un flusso convettivo uscente da una superficie sul terreno, definito tramite velocità, direzione, temperatura, composizione e turbolenza (k- ϵ). Anziché considerare un rilascio di metano puro alla sua temperatura di ebollizione (111 K), è stato sviluppato un modello [16] che permettesse di tenere conto della turbolenza extra dovuta all'evaporazione/ebollizione da pozza, trattando quindi il rilascio con lo stesso approccio ma in presenza di una miscela metano-aria con temperatura maggiore. I valori numerici ottenuti (riportati nella Tabella 1) sono stati inseriti come condizioni al contorno della superficie corrispondente alla pozza attraverso i comandi dell'applicazione CFD.

Velocità di efflusso	0,258 m/s
x_{CH_4}	0,639 kg_{CH_4} / kg_{tot}
Temperatura	152,54 K
k	0,0151 m^2 / s^2
ϵ	0,207 m^2 / s^3

Tabella 1 Valori imposti al rilascio da pozza

Per ogni superficie che compone il dominio di calcolo è stata impostata una specifica condizione di condizione al contorno (vedi Tabella 2).

SUPERFICIE	COND. CONTORNO
Ingresso	Velocity inlet
Uscita	Pressure outlet
Cielo	Velocity inlet
Lato dx	Velocity inlet
Lato sx	Pressure outlet
Pozza	Wall / Velocity inlet
Piscina	Wall
Pareti	Wall
Terreno	Wall

Tabella 2 Boundary conditions

Risultati delle simulazioni di convalida

La convalida del modello è stata compiuta grazie a tre tipologie di simulazioni, nella Tabella 3 sono riassunti obiettivi e configurazioni di ciascuna.

#	Configurazione	Obiettivi
1	k- ε standard, no pool model	Verifica delle capacità standard di FLUENT
2	ASsM, no pool model	Verifica dell'efficacia del modello atmosferico
3	ASsM + pool model	Verifica dell'efficacia del modello di pozza
		Verifica dell'indipendenza dalla griglia

Tabella 3 Configurazioni e obiettivi delle simulazioni di convalida

Inizialmente si è provato a riprodurre la prova sperimentale servendosi solo delle potenzialità di FLUENT, imponendo vento costante pari al valore sperimentale di 4,1 m/s (con la giusta inclinazione) e con turbolenza all'ingresso arbitraria (10% di intensità turbolenta), rilascio di metano puro a 111 K con turbolenza anch'essa arbitraria posta per semplicità pari a quella atmosferica e senza tenere in considerazione il termine sorgente di ε atmosferica. Successivamente è stata introdotta la modellazione relativa alle condizioni atmosferiche in termini di profilo di vento variabile con la quota e di termine sorgente di turbolenza. La Figura 4 illustra un esempio di confronto tra le simulazioni in assenza di modelli e con modello atmosferico.

N.B. Nelle didascalie dei prossimi grafici sono indicate le coordinate dei punti a cui si riferiscono i confronti come (x; y; z) rispetto all'origine degli assi.

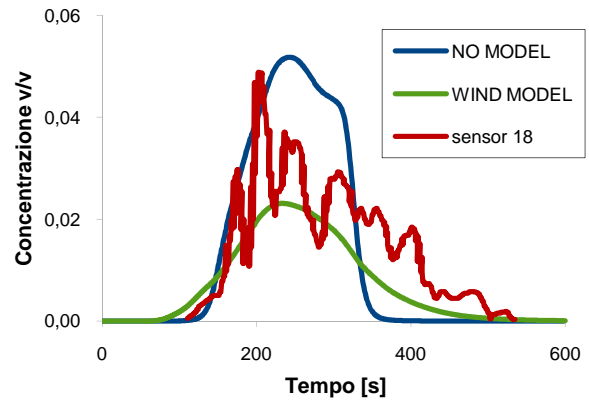


Figura 4 Profili di concentrazione sperimentali, simulati senza modelli e simulati solo con modello atmosferico (250; 0; 1)

Infine è stato introdotto anche il modello che descrive il rilascio dalla pozza; in Figura 5 sono riportati gli andamenti simulati con tutte e tre le configurazioni, confrontati con lo sperimentale.

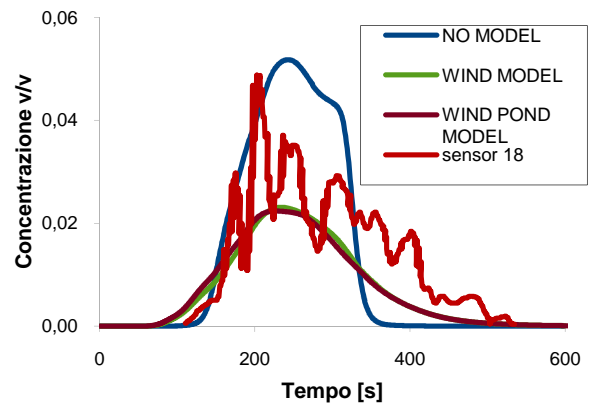


Figura 5 Profili di concentrazione sperimentali e simulati nelle tre configurazioni (250; 0; 1)

Da questi grafici emerge come il programma commerciale da solo non basta per una corretta rappresentazione dei fenomeni, in quanto sovrastima largamente le concentrazioni di metano e non predice correttamente i tempi caratteristici. L'introduzione del modello atmosferico apporta un migliore accordo con i dati sperimentali, mentre con il modello di pozza si riscontrano sostanzialmente gli stessi valori di concentrazione, ma viene affinata leggermente la somiglianza con i tempi caratteristici, anticipandoli di qualche secondo.

SOMMARIO

Nelle Figure 6, 7 e 8 sono mostrati altri confronti visivi tra i profili sperimentali e quelli simulati con e senza l'aiuto dei modelli matematici aggiuntivi in corrispondenza di alcuni punti a coordinate diverse; questi grafici hanno il proposito di esporre brevemente i principali aspetti di conformità e/o disaccordo tra dati sperimentali e risultati delle simulazioni, evidenziando l'influenza dei modelli lungo le tre coordinate spaziali.

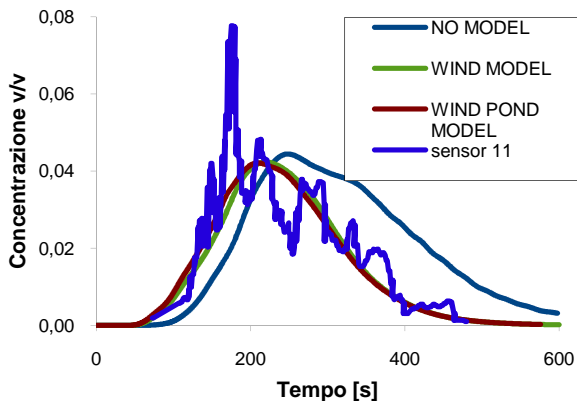


Figura 6 Confronto tra profili di concentrazione sperimentali e ottenuti nelle tre configurazioni (150; 0; 1)

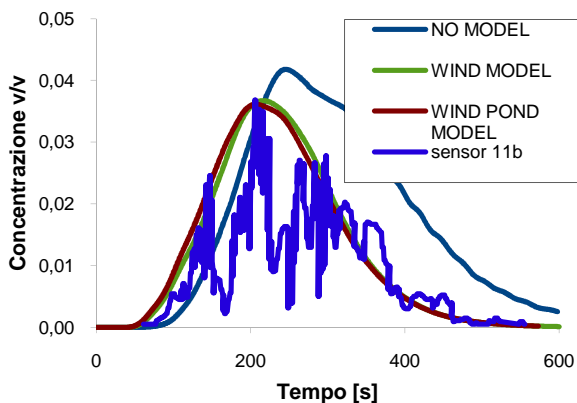


Figura 7 Confronto tra profili di concentrazione sperimentali e ottenuti nelle tre configurazioni (150; 0; 5)

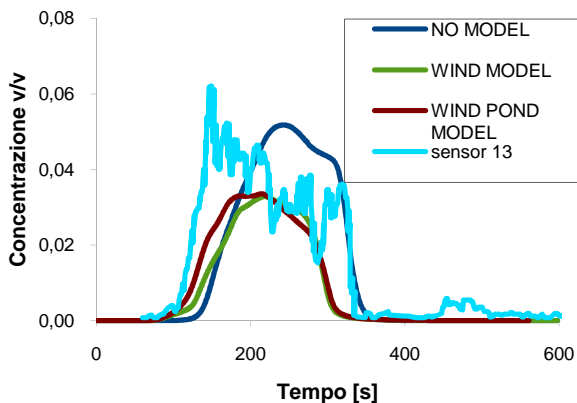


Figura 8 Confronto tra profili di concentrazione sperimentali e ottenuti nelle tre configurazioni (150; 50; 1)

Prendendo come riferimento la Figura 6 (150; 0; 1) si può notare che:

- lungo la coordinata x, confrontando punti a distanze diverse in direzione dell'asse della nube il livello di capacità predittiva rimane all'incirca la stessa;
- lungo la coordinata y, più ci si scosta dalla linea centrale, più le concentrazioni vengono sottostimate, ma il modello di pozza aiuta in modo più consistente in relazione alle tempistiche;
- lungo la coordinata z, c'è la tendenza a sovrastimare passando da 1 m a 5 m di quota.

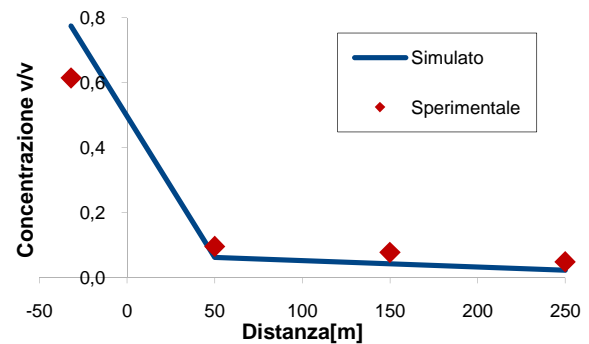


Figura 9 Concentrazione massima vs x

Dalla Figura 9 si può dire che si è riusciti a descrivere i livelli di concentrazione del gas denso con buona approssimazione sia in corrispondenza dell'area di rilascio (alte concentrazioni), sia nel campo lontano dove si arriva a concentrazioni di poche centinaia di ppm.

L'indipendenza dei risultati dalla griglia di calcolo adottata è stata verificata tramite l'utilizzo di tre mesh a diverso numero di elementi, rispettivamente con circa 1300k, 2600k e 3700k celle; i profili raffigurati in Figura 10 sono tutti ottenuti con entrambi i modelli aggiuntivi attivi.

SOMMARIO

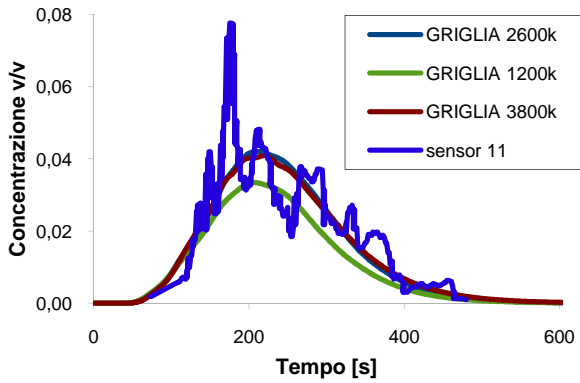


Figura 10 Verifica dell'indipendenza dalla griglia (150; 0; 1)

Dall'analisi delle curve ottenute, la griglia meno fitta è risultata insufficiente poiché la zona di maggiore sviluppo della nube (cioè fino a 200 – 250 m dal fence) presentava una grigliatura poco accurata; le altre due griglie hanno invece fornito sempre profili quasi perfettamente sovrapposti, per cui nel proseguimento del lavoro sono sempre state adottate griglie analoghe a quella intermedia per permettere un risparmio di tempi di calcolo.

Analisi statistica

L'accordo fra dati sperimentali e risultati delle simulazioni è stato accertato attraverso un'analisi statistica. Il metodo utilizzato [17] ha previsto un'opportuna mediazione temporale dei dati sperimentali, seguita dal calcolo di media e varianza geometrica per ciascuno dei sensori di rilevazione. Il risultato dell'analisi è sintetizzato nel grafico di Figura 11, detto *parabola plot*.

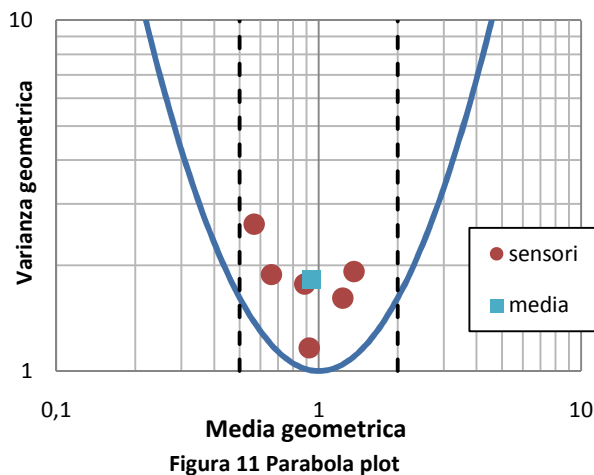


Figura 11 Parabola plot

Come si può vedere, i punti cadono all'interno della fascia relativa a diversità con lo sperimentale di massimo un fattore 2, e hanno varianze piccole.

Risultati e discussione

Risultati preliminari

In una simulazione è stata modificata la geometria della pozza per renderla più somigliante alla realtà: poiché il rilascio avviene dalle estremità di quattro bracci, la pozza è suddivisa in quattro pozze circolari con area totale pari alla pozza originale, e quindi imponendo un raggio di 6,89 m per ciascuna delle nuove pozze (Figura 12).

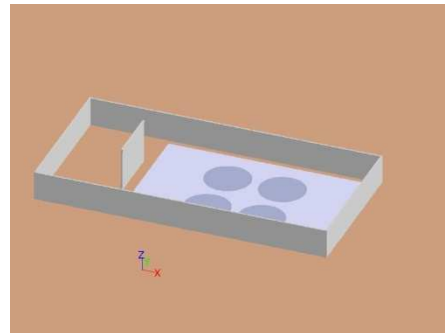


Figura 12 Geometria di pozza quadrupla

Tale perfezionamento è stato introdotto in base ai risultati di un altro lavoro [11] ed è stato impiegato con l'intenzione di migliorare la capacità di simulazione specialmente riguardo all'estensione in larghezza della nube.

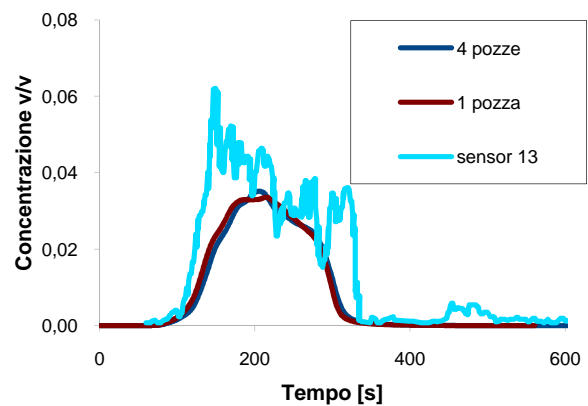


Figura 13 Profili con le due geometri di pozza (150; 50; 1)

Questo cambiamento non ha però portato a una maggiore somiglianza con i profili sperimentali (Figura 13), pertanto non è stato riproposto nelle simulazioni successive poiché comporta un aumento del numero di celle del dominio.

Efficacia di barriere di mitigazione

Dopo aver avuto piena conferma della validità dello strumento di simulazione adottato, ci si è occupati di indagare l'efficacia di varie tipologie di barriere di mitigazione, cominciando da un semplice muro posto a una certa distanza dalla sorgente del rilascio.

Per definire il limite della nube ci si è serviti della superficie dei punti con massima concentrazione raggiunta nel tempo pari a metà del limite inferiore d'infiammabilità (LFL/2), corrispondente a una frazione molare di 0,022 (22000 ppm). La forma assunta dalla nube in assenza di barriere di mitigazione è illustrata nella Figura 14.

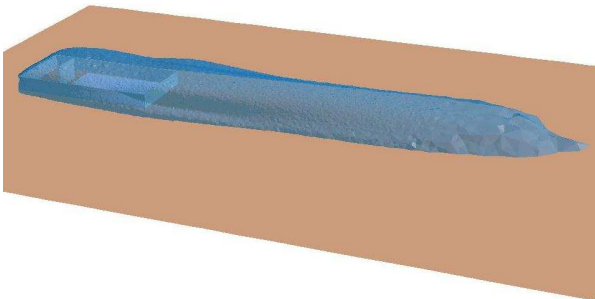


Figura 14 Area di danno (LFL/2) ottenuta dalla simulazione "senza muro"

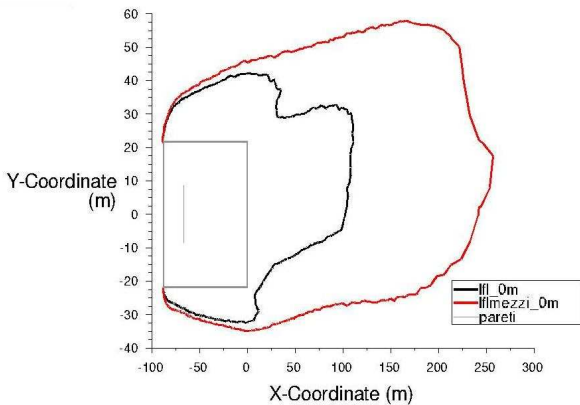


Figura 15 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 a livello del terreno ("senza muro")

Il dimensionamento del primo muro è stato fatto sulla base delle dimensioni della nube in campo libero alla distanza arbitraria di 100 m, costruendo perciò una barriera che ne avesse le stesse dimensioni. Questa barriera ha quindi le considerevoli dimensioni di 16 m di altezza per 90 m di larghezza, con uno spessore di 2 m; l'effetto ottenuto è stato di ridurre del 29% la massima distanza raggiunta dall'isosuperficie pari a LFL/2 lungo la direzione x (sottovento) (Figura 17). Nel contempo si è riscontrata una ovvia modifica della forma della nube (Figura 16), che tende a schiacciarsi frontalmente contro la parete e ad aggirarla, senza scavalcarla, sul lato sinistro.

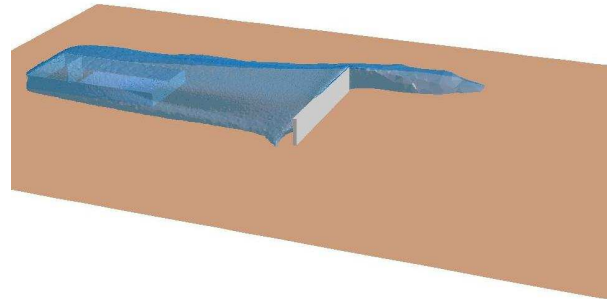


Figura 16 Area di danno (LFL/2) ottenuta dalla simulazione "muro1"

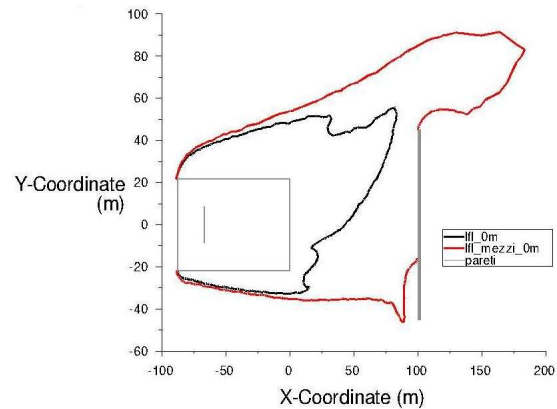


Figura 17 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 a livello del terreno ("muro1")

In seguito si è provato a ridurre l'area d'impatto diminuendo l'altezza del muro a 12 m e poi a 8 m, mantenendo la larghezza a 90 m. Pur ottenendo variazioni del parametro di maggior interesse, cioè la distanza del limite di LFL/2 lungo x, sostanzialmente paragonabili attorno al 30%, si è deciso di non ridurre ulteriormente l'altezza della

barriera perché con il muro di 8 m si comincia a verificare il fenomeno di scavalcamento da parte della nube, con conseguente diminuzione dell'efficacia dell'effetto dispersivo. In direzione trasversale rispetto all'asse della nube l'effetto della presenza di una barriera si riduce progressivamente, riportandosi verso il valore di riferimento ("senza muro"). In Figura 18 e Figura 19 viene illustrata la situazione caratterizzata dal muro alto 8 m.

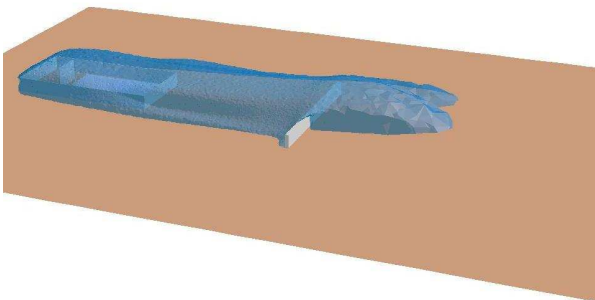


Figura 18 Area di danno (LFL/2) ottenuta dalla simulazione "muro3"

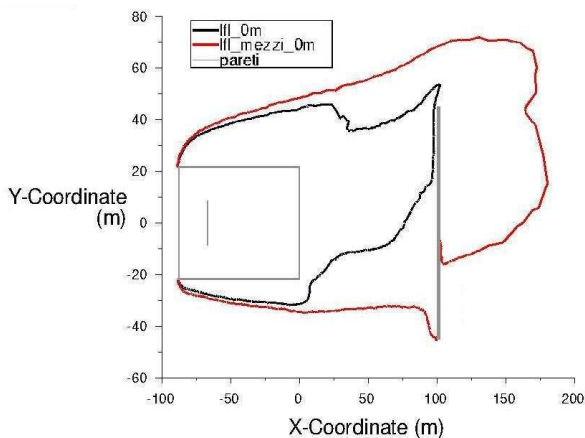


Figura 19 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 a livello del terreno ("muro3")

Nella Tabella 4 sono riassunti i risultati più significativi ottenuti nei tre tentativi.

Nome simulazione	Altezza muro [m]	Area impatto [m ²]	LFL/2 lungo x [m]	LFL lungo x [m]
SENZA MURO	-	-	258	112
MURO1	16	1440	183	84
MURO2	12	1080	172	94
MURO3	8	720	181	103

Tabella 4 Riassunto simulazioni "muri semplici"

Il passo successivo di questo studio ha riguardato l'utilizzo di barriere dalla forma più complessa; come caso di riferimento per questa fase è stato preso il muro alto 8 m (area = 720 m²) ed è stata analizzata l'aggiunta di una merlatura; ciò che si auspicava di ottenere con questa modifica era una maggiore produzione di turbolenza attorno ai merli, generata dalle ricircolazioni del fluido anche in direzione orizzontale, per migliorare l'efficacia delle barriere nel ridurre la potenziale area di danno.

Nella prima prova è stata mantenuta l'altezza limite complessiva e sono stati tolti 80 m² d'impatto mettendo merli radi (spaziati di 10 m l'uno dall'altro); nella seconda prova è stata mantenuta l'area limite ed è stata aumentata l'altezza complessiva di 2 m mettendo merli più piccoli e fitti (spaziati di 5m l'uno dall'altro); l'ostacolo della terza prova ha invece altezza limite ma sono stati tolti 90 m² d'impatto mettendo merli fitti.

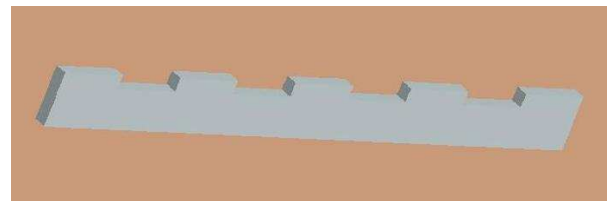


Figura 20 Merli1 (con spaziatura 10 m)

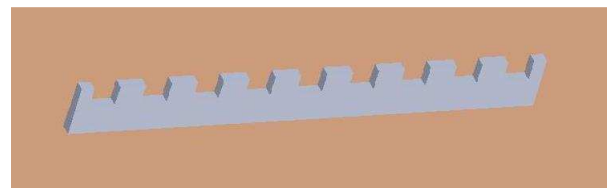


Figura 21 Merli2 (con spaziatura 5 m)

Nome simulazione	Altezza muro [m]	Spaziatura merli [m]	Area impatto [m ²]	LFL/2 lungo x [m]
SENZA MURO	-	-	-	258
MURO3	8	-	720	181
MERLI1	6 + 2	10	640	194
MERLI2	6 + 4	5	720	185
MERLI3	6 + 2	5	630	190

Tabella 5 Riassunto simulazioni "muri merlati"

Dall'analisi dei risultati ottenuti (Tabella 5) sembra emergere come parametro dominante l'area d'impatto poiché la variazione di questa grandezza porta ai

cambiamenti più significativi. La scelta di dimezzare gli spazi tra i merli si è dimostrata abbastanza proficua, fornendo un beneficio quantificabile in circa 4 m, mantenendo sostanzialmente uguale l'area totale. Identificare l'effetto dell'altezza complessiva, in una geometria già abbastanza articolata come questa, è complicato anche perché risulta difficile slegarlo da quello più rilevante dell'area d'impatto.

In alternativa ad un singolo muro, è stata indagata l'introduzione di una fila di barriere composta da muri più piccoli, analoghi al caso precedente. Ponendo questa fila ancora alla distanza di 100 m dal fence, è stato preso ancora come riferimento il muro da 8 m di altezza e creando quindi una fila di 9 muri alti 8 m, larghi 5 m e spessi 2 m, spazati di 5 m l'uno dall'altro (area d'impatto totale 360 m²); tale disposizione è servita in realtà solo per valutare l'estensione della zona soggetta a incremento di turbolenza dietro al gruppo di ostacoli (Figura 22).

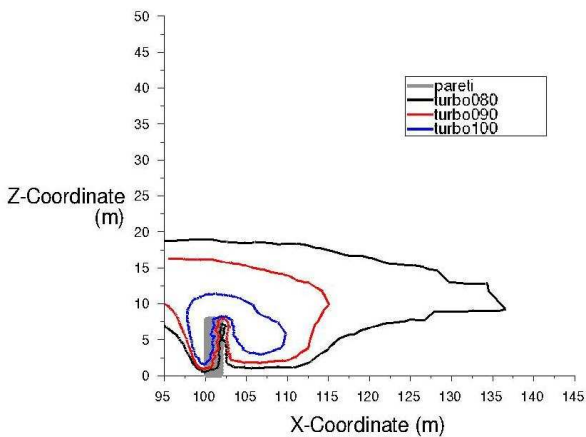


Figura 22 Isosuperfici di intensità turbolenta dopo 161 s dal rilascio ("fila singola")

È stato scelto di considerare come area perturbata dalle barriere di mitigazione la zona dietro ad esse con un livello di intensità turbolenta di almeno il 90% e quindi si è deciso di porre la seconda fila di muri a 120 m dal fence; la seconda fila di muri è identica alla prima e sfalsata rispetto ad essa, in modo tale da aver nuovamente un'area totale d'impatto di 720 m².

Nome simulazione	Altezza [m]	Spaziatura [m]	Area impatto [m ²]	LFL/2 lungo x [m]
SENZA MURO	-	-	-	258
MURO3	8	-	720	181
FILA SINGOLA	8	5	360	214
FILA DOPPIA	8	5	720	225

Tabella 6 Riassunto simulazioni "barriere multiple"

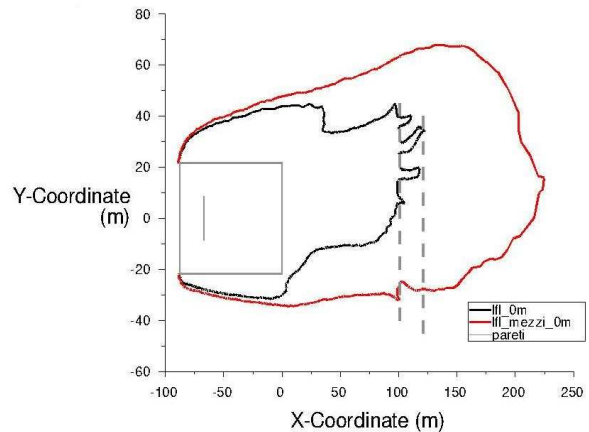


Figura 23 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 a livello del terreno (fila doppia)

Come prevedibile, l'effetto di una singola fila di barriere è stato poco rilevante, poiché offriva un'area d'impatto dimezzata; rispetto alla simulazione in assenza di barriere di mitigazione ha comunque prodotto una riduzione del 17%. L'aggiunta della seconda fila ha invece notevolmente peggiorato la situazione, limitando l'effetto di dispersione al 13% rispetto al campo libero.

Questo comportamento è probabilmente spiegabile da una sorta di "effetto conca" fra le due file di muri; in questa zona, infatti, l'incremento di turbolenza generato dalla prima fila è quasi annullato dall'impatto del fluido contro la seconda fila, portando ad una regione di ristagno.

Infine, è stata svolta una simulazione che prevedeva, sopravento rispetto a un muro da 8m (uguale a “muro3”), la presenza di un fossato della stessa larghezza del muro (90 m), profondo 4 m e ampio 5 m; l’area totale d’impatto verticale è di 1080 m², pari a quella di “muro2”.

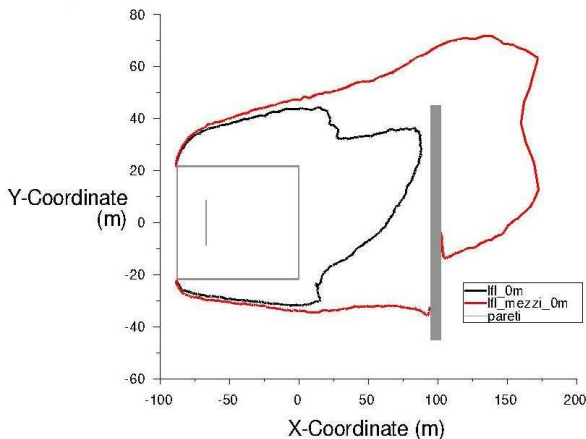


Figura 24 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 a livello del terreno ("fossato")

Il risultato ottenuto è praticamente identico a quello della simulazione “muro2”, che ha stessa area d’impatto, con un leggero miglioramento nella dilatazione laterale della nube. L’aspetto interessante di questa configurazione consiste nel minore impatto visivo prodotto dalla presenza del muro, che è di altezza minore, ma comunque di pari efficacia grazie all’area aggiuntiva offerta dal fossato.

Conclusioni

Il lavoro svolto ha avuto come obiettivo lo studio dell’efficacia di barriere di mitigazione sulla dispersione di nubi prodotte dal rilascio di gas densi in termini di area di danno potenzialmente coinvolta.

L’approccio seguito ha previsto l’utilizzo della modellazione CFD, poiché i modelli tridimensionali sono gli unici in grado di descrivere efficacemente situazioni con criticità quali gas criogenici e ostacoli. In aggiunta ai bilanci fondamentali, sono stati impiegati due modelli aggiuntivi per la descrizione della classe di stabilità

atmosferica e per la definizione del termine sorgente dovuto alla pozza.

La fase di convalida è stata svolta usando come riferimento sperimentale una delle prove dei “Falcon test” e ha fornito, tramite un’analisi statistica, buone indicazioni sulla capacità predittiva del modello.

Durante la parte centrale del lavoro, sono state studiate tipologie di barriere di mitigazione diverse fra loro per forma e dimensioni, cercando di individuare un parametro chiave in grado di definire l’efficacia di tali barriere in funzione della distanza raggiunta dalla nube.

Dopo l’analisi della configurazione di campo libero, sono stati considerati muri semplici (variandone l’altezza), muri merlati (variando la spaziatura fra i merli stessi), barriere multiple (costituite da file di muri stretti) e l’abbinamento di un muro con un fossato.

I risultati principali che sono emersi riguardano:

- l’esistenza di un’altezza limite dell’ostacolo al di sotto della quale lo scavalco da parte della nube produce effetti rilevanti in termini di efficacia;
- una limitata efficacia dei merli dovuta alla quantità massiccia di gas rilasciato;
- la formazione di zone di ristagno tra le file di muri che portano ad un abbassamento dell’efficacia con questa soluzione;
- un buon contributo offerto dalla presenza del fossato sia in termini di estensione della nube, sia di tempo trascorso sopra il limite di sicurezza (LFL/2).

Gli ostacoli analizzati hanno consentito riduzioni massime di circa il 30% della distanza longitudinale raggiunta dalla nube, usando come riferimento il valore di LFL/2, e nel complesso i risultati mostrano la necessità di barriere piuttosto imponenti nel caso di rilasci massicci di gas denso in atmosfera neutra; l’area d’impatto trasversale è stata identificata come parametro dominante per valutare l’efficacia delle barriere, sebbene da solo non basti a una completa determinazione dell’influenza di ciascun ostacolo.

Bibliografia

- [1] R. Rota, G. Nano, *Introduzione alla affidabilità e sicurezza nell'industria di processo*, Pitagora editrice, Bologna, 2007
- [2] G. Dong *et al.*, *Evaluation of hazard range for the natural gas jet released from a high-pressure pipeline: A computational parametric study*, J. of Loss Prevention in the Process Industries, **23**, 522-530, 2010
- [3] T. C. Brown *et al.*, *Falcon Series Data Report*, Lawrence Livermore National Laboratory, 1987
- [4] S. T. Chan, *Numerical simulations of LNG vapor dispersion from a fenced storage area*, J. of Hazardous Materials, **30**, 195-224, 1992
- [5] S. Sklavounos, F. Rigas, *Validation of turbulence models in heavy gas dispersion over obstacles*, J. of Hazardous Materials, **A108**, 9-20, 2004
- [6] Y. Mouilleau, A. Champassith, *CFD simulations of atmospheric gas dispersion using the Fire Dynamics Simulator (FDS)*, J. of Loss Prevention in the Process Industries, **22**, 316-323, 2009
- [7] F. Gavelli *et al.*, *Modeling of LNG spills into trenches*, J. of Hazardous Materials, **180**, 332-339, 2010
- [8] M. A. Barbiano, G. Macrì, tesi di laurea, Politecnico di Milano, 2009
- [9] M. Marzorati, G. Scurto, tesi di laurea, Politecnico di Milano, 2008
- [10] V. Chiodini, A. Tiozzo, tesi di laurea, Politecnico di Milano, 2008
- [11] F. Gavelli *et al.*, *Quantification of source level turbulence during LNG spills onto a water pond*, J. of Loss Prevention in the Process Industries, **22**, 809-819, 2009
- [12] M. Pontiggia, M. Derudi, V. Busini, R. Rota, *Hazardous gas dispersion: a CFD model accounting for atmospheric stability classes*, J. of Hazardous Materials, **171**, 739-747, 2009
- [13] *GAMBIT 2.2 Tutorial Guide*, FLUENT Inc., Lebanon, NH, USA, 2004
- [14] *FLUENT 6.3 User's Guide*, FLUENT Inc., Lebanon, NH, USA, 2006
- [15] A. Luketa-Hanlin *et al.*, *On the application of computational fluid dynamics codes for liquefied natural gas dispersion*, J. of Hazardous Materials, **140**, 504-517, 2007
- [16] M. Pontiggia, tesi di dottorato, Politecnico di Milano, 2010
- [17] S. R. Hanna *et al.*, *Hazardous gas model evaluation with field observations*, Atmospheric Environment **27A**, 2265-2285, 1993

INTRODUZIONE

La valutazione delle problematiche di sicurezza industriale legate al verificarsi di eventi incidentali riveste ormai un'importanza fondamentale, soprattutto nell'ambito dell'industria di processo. All'interno dell'analisi di rischio, la modellazione delle conseguenze dei rilasci di composti gassosi in atmosfera occupa un ruolo centrale, poiché tali sostanze, spesso tossiche o infiammabili, possono provocare diversi tipi di effetti negativi sulla salute pubblica, tra cui incendi ed esplosioni.

Particolare attenzione si richiede nel caso in cui il rilascio riguardi gas densi; con questo termine si intendono i gas caratterizzati da una densità superiore a quella dell'aria a causa di alto peso molecolare, rilascio a bassa temperatura e/o alta pressione o presenza di aerosol; queste caratteristiche comportano una maggiore difficoltà di diluizione con conseguente estensione dell'area potenzialmente soggetta a rischio.

A partire dagli anni '70 sono state svolte un buon numero di campagne sperimentali riguardanti prove di rilasci in campo aperto utilizzando vari tipi di gas densi; numerosi sono in particolare i test che hanno coinvolto miscele idrocarburiche quali il Gas Naturale Liquefatto (LNG), la cui importanza economica negli ultimi anni è in crescita in tutto il mondo; prove sperimentali di questo tipo sono però per loro natura alquanto costose e di difficile realizzazione, poiché devono essere svolte in zone molto ampie e lontane da località abitate per evitare eventuali danni alla popolazione. Per questi motivi, molti dei dati cui si fa riferimento in questo genere di analisi provengono invece da prove in laboratorio, realizzate ad esempio in galleria del vento.

Le difficoltà maggiori che si incontrano negli studi di dispersione sono costituite dalla presenza di ostacoli all'interno dell'area interessata dal rilascio del gas denso. L'interesse per questo tipo di situazioni nasce dalla facilità che esse possano accadere nella realtà, ad esempio in corrispondenza di aree urbane o industriali. Anche a questo proposito sono state svolte delle prove sperimentali: accanto ad un limitato numero di sperimentazioni su larga scala, esistono diversi test svolti su scala di laboratorio.

Successivamente, sono stati effettuati parecchi tentativi, di precisione e accuratezza sempre crescente, di sviluppare codici di calcolo per la modellazione dei fenomeni di dispersione di gas in atmosfera. La classificazione usuale dei modelli impiegati prevede tre categorie di complessità crescente: modelli puntuali, modelli integrali e modelli tridimensionali; è stato dimostrato che l'utilizzo delle prime due tipologie di modelli non è sufficiente per la descrizione dei rilasci di gas densi in presenza di geometrie più complesse del semplice campo libero.

Di conseguenza, anche grazie all'incremento della disponibilità di potenza di calcolo, i modelli tridimensionali sfruttati dalla Fluidodinamica Computazionale (CFD) hanno acquisito un'importanza sempre maggiore. I metodi CFD implementano su un dominio spaziale, riprodotto da un'opportuna griglia di calcolo, le equazioni fondamentali di conservazione di massa, energia e quantità di moto, associate a modelli di turbolenza e condizioni al contorno ben definite. Particolarmente rilevante è il ruolo rivestito dalla turbolenza atmosferica nel definire la capacità di miscelazione in aria delle nubi gassose originate dai rilasci, soprattutto se si considera la natura intrinsecamente caotica dei fenomeni turbolenti. I punti deboli di questi modelli sono il notevole sforzo computazionale richiesto (tempi di calcolo elevati) e l'esigenza di un certo grado di competenza da parte dell'utente nell'utilizzo degli strumenti informatici necessari. Inoltre, prima di un loro utilizzo pratico per predire le conseguenze introdotte dalla presenza di ostacoli, essi vanno convalidati con dati sperimentali attendibili.

Negli ultimi anni la mole di pubblicazioni in questo campo scientifico ha subito un impulso notevole, a riprova dell'interesse ricoperto dal settore. Questo lavoro di tesi si inserisce nell'ambito di ricerca riguardante l'analisi numerica di rilasci di gas densi in ambienti con ostacoli e/o congestionati; il principale obiettivo perseguito è stato lo studio dell'efficacia di barriere di mitigazione di vario tipo sulla dispersione di nubi prodotte dal rilascio massiccio di gas densi, in particolare LNG; l'introduzione di questo genere di ostacoli ha lo scopo di ridurre la potenziale area di danno coinvolta dalla nube di gas pericoloso; tale area può essere definita in termini di valori di concentrazione relativi alla metà del limite inferiore di infiammabilità del metano, così da tenere conto di un giusto margine di sicurezza.

NOMENCLATURA

Alfabeto occidentale

A_b	area occupata dalla bolle (m^2)
A_p	area di pozza (m^2)
a_p	coefficiente riferito alla cella P
a_{nb}	coefficienti d'influenza per le celle vicine
b	contributo costante relativo al termine di sorgente e alle condizioni al contorno
$C_{exp,i}$	valori di concentrazione sperimentali
$C_{sim,i}$	valori di concentrazione simulati
\hat{c}_v	calore specifico a volume costante ($J\ kg^{-1}\ K^{-1}$)
\hat{c}_p	calore specifico a pressione costante ($J\ kg^{-1}\ K^{-1}$)
$C_{1\varepsilon}$	costante del modello k- ε
$C_{2\varepsilon}$	costante del modello k- ε
$C_{3\varepsilon}$	costante del modello k- ε
C_μ	costante del modello k- ε
D	diametro di bolla (m)
F	flusso netto entrante
F_C	flusso convettivo
F_D	flusso diffusivo
f_e	forze esterne di volume ($N\ kg^{-1}$)
f_f	fattore di attrito
f_i	forze interne di superficie ($N\ kg^{-1}$)
G_b	termine di generazione di k dovuto alle spinte di galleggiamento
G_k	termine di generazione di k dovuto ai gradienti di velocità media
g	vettore accelerazione di gravità ($m\ s^{-2}$)
h	entalpia per unità di massa ($J\ kg^{-1}$)
I	intensità turbolenta
\underline{I}	tensore identità
K	costante di Von Karman (0,42)

NOMENCLATURA

k	energia cinetica turbolenta ($m^2 s^{-2}$)
L_{Re}	lunghezza caratteristica per il calcolo del numero di Reynolds (m)
L	lunghezza di Monin-Obukhov (m)
LFL	limite inferiore di infiammabilità
L_{mix}	lunghezza di mescolamento (m)
\dot{m}	portata massiva evaporante totale ($kg s^{-1}$)
MG	media geometrica
n	numero di punti utilizzabili per l'analisi statistica
<u>p</u>	pressione isotropica (Pa)
\dot{q}_w	flusso termico superficiale ($J m^{-2} s^{-1}$)
Re	numero di Reynolds
$R_{\varphi,1}$	residuo non scalato
$R_{\varphi,2}$	residuo scalato
S	superficie di integrazione (m^2)
S_k	termine sorgente di k
S_s	sorgenti di superficie
S_v	sorgenti di volume
S_ε	termine sorgente di ε
S_φ	termine sorgente in forma generica
T	temperatura (K)
T_{mix}	temperatura della miscela rilasciata (K)
T_w	temperatura superficiale del terreno (K)
T_*	temperatura frizionale (K)
t	tempo (s)
u_b	velocità di risalita delle bolle ($m s^{-1}$)
u_e	velocità di efflusso equivalente ($m s^{-1}$)
u_*	velocità frizionale turbolenta ($m s^{-1}$)
u_{media}	velocità media ($m s^{-1}$)
u'	fluttuazioni di velocità ($m s^{-1}$)
V	volume di integrazione (m^3)
\mathbf{v}	vettore velocità ($m s^{-1}$)
VG	varianza geometrica

NOMENCLATURA

v'	componente fluttuante della velocità ($m\ s^{-1}$)
x	coordinata longitudinale (m)
y	coordinata trasversale (m)
x_{CH_4}	frazione massiva di metano
z	quota dal terreno (m)
z_0	rugosità superficiale del terreno (m)

Alfabeto greco

β	coefficiente di espansione termica
Γ_φ	diffusività di φ ($m^2\ s^{-1}$)
δ_{ij}	delta di Kronecker ($\delta_{ij} = 0$ se $i \neq j$, $\delta_{ij} = 1$ se $i = j$)
ε	rateo di dissipazione dell'energia cinetica turbolenta ($m^2\ s^{-3}$)
θ	temperatura ridotta (K)
λ	conducibilità termica ($J\ m^{-1}\ s^{-1}\ K^{-1}$)
μ	viscosità (Pa s)
μ_L	viscosità del liquido (Pa s)
μ_t	viscosità turbolenta (Pa s)
ρ	densità ($kg\ m^{-3}$)
ρ_G	densità del gas ($kg\ m^{-3}$)
ρ_L	densità del liquido ($kg\ m^{-3}$)
ρ_{mix}	densità della miscela rilasciata ($kg\ m^{-3}$)
σ	tensione superficiale della bolla ($N\ m^{-1}$)
$\underline{\sigma}$	tensore degli sforzi interni (Pa)
σ_x	coefficiente di diffusione turbolenta in direzione x per modelli gaussiani
σ_y	coefficiente di diffusione turbolenta in direzione y per modelli gaussiani
σ_z	coefficiente di diffusione turbolenta in direzione z per modelli gaussiani
σ_ε	numero di Prandtl turbolento per ε
σ_k	numero di Prandtl turbolento per k
$\underline{\tau}$	tensore degli sforzi viscosi (Pa)
τ_v	numero di Stokes per la bolla (tempo di risalita) (s)
τ_w	sforzi di taglio (Pa)
$\underline{\tau}^{(t)}$	tensore degli sforzi di Reynolds

NOMENCLATURA

Φ	generica grandezza turbolenta
φ	generica grandezza turbolenta per unità di massa
$\bar{\varphi}$	componente media della generica grandezza turbolenta
φ'	componente fluttuante della generica grandezza turbolenta
ω	Rateo di dissipazione specifico dell'energia cinetica turbolenta (s^{-1})

CAPITOLO1

STATO DELL'ARTE

In tutto il mondo, l'importanza del gas naturale liquefatto (LNG) sta crescendo rapidamente; da ciò deriva l'urgenza di identificare siti geografici per la costruzione di terminali di rigassificazione, necessari alla sua importazione e distribuzione, che possano essere economicamente fattibili e che possano sottostare ai requisiti di pubblica sicurezza richiesti dai governi e dalla popolazione locali.

1.1 CENNI SUL CONTESTO LEGISLATIVO

La regolamentazione federale statunitense sulla costruzione di terminali per la ricezione di LNG sulla terraferma prevede che tutti i sistemi di trasferimento di LNG siano provvisti di mezzi per la raccolta di sversamenti accidentali e per il loro invio a siti di contenimento. Ciò è generalmente attuato predisponendo delle trincee sotto o accanto alle tubazioni e alle apparecchiature, dimensionando le trincee in modo che possano raccogliere e inviare l'LNG a un bacino di contenimento appositamente dimensionato, dove evaporerà lentamente. In ogni caso, parte dell'LNG rilasciato nella trincea vaporizzerà durante il percorso verso il bacino di contenimento. La nube gassosa così formata al di sopra della trincea sarà dispersa dal vento, così come la nube gassosa generata da un rilascio nell'area di contenimento.

Negli USA le attuali leggi federali non prevedono esplicitamente che sia modellata la dispersione della nube gassosa di LNG dalla trincea, né forniscono alcuna linea guida per l'effettuazione di tale analisi. Comunque, le trincee per LNG spesso si trovano più vicine ai limiti della proprietà dei bacini di contenimento stessi, e quindi non può essere esclusa la possibilità della dispersione di una nube gassosa infiammabile oltre i confini del terminale. Per questa ragione, la FERC (US Federal Energy Regulatory Commission) ha stabilito che per i terminali di rigassificazione di LNG sia dimostrato che l'eventuale nube gassosa generata dalla vaporizzazione di LNG lungo le trincee venga dissipata al di sotto del 50% del limite inferiore di infiammabilità (LFL/2) entro i confini del terminale [1].

1.2 FENOMENOLOGIA DI RILASCI ACCIDENTALI

Il primo aspetto che va tenuto in considerazione nella valutazione degli effetti causati da un evento incidentale che porta al rilascio indesiderato in ambiente di materia o energia è relativo alle quantità in gioco e ai tempi caratteristici, allo scopo di distinguere fra rilasci istantanei e rilasci continui. Inoltre è fondamentale definire con precisione la fase in cui si trova il composto rilasciato, solida, liquida, gassosa o mista.

In particolare, nel caso di rilascio gassoso o di rilascio liquido seguito da un'immediata evaporazione (non esplosiva) si ha la formazione di un pennacchio (simile a quello ritratto nella Figura 1.1) nel caso di rilasci continui, o di una nube nel caso di rilasci istantanei.



Figura 1.1 Rilascio gassoso sotto forma di pennacchio

Particolarmente pericolosa è la situazione che coinvolge i gas densi; esistono numerosi meccanismi e condizioni che portano alla formazione di nubi di vapori più dense dell'aria. Principalmente questo tipo di nubi si formano quando il gas ha un peso molecolare maggiore di quello dell'aria o quando il vapore rilasciato è ad una temperatura sufficientemente bassa rispetto alla temperatura ambiente. Quest'ultimo è il caso proprio dell'LNG, che generalmente viene trattato alla stregua di metano puro, il quale ha un peso molecolare di 16 g/mol, a fronte di un peso molecolare dell'aria di 28 g/mol; la maggior densità è quindi da attribuirsi alla bassa temperatura (circa -160 °C) a cui l'LNG viene stoccato, immagazzinato e trasportato.

Durante la dispersione il gas si miscela con l'aria dell'ambiente che viene richiamata all'interno della nube creando una miscela gas/aria più densa dell'aria. Quando si crea una nube più densa dell'aria, due effetti sono immediatamente osservabili nella dispersione: uno è la riduzione della miscelazione verticale con la turbolenza atmosferica, l'altro è lo spargimento laterale del flusso della nube. Entrambi sono riconducibili alla stratificazione del gas denso e quindi ai gradienti di densità che vengono generati. Questi due effetti combinati portano a una nube più bassa e più larga di quella osservata quando viene rilasciato un gas neutro [2].

Nel caso di rilascio su acqua in ambiente non confinato, l'LNG si sparge e bolle velocemente. L'elevata velocità di evaporazione è mantenuta costante grazie al contatto continuo con l'alta temperatura dell'acqua. Se invece il rilascio avviene in ambiente confinato su acqua calma, allora si ha un minore spargimento del liquido che può essere dovuto al formarsi di uno strato di ghiaccio sotto l'LNG. Se lo spessore del ghiaccio cresce, allora diminuisce il trasferimento di calore e la velocità di evaporazione della pozza diminuisce nel tempo, similmente al caso di rilasci confinati su terreno. Piccole quantità di ghiaccio si possono formare anche per rilasci su acqua in ambienti non confinati, ma durante l'allargamento della pozza la presenza di turbolenza all'interfaccia tra LNG e acqua previene l'instaurarsi del fenomeno. Una volta che l'LNG ha raggiunto l'area massima, lo spessore dell'LNG (circa 1 mm) non è sufficiente a fornire abbastanza inerzia termica per il congelamento di una significativa quantità d'acqua [3].

Alte velocità di evaporazione allontanano i punti in cui i livelli di concentrazione ricadono all'interno dei limiti di infiammabilità (LFL). Un aumento nella velocità di evaporazione determinerà un aumento della quantità di gas combustibile nell'aria circostante che a sua volta farà diminuire l'area della pozza dando origine, in caso di incendio, a fiamme più alte (Figura 1.2). La velocità di evaporazione della pozza così come il raggio della pozza, contribuiranno a determinare la tipologia della fiamma e in ultima analisi la distanza di pericolo per l'irraggiamento termico.



Figura 1.2 Esempio di incendio da pozza

1.3 DISPERSIONI IN ATMOSFERA

Un rilascio in atmosfera si compone di quattro fasi:

- emissione;
- fase inerziale;
- fase di galleggiamento;
- fase di dispersione passiva.

1.3.1 Emissione

Con “emissione” si intende il termine sorgente, la cui caratterizzazione prevede da un lato la definizione di aspetti chimico-fisici, dall’altro lato la definizione di aspetti geometrico - strutturali; tra i primi si possono citare composizione della miscela o tipo di composto puro rilasciato, pericoli connessi alle sostanze presenti, fase del rilascio, densità, portata, temperatura; tra i secondi invece si hanno tipologia di apparecchiatura rilasciante, ambiente di rilascio, fisionomia della rottura, posizionamento del rilascio rispetto al terreno.

1.3.2 Fase inerziale

La fase inerziale è il primo degli stadi di dispersione vera e propria ed è influenzata principalmente dalla velocità dello scarico e dalla direzione del rilascio. La prima influisce principalmente sulla quantità di moto mentre la seconda sulla posizione iniziale del pennacchio. In particolare, se la velocità in corrispondenza della sorgente presenta una componente verticale l’effetto sarà quello di un innalzamento iniziale del pennacchio. In tale fase inizia l’effetto di richiamo di aria all’interno del pennacchio a causa dei moti turbolenti dell’atmosfera.

Le caratteristiche della sorgente saranno quelle che più influenzeranno la fase in cui sono prevalenti le forze inerziali, infatti la sostanza rilasciata avanzerà lungo la normale al punto di efflusso aumentando il proprio volume richiamando aria all’interno della nube, fino a che le forze a lei impresse dalla sorgente non saranno contrastate dalle forze di galleggiamento.

Nella Figura 1.3 sono visualizzate fase inerziale, fase di galleggiamento e fase di dispersione passiva di una nube uscente da un camino.



Figura 1.3 Riassunto delle fasi di dispersione di un gas successivamente all'emissione

1.3.3 Fase di galleggiamento

Esauriti gli effetti iniziali della sorgente, la forza motrice diventa la differenza di densità del pennacchio rispetto all'aria atmosferica. Si passa quindi in una zona in cui a prevalere è la spinta di Archimede, in cui i fluidi più densi dell'aria tenderanno a ricadere al suolo, mentre quelli più leggeri resteranno sospesi.

Il parametro fondamentale risulta pertanto la densità, sulla base della quale si può operare una suddivisione generale dei composti rilasciati in gas pesanti (densità maggiore dell'aria), gas neutri (stessa densità) e gas leggeri (densità minore).

Anche in tale fase, come nella precedente, si assiste a un richiamo di aria nel pennacchio.

1.3.4 Fase di dispersione passiva

Esauriti gli effetti della quantità di moto e delle forze di galleggiamento, si assiste al fenomeno di dispersione passiva. Gli elementi che influenzano questa fase sono molteplici, ma non sempre tutti presenti:

- velocità del vento;
- turbolenza atmosferica (classe di stabilità);
- orografia;
- rugosità superficiale;
- riflessività della superficie terrestre (albedo);
- rapporto tra flusso di calore sensibile e latente;
- umidità del suolo;
- coefficiente di assorbimento dell'energia radiante;
- coefficiente di copertura fogliare;
- gradiente di temperatura nel terreno.

Questo stadio ha inizio quando la sostanza rilasciata si è ormai ben miscelata con l'aria circostante e le caratteristiche della nube vanno via via assimilandosi con quelle dell'ambiente circostante, fino alla sostanziale dissipazione della nube quando le concentrazioni dell'inquinante sono ormai molto ridotte.

1.4 MODELLI DI DISPERSIONE

I modelli che sono impiegati nella riproduzione dei fenomeni dispersivi di gas in atmosfera sono classificabili in tre grandi famiglie:

- modelli puntuali o Gaussiani;
- modelli integrali;
- modelli tridimensionali.

1.4.1 Modelli Gaussiani

I modelli gaussiani sono di tipo analitico e comprendono i modelli matematici di trasporto e diffusione dell'inquinante atmosferico basati su equazioni che descrivono il campo tridimensionale delle concentrazioni generato da una sorgente puntiforme sotto condizioni meteorologiche e di emissione costanti rispetto al tempo. Questo tipo di modelli considera che le condizioni meteorologiche possono essere considerate omogenee e stazionarie nell'area modellata [4].

Per essere applicati, è necessario sottostare a una lunga serie di ipotesi semplificative piuttosto stringenti:

- vento monodimensionale, composto di un'unica componente v_x costante;
- componenti del tensore di diffusione turbolenta tutti uguali e costanti;
- flusso convettivo molto maggiore del flusso diffusivo;
- gas neutro;
- emissione puntuale e alla stessa velocità del vento;
- assenza di reazioni chimiche;
- approssimazione di pennacchio sottile (nel caso di emissione continue);
- nessun limite alla risalita verticale.

L'espressione che descrive la distribuzione gaussiana della concentrazione in direzione verticale e orizzontale è:

$$C(x, y, z) = \frac{\dot{m}}{2\pi v_x \sigma_y \sigma_z} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{y^2}{\sigma_y^2} + \frac{z^2}{\sigma_z^2} \right) \right] \quad (1.1)$$

dove \dot{m} è la portata massiva scaricata, mentre σ_y e σ_z sono dei parametri collegati ai coefficienti di diffusione turbolenta.

Se la sorgente si trova a una certa altezza dal terreno (h), si adotta la seguente espressione leggermente modificata:

$$C(x, y, z) = \frac{\dot{m}}{2\pi v_x \sigma_y \sigma_z} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{y^2}{\sigma_y^2} + \frac{(z-h)^2}{\sigma_z^2} \right) \right] \quad (1.2)$$

Introducendo la riflessione totale del composto al suolo si ottiene inoltre:

$$C(x, y, z) = \frac{\dot{m}}{2\pi v_x \sigma_y \sigma_z} \exp \left(-\frac{1}{2} \frac{y^2}{\sigma_y^2} \right) \left[\exp \left(-\frac{(z-h)^2}{2 \sigma_z^2} \right) + \exp \left(-\frac{(z+h)^2}{2 \sigma_z^2} \right) \right] \quad (1.3)$$

Nel caso di rilasci istantanei è stata invece sviluppata una diversa espressione:

$$C(x, y, z) = \frac{q}{(2\pi)^{3/2} \sigma_x \sigma_y \sigma_z} \exp \left(-\frac{(x-v_x t)^2}{2 \sigma_x^2} - \frac{y^2}{2 \sigma_y^2} \right) \left[\exp \left(-\frac{(z-h)^2}{2 \sigma_z^2} \right) + \exp \left(-\frac{(z+h)^2}{2 \sigma_z^2} \right) \right] \quad (1.4)$$

Tali modelli contengono parametri empirici che permettono un'adattabilità alle diverse situazioni. Tuttavia presentano alcuni svantaggi, come l'incapacità di modellare effetti gravitazionali dovuti alla presenza di gas densi, l'esistenza di ostacoli nell'area della dispersione, la fisica di situazioni meteorologiche estreme; essi sono esaustivi solo per l'ultima delle tre regioni tipiche di un pennacchio e quindi debbono essere utilizzati accoppiati con altri modelli per una completa rappresentazione della dispersione.

In Figura 1.4 viene mostrata la rappresentazione grafica della distribuzione gaussiana della concentrazione di un pennacchio continuo.

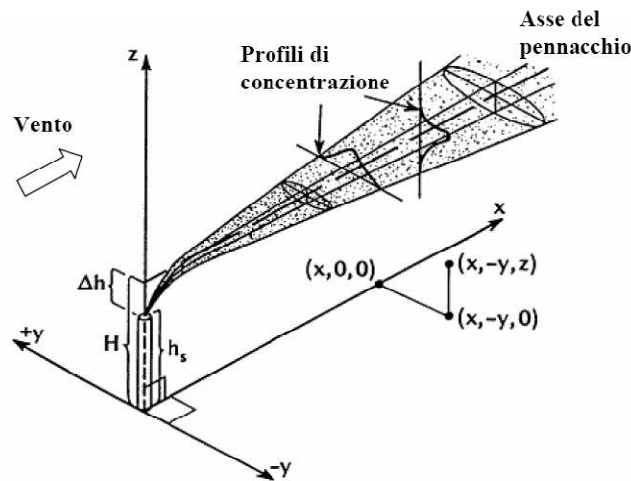


Figura 1.4 Pennacchio gaussiano

1.4.2 Modelli integrali

I modelli integrali risolvono direttamente i bilanci di materia, energia e quantità di moto in forme semplificate in modo da ottenere equazioni di semplice integrazione numerica; in tal modo possono essere tenuti in conto più fattori determinanti nell'economia del fenomeno dispersivo, soprattutto i fenomeni di galleggiamento, ma non permettono ancora di modellare geometrie complesse. Inoltre, affinché producano risultati opportuni, essi necessitano di parametri adattivi derivati da informazioni sperimentali di difficile reperimento.

In letteratura esistono lavori basati sull'uso di modelli integrali per la rappresentazione di dispersioni da pozze [5], di jet gassosi originati dalla rottura di tubazioni ad alta pressione [6, 7] e di dispersioni di nubi gassose in atmosfera [8]. Un esempio grafico di modello integrale è riportato in Figura 1.5.

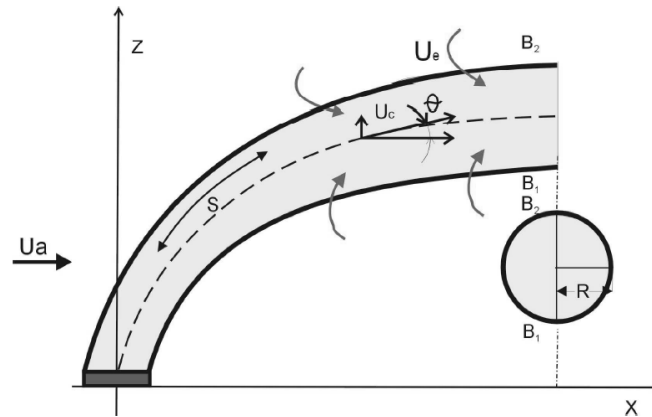


Figura 1.5 Esempio di modello integrale (Khan, Abbasi, 1999)

I modelli integrali vengono solitamente utilizzati accoppiati ai modelli gaussiani; ne consegue che tutte le limitazioni e i problemi discussi in precedenza per i modelli gaussiani sono presenti anche nei modelli integrali. I fenomeni che possono invece essere tenuti in conto da un modello integrale sono lo scambio termico con il suolo e con l'ambiente e il richiamo dell'aria (entrainment) dall'alto e dalla superficie laterale della nube.

L'affidabilità di questi modelli in condizioni diverse da quelle in cui sono stati calcolati i parametri adattivi utilizzati non è assolutamente garantita, proprio a causa della forte dipendenza dei risultati dai valori assegnati a tali parametri.

I modelli integrali sono impiegati in scenari senza ostacoli e danno indicazioni ragionevoli per emissioni abbastanza consistenti di gas pesanti (dell'ordine di qualche m^3/s) in condizioni meteorologiche non estreme, al prezzo di tempi di calcolo pienamente accettabili.

1.4.3 Modelli tridimensionali

I modelli tridimensionali vengono sfruttati dalla Fluidodinamica Computazionale (CFD): anch'essi integrano numericamente i bilanci fondamentali ma questa volta in forma completa, potendo teoricamente essere applicati a qualunque tipo di fluido in qualsivoglia geometria anche molto complessa; oltre alle equazioni alle derivate parziali di conservazione di materia, energia e quantità di moto, vengono risolte le equazioni descrittive della turbolenza per ognuno degli elementi che costituiscono la griglia di calcolo disegnata sulla base del sistema da descrivere e vengono imposte adeguate condizioni al contorno. Dal punto di vista matematico, sono costituiti da sistemi di equazioni alle derivate parziali che vengono risolte in modo approssimato con tecniche di calcolo numerico.

Dal punto di vista operativo, prevedono, come primo passo, la rappresentazione della geometria con costruzione della griglia, seguita dalla soluzione numerica delle equazioni del modello e infine la fase, detta di “post-processing”, di rappresentazione e analisi dei risultati ottenuti.

I risultati resi disponibili dall'uso di strumenti CFD sono molto variegati, poiché è possibile monitorare e analizzare moltissime grandezze che caratterizzano il sistema studiato, ottenendo persino immagini grafiche di grande impatto visivo, come quella visualizzata in Figura 1.6 [9], oltre a diverse tipologie di diagrammi e tabelle con un alto livello di accuratezza.

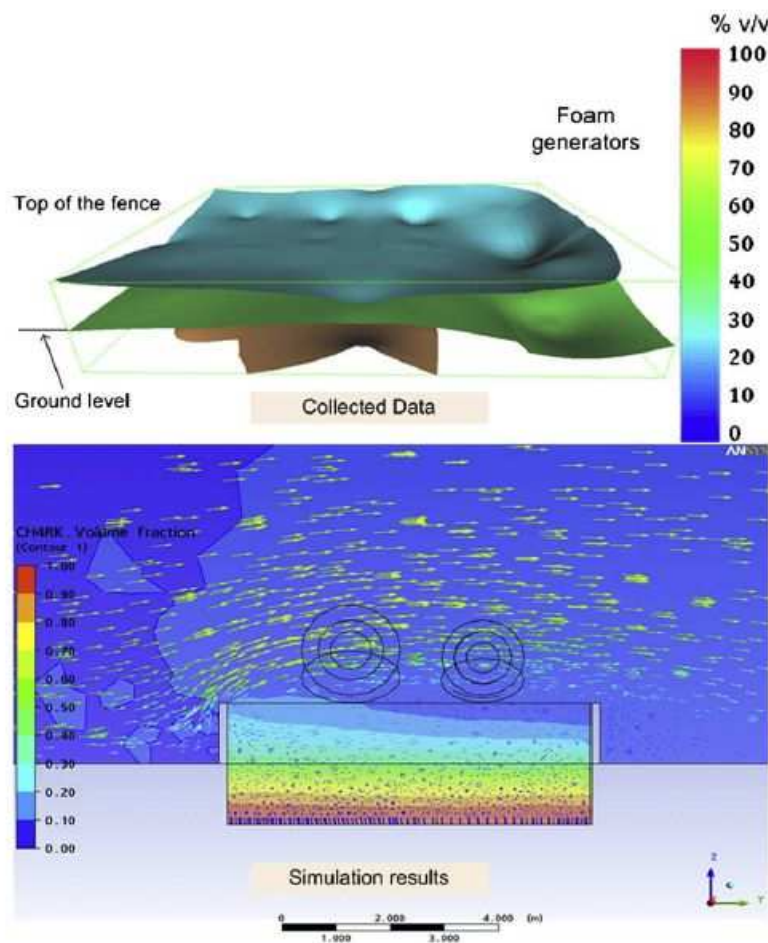


Figura 1.6 Esempio di trasposizione in forma grafica di risultati CFD

I punti deboli di questi modelli sono il notevole sforzo computazionale richiesto (tempi di calcolo elevati) e l'esigenza di un certo grado di competenza da parte dell'utente nell'utilizzo degli strumenti informatici necessari. Inoltre, dovendo integrare numericamente equazioni con un certo grado di complessità, ripetendo i calcoli su un considerevole numero di celle, sono possibili anche problemi di convergenza e stabilità della soluzione, che generalmente vengono affrontati e risolti con particolari accortezze nella creazione della griglia di calcolo.

Si parlerà più nel dettaglio delle caratteristiche proprie dei modelli CFD, con particolare riferimento alle necessità delle simulazioni svolte nel presente lavoro, nel Capitolo 2.

1.4.4 Panoramica dei principali modelli CFD

In questo lavoro di tesi si vuole analizzare numericamente l'influenza di barriere di mitigazione sulla dispersione di gas densi, per questa ragione è assolutamente indispensabile una modellazione tramite modelli tridimensionali di dispersione anziché modelli puntuali o integrali. Inoltre, come sarà descritto nel Capitolo 3, il riferimento sperimentale impiegato per la convalida del modello matematico utilizzato comporta già di per sé la presenza di ostacoli in prossimità del rilascio, quindi gli strumenti della Fluidodinamica Computazionale sono gli unici concretamente ammissibili per le nostre necessità.

A questo riguardo, viene riportata una breve rassegna dei principali codici commerciali usati in letteratura, con opportuni riferimenti alle relative convalide: i quattro software qui descritti sono FEM3, FLACS, CFX e FLUENT.

A) FEM3

FEM3 è un codice di calcolo sviluppato da Chan [10] per lo studio della dispersione dei gas densi, e in particolare gli effetti del galleggiamento a cui è soggetta la nube che si genera in seguito a rilasci accidentali di LNG. Questo modello è in grado di affrontare situazioni sia 2D sia 3D.

Il modello si basa sulla soluzione dei diversi bilanci tempo-dipendenti di massa, specie, momento ed energia, con la possibilità di usare l'approssimazione di Boussinesq. Un'approssimazione viene adottata per il calcolo di consistenti variazioni di densità e questo preclude di poter essere applicato alle onde sonore (infatti il fluido viene considerato come incomprimibile ma con una densità variabile). Per la discretizzazione spaziale viene usato un metodo a elementi finiti, per quella temporale invece si fa ricorso al metodo di Eulero.

Per la sua convalida sono stati sfruttati i dati provenienti dai "Falcon test" [11] eseguiti dal gruppo di scienziati del Lawrence Livermore National Laboratory, di cui faceva parte lo stesso Chan.

B) FLACS

Il codice FLACS (Flame Acceleration Simulator) è il codice di calcolo dominante per quanto concerne la modellazione delle esplosioni di gas ed ha dimostrato, inoltre, notevole accuratezza e affidabilità per lo studio della dispersione in ambienti congestionati sia offshore, sia onshore [8]. Nel corso degli anni ha subito alcune modifiche che hanno permesso al programma di tener meglio in considerazione i fenomeni di dispersione.

Questo codice è molto simile agli altri, ma si distingue per una particolarità nell'approccio in fase di costruzione della geometria: la parametrizzazione degli edifici e degli ostacoli, infatti, è effettuata assegnando alle celle di calcolo che li attraversano una distribuzione di

porosità; questo permette di poter comporre la griglia prima della geometria e di risolvere a priori il problema di adattarla alla complessità delle strutture del dominio.

Questo codice CFD risolve le equazioni di Navier-Stokes in funzione del tempo, ma necessita di una griglia molto fine. Le equazioni di conservazione della massa, del momento e dell'energia, con l'aggiunta dell'equazione di conservazione delle specie, sono risolte su una griglia cartesiana con un metodo ai volumi finiti, mentre la chiusura delle equazioni per la turbolenza è effettuata usando il modello k-ε.

I lavori di convalida di FLACS sono molteplici [12, 13, 14] e i primi test di cui ci si è avvalsi come riferimenti sperimentali, per quanto riguarda le problematiche di dispersione, sono quelli delle serie note con il nome di "Burro" [15] e "Coyote" [16].

C) CFX

CFX implementa, per problemi di dispersioni di vapori, le equazioni del modello RANS; si basa su un metodo numerico di risoluzione ai volumi finiti per l'integrazione delle equazioni differenziali alle derivate parziali.

Questo codice ha dimostrato di saper predire l'andamento delle concentrazioni del gas nel tempo sui diversi sensori in modo ragionevolmente accettabile, nonostante la complessità dei fenomeni legati alla dispersione non isotermica della nube. Un problema rilevante di queste simulazioni è infatti quello legato al fatto che la densità della sostanza rilasciata cambia fortemente in funzione della temperatura.

I risultati dell'utilizzo di questo modello riguardano principalmente l'andamento della concentrazione nel tempo e mostrano un discreto accordo con i dati sperimentali, dimostrando la capacità di prendere in considerazione gli scambi termici e l'influenza degli effetti di galleggiamento che dominano i rilasci di gas criogenici.

Il codice di calcolo CFX è stato utilizzato per simulare la serie di esperimenti nota come "Coyote" [16], inerenti allo studio della dispersione di vapori di LNG e dei pericoli connessi all'incendio della nube. In letteratura si trova un lavoro di Sklavounos e Rigas [17] che dimostra che CFX è in grado di produrre buoni risultati in caso di simulazione di dispersioni di gas criogenici in atmosfera.

D) FLUENT

Il codice fluidodinamico FLUENT risolve le equazioni di Navier-Stokes per i flussi di gas, accoppiate con le equazioni dell'energia e della diffusione, simulando le miscele di gas tramite la modellazione indipendente di ogni singola specie.

Durante il suo sviluppo sono stati implementati al suo interno molti modelli per la descrizione dei fenomeni coinvolti, ad esempio diverse modellazioni del problema della turbolenza atmosferica tra cui il metodo k-ε qui utilizzato.

Si tratta di un software che presenta spiccate doti di versatilità, in quanto è molto flessibile alle esigenze dell'utente; ciò gli deriva dal fatto di essere un codice fluidodinamico

generico, non particolarmente specifico per questo genere di problemi, essendo stato sviluppato originariamente per la progettazione aerodinamica o la fluidodinamica in spazi chiusi; ciononostante, esistono vari studi in letteratura in cui si è fatto uso di FLUENT con buoni risultati [18, 19].

1.5 DATI SPERIMENTALI SU DISPERSIONI DISPONIBILI IN LETTERATURA

Sono stati condotti una serie di esperimenti e studi analitici per studiare il comportamento dell'LNG nel caso di rilascio accidentale nell'ambiente; lo scopo perseguito è stato quello di collezionare un archivio di misurazioni di evaporazione, dispersione e combustione su rilasci di LNG [20]. Questa banca dati sarebbe stata utilizzata negli anni seguenti per convalidare una serie di modelli previsionali numerici presenti in letteratura. Le prove sperimentali necessarie allo studio di queste problematiche sono per loro natura di difficile realizzazione e alquanto costose, poiché debbono essere svolte in zone molto ampie e lontane da zone abitate per evitare eventuali danni alla popolazione; la maggior parte dei test effettuati risalgono agli anni '70 e '80.

1.5.1 Test in campo libero

In letteratura è possibile rintracciare una serie di prove sperimentali classificate secondo questo schema: gas liquefatti per compressione, gas a elevato peso molecolare e gas liquefatti per raffreddamento. I composti utilizzati nelle principali campagne sperimentali sono idrocarburi, cloro, ammoniaca, acido fluoridrico, Freon.

In Tabella 1.1 sono riassunte alcune delle principali prove realizzate usando come fluido rilasciato il Gas Naturale Liquefatto (LNG), che sarà il fluido di interesse per le simulazioni di questo lavoro [21].

Luogo	Data	Nome del test	Enti esecutori	Quantità rilasciata [m³]	Portata di rilascio [m³/min]
Matagorda Bay (Texas, USA)	1973	Esso	Research and Engineering Company e API (USA)	0,73 – 10,2	18,9
St. Nazaire (France)	1973	Shell Jettison	Shell (Nederland)	27 – 193	2,7 – 19,3
Maplin Sands (UK)	1980	Maplin Sands	National Maritime Institute (UK)	5 – 20	1,5 – 4

China Lake (California, USA)	1980	Burro	Lawrence Livermore National Laboratory (USA)	24 – 39	11,3 – 18,4
China Lake (California, USA)	1981	Coyote	Lawrence Livermore National Laboratory (USA)	8 – 28	14 – 19
Frenchman Flat (Nevada, USA)	1987	Falcon	Lawrence Livermore National Laboratory (USA)	20,6 – 66,4	8,7 – 30,3

Tabella 1.1 Test sperimentali inerenti a rilasci di LNG

Ognuna delle prove citate in tabella viene ora brevemente presentata, in ordine cronologico di realizzazione.

ESSO

Nel 1973 furono condotti un serie di esperimenti dalla Esso Research and Engineering Company e dall'American Petroleum Institute a Matagorda Bay in Texas, USA. I volumi di LNG rilasciati su acqua variavano tra 0,73 e 10,2 m³. Da questi esperimenti si notò come la nube che si formava era ben visibile ed era caratterizzata da un innalzamento contenuto a fronte di un consistente allargamento. Calcoli effettuati sulle diverse miscele, composte da aria a 294 K e metano a 111 K, mostrarono una forte dipendenza della densità dall'umidità atmosferica, mentre era invece minore l'influenza della composizione della miscela di LNG. Nei rilasci con le maggiori quantità in gioco la nube si estendeva tanto da superare la distanza a cui erano posti gli ultimi sensori, mentre la massima distanza a cui viene rilevata una concentrazione interno ai limiti di infiammabilità è stata di oltre 400 m per un rilascio di circa 7 m³ [20].

SHELL JETTISON

La Shell effettuò una serie di sei test sperimentali che consistevano nello scaricare GNL in mare da una nave metaniera con una capacità di 75000 m³. Gli esperimenti si svolsero a circa 70 miglia a ovest di Saint Nazaire in Francia, a bordo della nave "Gadila", nel 1973. L'obiettivo primario dei test era valutare, nell'eventualità di un'emergenza a bordo della nave, l'opportunità di alleggerire la nave del carico di LNG in due situazioni opposte: alte quantità di LNG da scaricare quando la nave era ferma e piccole quantità con nave in movimento.

Non furono rilevate le misure di concentrazione, ma si studiò la nube visibile che si creava tramite fotocamere. Le fotocamere all'infrarosso mostrarono che scaricando l'LNG con un tubo di 51 mm di diametro non si formava una pozza sull'acqua, mentre con un tubo di 102 mm di diametro si formavano delle piccole pozze isolate. Questo era dovuto al fatto

che l'LNG evaporava prima di toccare la superficie del mare, probabilmente poiché il rilascio avveniva con un getto orizzontale da un'altezza di 18 m. Durante i diversi rilasci non furono mai osservati RPT (Rapid Phase Transition) o formazione di ghiaccio e non furono mai riscontrate condizioni ambientali tali da permettere l'innesco della nube di vapori. La nube di vapori persisteva nell'ambiente da 5 a 20 min dopo la fine del rilascio a seconda della quantità rilasciata.

Anche in questi casi la nube risultava abbastanza bassa, in particolare nel caso in cui è stata rilasciata la maggior quantità (193 m³) la nube aveva un'altezza dell'ordine della decina di metri a fronte di un'estensione laterale di circa 500 m e una lunghezza di oltre 2 km.

La conclusione di questo studio fu che era possibile, in situazioni di emergenza per cui si rendesse necessario liberarsi dell'LNG, svuotare la nave senza che la nube di vapori generata andasse ad inghiottire la nave provocando danni a causa delle sue basse temperature [22].

MAPLIN SANDS TESTS

Nel 1980 furono condotti dal National Maritime Institute a Maplin Sand in Inghilterra, una serie di rilasci di LNG e di propano su acqua per ottenere dati sulla dispersione. Furono svolti rilasci sia istantanei sia continui.

Si evinse che la dispersione è fortemente dipendente dalla modalità di rilascio del gas. Si osservò che per i rilasci subacquei le forze predominanti sono quelle di galleggiamento per cui si genera una nube bassa e lunga. Durante i rilasci istantanei si sono verificate delle RPT con la generazione di sovrappressioni rilevanti [23].

BURRO

Nell'estate del 1980 sono state condotte, presso il Naval Weapons Center (NWC) a China Lake in California, USA, una serie di prove sperimentali per studiare i rilasci di LNG. Gli esperimenti sono stati effettuati congiuntamente dal NWC e dal Lawrence Livermore National Laboratory (LLNL).

Gli esperimenti riguardavano otto diversi rilasci su acqua di LNG di circa 40 m³. La sorgente del rilascio era stata posta al centro di una pozza di 58 m di diametro, profonda circa 1 m e la cui superficie era all'incirca 1,5 m sotto al livello del terreno. La configurazione adottata aveva lo scopo di simulare un rilascio accidentale di LNG durante un'operazione di scarico da una nave a un terminale di accumulo, con rilascio quindi su acqua. In campo sono stati disposti diversi sensori sottovento a differenti distanze e altezze. L'acquisizione dei dati è stata svolta durante e dopo la fine del rilascio, acquisendo informazioni su velocità e direzione del vento, umidità e temperatura dell'aria oltre che sulla concentrazione del gas.

Lo scopo principale della serie di Burro era ottenere dati completi sulla dispersione di LNG sotto una varietà di condizioni meteorologiche differenti per rilasci su acqua. Delle otto prove sperimentali condotte, quattro sono completamente differenti tra loro. Queste quattro sono state analizzate attentamente e sono disponibili in modelli riassuntivi per la convalida dei modelli.

Essendo l'acqua una fonte di scambio di calore efficiente, l'LNG è evaporato rapidamente e questo è servito a stabilire che il comportamento dei gas combustibili è simile a quello dei gas densi in caso di rilasci in condizioni criogeniche. L'LNG tende quindi a ricadere verso terra invece di galleggiare in aria e risalire in atmosfera, come farebbe nel caso di rilascio in condizioni normali [15].

COYOTE

La serie di esperimenti denominata Coyote è lo studio di diversi rilasci di LNG effettuata dal NWC ancora a China Lake nell'estate del 1981. Come per la serie di Burro, gli esperimenti sono stati condotti congiuntamente da NWC e LLNL. Sono stati portati a termine dieci diversi esperimenti, cinque per studiare la dispersione e l'incendio della nube di LNG e cinque per lo studio degli RPT e le conseguenti esplosioni.

Nel report relativo sono riportati i dati relativi solo a tre prove, due con LNG e una con azoto liquido; i tre test di cui sono disponibili i dati sono descritti come esperimenti per lo studio dell'incendio della nube, in cui la nube stessa viene innescata dopo il rilascio. I rilasci sono stati tutti effettuati su acqua e sono stati usati gli stessi sensori del caso di Burro. Sono stati installati anche dei sensori per misurare la velocità della fiamma, oltre a una serie di fotocamere a colori e una telecamera all'infrarosso.

La serie di Coyote è stata condotta per esplorare sistematicamente gli effetti dei pericolosi e rapidi cambiamenti di fase che si erano osservati durante la serie di Burro, per approfondire le caratteristiche di una nube larga che s'incendia, includendo l'effetto di un alta energia di ignizione, potenziali accelerazioni di fiamma e la generazione di sovrappressioni pericolose e quindi in ultima analisi per ottenere più dati sulla dispersione [16].

FALCON

L'obiettivo degli esperimenti era di fornire un database sulle dispersioni della nube che si crea in seguito a un rilascio di LNG su acqua all'interno di un'area recintata (vapor fence) con dimensioni 44 m x 88 m x 8,7 m.

Le prove sperimentali sono state condotte a Frenchman Flat, una zona desertica in Nevada, USA. I rilasci coinvolsero diverse quantità di LNG, infatti i diversi esperimenti differivano tra di loro per le portate, durata dei rilasci e condizioni atmosferiche.

Oltre al fence venne introdotto un altro ostacolo all'interno del dominio al fine di poter rappresentare la presenza del serbatoio di stoccaggio del liquido. La presenza di diverse barriere all'interno dello scenario favorì la formazione di turbolenza e quindi una migliore mitigazione della nube [24].

In questo lavoro sono stati adottati come riferimento sperimentale per la fase di convalida del modello proprio i test Falcon. In seguito, nel Capitolo 3, verrà descritta più nel dettaglio l'intera prova.

Molte altre prove sono state realizzate nel corso degli anni impiegando composti di diverso tipo; nella Tabella 1.2 sono riportati alcuni di queste prove [21].

LOCALITA'	ANNO	GAS
GAS LIQUEFATTI PER COMPRESSIONE		
Frenchman Flat (Nevada, USA)	1983	Ammoniaca
Frenchman Flat (Nevada, USA)	1983	Tetrossido di azoto
Frenchman Flat (Nevada, USA)	1986	Acido fluoridrico
Frenchman Flat (Nevada, USA)	1988	Acido fluoridrico
GAS AD ALTO PESO MOLECOLARE		
Porton Down (UK)	1976-78	Freon-12
Thorney Island (UK)	1982-84	Freon-12

Tabella 1.2 Test con altri fluidi

1.5.2 Test in presenza di ostacoli

Nell'ambito dei problemi di dispersione, sono stati effettuati un numero consistente di studi per valutare l'influenza degli ostacoli nel mitigare i possibili effetti negativi di un rilascio in atmosfera.

Le prove sperimentali possono essere suddivise in due principali categorie: in campo e in laboratorio. Gli esperimenti in laboratorio sono riprodotti di solito in galleria del vento o in tunnel d'acqua o "towing tank". In galleria del vento, il fluido è un gas che si muove a una velocità in scala rispetto al fenomeno di riferimento (Figura 1.7). Nel tunnel d'acqua, invece, il fluido è un liquido e il plastico dell'edificio o del gruppo di edifici viene trainato a una velocità costante. In laboratorio vi è una maggiore controllabilità delle variabili di processo e i costi sono molto minori. Tuttavia i risultati in laboratorio possono differire da quelli in campo perché è impossibile scalare le lunghezze e le velocità per riprodurre i parametri atmosferici originari. Gli esperimenti in campo, del resto, potrebbero essere realizzati per convalidare gli esperimenti in laboratorio.

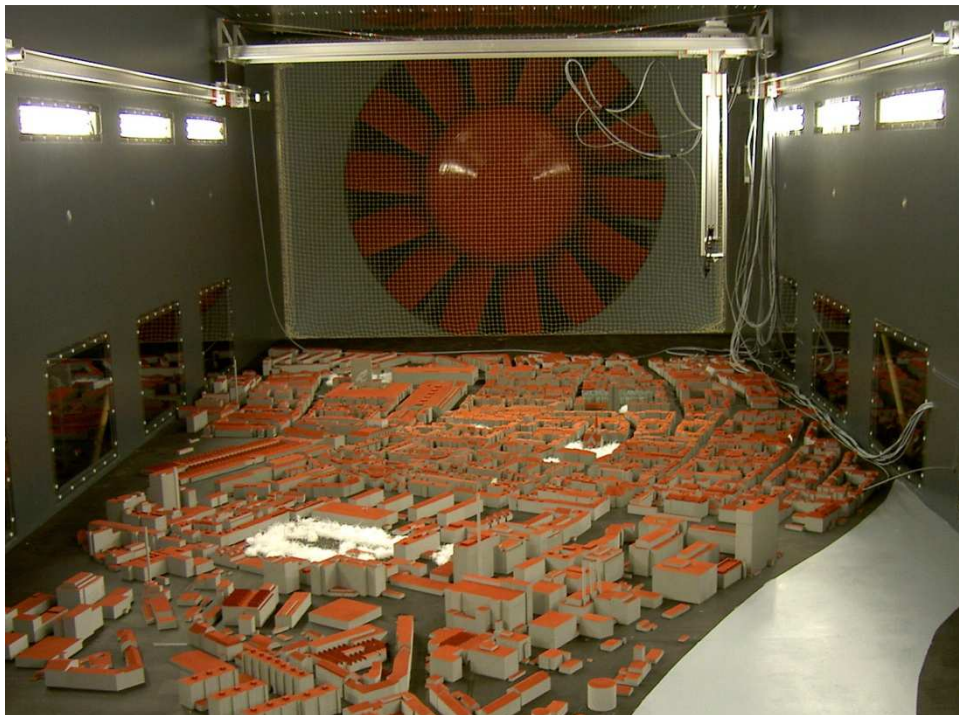


Figura 1.7 Esperimento in galleria del vento inerente ad un ambito urbano

Test in campo

In letteratura non vengono riportati molti esempi di esperimenti su rilasci di gas densi in presenza di ostacoli realizzati su scala reale; a titolo di esempio ricordiamo gli esperimenti denominati "Kit Fox", che sono stati effettuati in Nevada nel 1995, su un'area in cui erano presenti due diverse serie di ostacoli, gli ostacoli più vicini erano di dimensioni maggiori con un'altezza di 2,4 m mentre più distanti sono stati posti ostacoli di dimensioni inferiori

(0,8 m) come visibile in Figura 1.8. Questa disposizione è stata progettata con l'intento di rappresentare un ambiente congestionato paragonabile a un impianto, con gli ostacoli in scala ridotta [13].

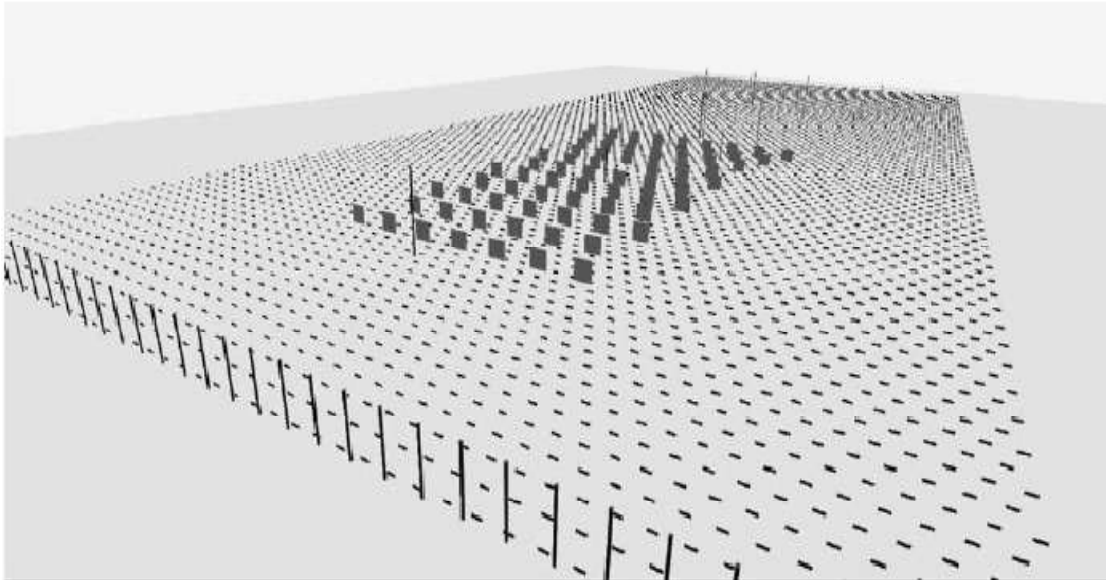


Figura 1.8 Rappresentazione dell'area delle prove Kit Fox

Questa serie di esperimenti era caratterizzata da rapidi rilasci di CO_2 da una pozza posta a livello del terreno. In tutti gli esperimenti è stata monitorata la massima concentrazione rilevata e predetta su quattro file di sensori disposti ad arco. L'analisi dei risultati evidenzia la variazione della concentrazione in funzione della diversa rugosità, la dipendenza della velocità di dispersione della nube dalle sue dimensioni e la dipendenza della velocità di richiamo dell'aria verticale con la velocità frizionale e con il numero di Richardson.

Test in laboratorio

Molto più vasto è l'elenco di prove realizzate in laboratorio. Ne sono qui riportati diversi esempi.

Cheah *et al.* [25] hanno utilizzato un tunnel d'acqua per fare uno studio sull'effetto di una semplice barriera sulla dispersione di un pennacchio di gas denso. I loro risultati mostrano la chiara presenza di una fase dispersiva legata all'effetto dell'azione gravitazionale. I loro studi mostrano che per pennacchi di elevata densità relativa (e numero di Richardson alto) si ha una fase iniziale di spargimento gravitazionale (slumping) e piccolo richiamo d'aria (entrainment) seguita da un'ulteriore fase di dispersione legata all'effetto di galleggiamento in cui avviene l'entrainment. Questo comportamento non ha lo stesso andamento di una classica dispersione passiva di gas. Al contrario, per gas con densità relativa bassa (e numero di Richardson basso) l'andamento della dispersione tende ad approssimare quello di un pennacchio passivo usuale. Inoltre, la loro analisi ha indicato l'efficacia della barriera nel ridurre la concentrazione a valle dell'ostacolo.

Bradley e Carpenter [25] hanno descritto una valutazione sulla modellazione fisica che ha incluso il paragone tra i risultati forniti da quest'ultima e i dati ottenuti da modelli sulla dispersione di 1000 tonnellate di LNG spillato sul terreno e sull'acqua dal terminale di una cisterna. Gli esperimenti sono stati condotti sia in galleria del vento che in tunnels d'acqua. Il confronto suddetto è stato analizzato anche mediante il modello ZEPHIR, basato sulla teoria comprendente l'energia cinetica turbolenta (K-theory) e attraverso modelli a scatola chiusa. In generale si è riscontrato, in entrambe le simulazioni di modellazione fisica, che le distanze a cui avviene l'estinzione del pennacchio infiammabile sono ridotte dalla presenza delle strutture nel luogo del versamento. I modelli tendono a dare distanze maggiori di estinzione della nube rispetto alla modellazione fisica ma mostrano comunque una riduzione rispetto al rilascio in campo libero causata dalla presenza delle strutture presenti.

Nel 1982 - 1984, una serie di simulazioni in galleria del vento delle prove sperimentali di Porton Down sono state condotte da Hall *et al.* [25]. Lo scopo di questo lavoro è stato quello di valutare l'applicabilità della modellazione in galleria del vento allo studio del fenomeno della dispersione di gas pesanti. Quest'analisi ha portato a conoscere l'alto grado di variabilità tra singole prove e il desiderio di compiere un sufficiente numero di prove al fine di ottenere una stabile caratterizzazione della concentrazione. Siccome la ripetizione di tali esperimenti in campo aperto è impraticabile mentre è possibile in galleria del vento, ciò costituisce un importante contributo agli studi condotti nel secondo modo.

Nel 1994, presso il Fluid Modeling Facility dell'United States Environment Protection Agency, Snyder ha analizzato la dispersione attorno ad un edificio cubico in atmosfere differenti [26]. In questo studio è stata utilizzata una galleria lunga 25 m, larga 2,5 m e alta 1,2 m. L'edificio era rappresentato da un cubo di 10 cm di lato montato su di una base piatta di dimensioni 1,2×2,4 m. La velocità di vento uniforme è stata realizzata trainando la base piatta con il cubo lungo la galleria. La stratificazione dell'atmosfera è stata realizzata utilizzando acqua salata a diversa densità. Il numero di Froude fu variato da 1 (atmosfera molto stabile) a infinito (atmosfera neutra).

Ancora nel 2004, molti tipi di esperimenti in galleria del vento sono stati condotti utilizzando gas denso in condizioni isoterme e gas in condizioni criogeniche della stessa densità specifica dell'LNG. I risultati sulla concentrazione dei gas di queste simulazioni sono stati confrontati con quelli di alcune prove sperimentali svolte in campo aperto, come gli esperimenti di Thorney Island e di China Lake. Essi hanno mostrato accordo con i dati sperimentali e hanno indicato che gli esperimenti effettuati in galleria del vento possono simulare adeguatamente la diffusione di gas liquefatti simili a LNG [27].

CAPITOLO 2

STRUMENTI DI MODELLAZIONE

2.1 FORMA GENERALE DELLE EQUAZIONI DI CONSERVAZIONE

Considerando una grandezza scalare per unità di volume Φ , agente in un volume arbitrario V fisso nello spazio, delimitato da una superficie chiusa S , l'intensità locale di φ varia a causa dei flussi \mathbf{F} , che esprimono i contributi al valore locale da parte dei punti circostanti, e a causa dei termini sorgente S_φ .

La forma generale di una legge di conservazione viene espressa imponendo che la variazione per unità di tempo della grandezza Φ relativa al volume V debba essere uguale al contributo netto dei flussi entranti attraverso la superficie S sommato ai contributi dei termini sorgente, distinti fra sorgenti di volume S_V e sorgenti di superficie \mathbf{S}_S . Perciò la forma generale dell'equazione di conservazione della grandezza Φ è:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \Phi \, dV + \oint_S \mathbf{F} \cdot d\mathbf{S} = \int_V S_V \, dV + \oint_S \mathbf{S}_S \cdot d\mathbf{S} \quad (2.1)$$

Applicando il teorema di Gauss per flussi continui e sorgenti di superficie, è possibile ottenerne la forma differenziale:

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} + \nabla \cdot \mathbf{F} = S_V + \nabla \cdot \mathbf{S}_S \quad (2.2)$$

Il vettore dei flussi può essere separato nelle sue due componenti: il flusso convettivo \mathbf{F}_C e il flusso diffusivo \mathbf{F}_D . Il primo può essere espresso come $\mathbf{F}_C = \mathbf{v} \Phi$, mentre il secondo come $\mathbf{F}_D = -\Gamma_\varphi \nabla \varphi$, in cui \mathbf{v} è il vettore di velocità, φ è la grandezza Φ per unità di massa ($\Phi = \rho \varphi$), ρ è la densità del fluido e Γ_φ è la diffusività di φ . L'equazione (2.2) diventa perciò:

$$\frac{\partial \rho \varphi}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \varphi) = \nabla \cdot (\Gamma_\varphi \nabla \varphi) + S_V + \nabla \cdot \mathbf{S}_S \quad (2.3)$$

Se la grandezza conservata è vettoriale, Φ , i termini scalari diventano vettoriali e i termini vettoriali diventano tensoriali, trasformando l'equazione in:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \Phi \, dV + \oint_S \underline{\mathbf{F}} \cdot d\mathbf{S} = \int_V \mathbf{S}_V \, dV + \oint_S \underline{\mathbf{S}}_S \cdot d\mathbf{S} \quad (2.4)$$

La relativa forma differenziale è:

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} + \nabla \cdot \underline{\mathbf{F}} = \mathbf{S}_V + \nabla \cdot \underline{\mathbf{S}}_S \quad (2.5)$$

2.2 EQUAZIONE DI CONSERVAZIONE DELLA MASSA

Questa fondamentale equazione, detta anche equazione di continuità, deriva dall'elaborazione della forma generale esposta in precedenza assumendo l'assenza dei termini sorgente, escludendo il termine diffusivo e ponendo Φ uguale a ρ . Il bilancio materiale diventa perciò:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \, dV + \oint_S \rho \mathbf{v} \, d\mathbf{S} = 0 \quad (2.6)$$

La forma differenziale viene ottenuta ancora tramite l'applicazione del teorema di Gauss:

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

2.3 EQUAZIONE DI CONSERVAZIONE DELLA QUANTITA' DI MOTO

La seconda legge di Newton afferma che le cause della variazione della quantità di moto in un sistema sono le forze agenti su di esso; tali forze consistono di forze esterne di volume \mathbf{f}_e e forze interne di superficie \mathbf{f}_i . Le prime sono dovute principalmente agli effetti gravitazionali, mentre le seconde dipendono dalla natura del fluido considerato, e derivano dalle assunzioni fatte riguardo alle proprietà di deformazione interna del fluido e alle loro relazioni con gli sforzi interni $\underline{\sigma}$. Assumendo che il fluido sia newtoniano, gli sforzi interni possono quindi essere espressi come:

$$\underline{\sigma} = -\underline{\mathbf{p}} + \underline{\boldsymbol{\tau}} \quad (2.8)$$

dove $\underline{\mathbf{p}}$ è la componente dovuta alla pressione isotropica e $\underline{\boldsymbol{\tau}}$ è il tensore degli sforzi deviatorici originato dal movimento del fluido; quest'ultimo tensore è esprimibile tramite l'equazione di Stokes come:

$$\underline{\boldsymbol{\tau}} = \mu \left[(\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \mathbf{v} \underline{\mathbf{1}} \right] \quad (2.9)$$

Nell'equazione (2.9) μ rappresenta la viscosità dinamica del fluido.

Come nel caso dell'equazione di conservazione della massa, si esclude la presenza del termine diffusivo; ponendo ora Φ uguale a $\rho \mathbf{v}$ il bilancio assume la seguente forma:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \mathbf{v} \, dV + \oint_S \rho \mathbf{v} \cdot \mathbf{v} \, d\mathbf{S} = - \oint_S \underline{\mathbf{p}} \, d\mathbf{S} + \oint_S \underline{\boldsymbol{\tau}} \, d\mathbf{S} + \int_V \rho \mathbf{f}_e \, dV \quad (2.10)$$

Applicando il teorema di Gauss per convertirla nella forma differenziale e inserendo la forza di gravità come unica forza esterna si ricava:

$$\frac{\partial(\rho \mathbf{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \cdot \mathbf{v}) = -\nabla \cdot \underline{\mathbf{p}} + \nabla \cdot \underline{\boldsymbol{\tau}} + \rho \mathbf{g} \quad (2.11)$$

In questa forma la relazione è nota come equazione di Navier-Stokes.

2.4 EQUAZIONE DI CONSERVAZIONE DELL'ENERGIA

La prima legge della termodinamica afferma che le cause della variazione dell'energia totale di un fluido sono il lavoro fatto dalle forze agenti sul sistema e il calore trasmesso al sistema.

Le ipotesi semplificative che vengono adottate in questa derivazione sono l'assenza dei termini sorgente (dovuti a reazioni chimiche), l'assunzione dell'entalpia h come unica forma di energia considerata (vengono trascurate energia cinetica ed energia potenziale) e l'esclusione dal bilancio del contributo di lavoro svolto delle forze interne ed esterne.

Il bilancio di energia si ricava quindi ponendo Φ uguale a ρh ; quindi il flusso convettivo diventa $\mathbf{F}_C = \rho \mathbf{v} h$ e il flusso diffusivo, secondo Fourier, diventa $\mathbf{F}_D = -\Gamma_h \nabla \rho h$.

Il bilancio energetico in forma integrale è quindi il seguente:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho h \, dV + \oint_S \rho h \mathbf{v} \cdot \mathbf{dS} = \oint_S \Gamma_h \nabla \rho h \cdot \mathbf{dS} \quad (2.12)$$

Per definizione l'entalpia può essere espressa come $h = \hat{c}_v T$, in cui \hat{c}_v è il calore specifico a volume costante e T è la temperatura in gradi Kelvin; rielaborando la precedente equazione e aggregando alcuni termini costanti si ottiene:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \hat{c}_v T \, dV + \oint_S \rho \hat{c}_v T \mathbf{v} \cdot \mathbf{dS} = \oint_S \lambda \nabla T \cdot \mathbf{dS} \quad (2.13)$$

in cui $\lambda = \Gamma_h \rho \hat{c}_v$ è la conducibilità termica del fluido.

Applicando come sempre il teorema di Gauss l'equazione diventa in forma differenziale:

$$\frac{\partial(\rho \hat{c}_v T)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \hat{c}_v T \mathbf{v}) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) \quad (2.14)$$

2.5 TURBOLENZA

Le equazioni di conservazione discusse finora hanno una validità generale e potrebbero essere usate teoricamente per ogni problema di convezione. Tuttavia, è necessaria una distinzione tra flussi laminari e turbolenti. In regime laminare eventuali piccole perturbazioni tendono a smorzarsi, mantenendo regolari i movimenti del fluido e permettendo di considerare il sistema come composto da una serie di filetti fluidi adiacenti l'uno all'altro sostanzialmente indipendenti. In regime turbolento, invece, le piccole perturbazioni tendono a intensificarsi, portando le particelle del fluido a seguire percorsi imprevedibili che cambiano ininterrottamente direzione, rendendo il sistema intrinsecamente non stazionario e impedendo ogni genere di predizione alla scala locale.

La distinzione tra le due tipologie di regime fluidodinamico avviene generalmente in base al numero di Reynolds ($Re = \frac{\rho}{\mu v} L_{Re}$); il regime turbolento è attivo per alti numeri di Reynolds, caratterizzati da alte velocità del fluido e/o grandi lunghezze caratteristiche L_{Re} , come nel caso trattato in questo lavoro di dispersioni di gas in atmosfera, e favorisce in misura significativa la miscelazione delle specie chimiche e i processi diffusivi in genere.

Dal punto di vista fenomenologico, la turbolenza è caratterizzata dalla presenza di vortici che continuamente si formano, si ricombinano fra loro e vengono infine disgregati. Una delle principali teorie proposte è quella di Richardson [28], nota con il nome di teoria della cascata, che prevede l'immissione dell'energia cinetica tramite una forzante esterna (Figura 2.1); questa energia produce vortici ad ampia scala e ne sostiene il moto; il movimento del fluido fa in modo che progressivamente queste strutture siano deformate e spezzate in vortici via via più piccoli, fino a che si raggiunge una scala minima in corrispondenza della quale l'energia cinetica viene dissipata grazie alla viscosità stessa del fluido.

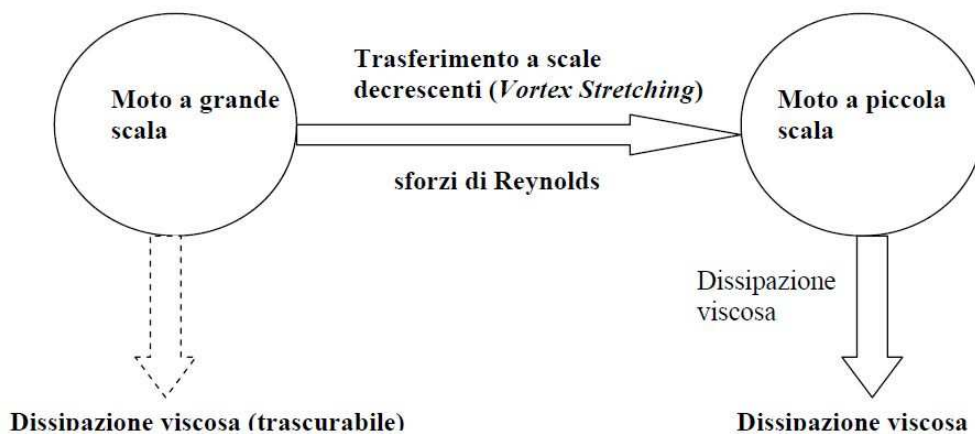


Figura 2.1 Meccanismo di dissipazione dell'energia cinetica

La natura caotica dei moti turbolenti richiede necessariamente mediazioni lungo la coordinata temporale: infatti, le grandezze soggette a fluttuazioni turbolente mantengono una sufficiente riproducibilità media nel tempo, permettendo predizioni attraverso modelli matematici anche in questo genere di condizioni.

A causa del particolare metodo di generazione della turbolenza, esiste però un vasto range di tempi e lunghezze caratteristiche del fenomeno, da cui derivano molti approcci di diversa accuratezza. Partendo da metodi basati semplicemente su correlazione semi-empiriche (come il fattore di attrito), si passa a modelli composti dalle equazioni di conservazione mediate in maniera più o meno drastica, come ad esempio sistemi di equazioni integrali, preventivamente integrate su una o più coordinate, di facile soluzione. I metodi che invece si basano su una mediazione nel tempo, in condizioni macroscopicamente stazionarie, portano a sistemi alle derivate parziali tramite un approccio detto RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes), che necessitano comunque di informazioni empiriche o semi-empiriche sulla struttura della turbolenza; questi metodi sono stati poi estesi a moti non macroscopicamente stazionari. Su scale ancora più ridotte operano i modelli LES (Large Eddies Simulation), che risolvono le scale maggiori della turbolenza e modellano le scale minori. Infine esiste l'approccio DNS (Direct Numerical

Simulation), il più dispendioso in termini di sforzo di calcolo, che discretizza le equazioni lungo le coordinate spaziali andando a lavorare fino alle minime scale coinvolte.

Nel presente lavoro si sfruttano i metodi RANS, che offrono il miglior compromesso fra accuratezza e sforzo di calcolo, operando una scomposizione nello spazio (\mathbf{x}) e nel tempo della generica grandezza turbolenta φ in una componente media $\bar{\varphi}$ e una fluttuante φ' :

$$\varphi(\mathbf{x}, t) = \bar{\varphi}(\mathbf{x}, t) + \varphi'(\mathbf{x}, t) \quad (2.15)$$

$$\bar{\varphi}(\mathbf{x}, t) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_t^{t+T} \varphi(\mathbf{x}, t) dt \quad (2.16)$$

La media gode delle proprietà riassunte nella Tabella 2.1.

Media	$\bar{\bar{\varphi}} = \bar{\varphi}$
	$\overline{\varphi'} = 0$
Addizione	$\overline{\varphi + \phi} = \bar{\varphi} + \bar{\phi}$
Moltiplicazione	$\overline{\varphi \varphi'} = 0$
	$\overline{\varphi \phi} = \bar{\varphi} \bar{\phi}$
	$\overline{\varphi \varphi'} = \overline{(\varphi')^2}$
	$\overline{\varphi \phi} = \bar{\varphi} \bar{\phi} + \overline{\varphi' \phi'}$
Derivazione	$\frac{\partial \bar{\varphi}}{\partial x_i} = \overline{\frac{\partial \varphi}{\partial x_i}}$

Tabella 2.1 Proprietà della media

L'operazione di media viene applicata alle equazioni di conservazione descritte in precedenza; riferendosi alla loro forma generale, ciò che si ottiene è:

$$\frac{\partial(\rho \bar{\varphi})}{\partial t} + \bar{\mathbf{v}} \cdot \nabla \cdot (\rho \bar{\varphi}) = \nabla \cdot (\Gamma_{\varphi} \nabla \bar{\varphi} - \rho \overline{\mathbf{v}' \varphi'}) + \bar{S}_{\varphi} \quad (2.17)$$

Come si può notare, si viene a creare un contributo aggiuntivo, detto tensore degli sforzi di Reynolds $\underline{\tau}^{(t)} = \nabla \cdot (-\rho \overline{\mathbf{v}' \varphi'})$, derivante dalla mediazione del termine convettivo, che esprime il trasporto supplementare generato dalle fluttuazioni turbolente; questo nuovo termine viene espresso con l'introduzione di speciali modelli, tra cui ricordiamo quelli a viscosità turbolenta usati per questo lavoro.

Il cosiddetto "problema della chiusura della turbolenza" che ci si trova ad affrontare a causa del termine $\underline{\tau}^{(t)}$ è stato risolto da Boussinesq [29] introducendo la seguente definizione:

$$-\rho \overline{v'_i v'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \mu_t \frac{\partial v_k}{\partial x_k} \delta_{ij} - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad (2.18)$$

L'approssimazione di Boussinesq consiste essenzialmente nel ritenere che le differenze di densità siano sufficientemente piccole da essere trascurate in tutti i termini tranne in quelli in cui appaiono moltiplicate per l'accelerazione di gravità; in pratica si ritiene che le differenze nelle forze inerziali di due fluidi dovute alle differenti densità siano trascurabili, mentre non lo siano le differenze di peso specifico (cioè le spinte di galleggiamento).

Sull'equazione (2.18) si basano proprio i modelli a viscosità turbolenta, μ_t , la quale ricopre il ruolo di parametro cruciale e richiede l'introduzione di altre equazioni per calcolarla. Sono stati sviluppati modelli algebrici (molto ottimizzati ma di difficile estensione a casi generici), modelli differenziali a un'equazione (composti da un'equazione algebrica e da una alle derivate parziali) e modelli differenziali a due equazioni (composti da due equazioni alle derivate parziali). Queste ultime due tipologie introducono grandezze turbolente funzioni di μ_t ; le principali fra queste sono riportate nella Tabella 2.2.

Nome variabile	Simbolo	Definizione
Energia cinetica turbolenta	k	$k = \frac{1}{2} \overline{v_i'v_i'}$
Rateo di dissipazione dell'energia cinetica turbolenta	ε	$\varepsilon = \nu \frac{\partial v_i'}{\partial x_j} \left(\frac{\partial v_i'}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j'}{\partial x_i} \right)$
Rateo di dissipazione specifico dell'energia cinetica turbolenta	ω	$\omega = \frac{\varepsilon}{k}$
Lunghezza di mescolamento	L_{mix}	$L_{mix} = \frac{k^{3/2}}{\varepsilon}$

Tabella 2.2 Principali grandezze turbolente

Tra i modelli a un'equazione si annoverano il modello Baldwin-Barth e il modello Spalart-Allmaras, mentre tra quelli a due equazioni ci sono il modello k- ω e il modello k- ε .

Il modello di turbolenza impiegato in questo lavoro è il modello k- ε standard; esso è un modello a due equazioni di tipo semi-empirico proposto nel 1972 da Launder, ed è costituito dalle due equazioni differenziali di trasporto dell'energia cinetica turbolenta k e del suo rateo di dissipazione ε . La prima delle due equazioni è ricavata in modo rigoroso dal modello teorico di formazione dei vortici turbolenti, mentre la seconda nasce in analogia con la prima. Presuppone come ipotesi fondamentale che il flusso sia completamente turbolento. Le sue equazioni costitutive sono:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k v_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon + S_k \quad (2.19)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \varepsilon v_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon \quad (2.20)$$

I termini sorgente presenti nelle Equazioni (2.19) e (2.20) rappresentano:

$$G_k = -\rho \overline{v_i' v_j'} \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \rightarrow \text{generazione di } k \text{ dovuto ai gradienti di velocità media}$$

$$G_b = \beta g_i \frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial T}{\partial x_i} \rightarrow \text{termine di generazione di } k \text{ dovuto alle spinte di galleggiamento}$$

in cui β è il coefficiente di espansione termica e g_i è l'accelerazione gravitazionale lungo la direzione i-esima.

$$S_k, S_\varepsilon \rightarrow \text{termini sorgente definibili dall'utente}$$

Sfruttando la teoria della turbolenza di Kolmogorov, la viscosità turbolenta è espressa come:

$$\mu_t = \frac{\rho C_\mu k^2}{\varepsilon} \quad (2.21)$$

in cui, oltre alle due grandezze turbolente tipiche k e ε , figura la costante C_μ . I valori delle costanti adottati sono riportati nella Tabella 2.3.

C_μ	$C_{1\varepsilon}$	$C_{2\varepsilon}$	$C_{3\varepsilon}$	σ_k	σ_ε
0,09	1,44	1,92	1	1	1,3

Tabella 2.3 Valori delle costanti del modello k-ε standard

Le sue caratteristiche di stabilità e robustezza numerica, associate alle accettabili capacità computazionali richieste, lo rendono il modello più usato per questo tipo di simulazioni fluidodinamiche, infatti sono ben presenti in letteratura pubblicazioni riguardo a sue convalide [30, 31].

2.5.1 STABILITÀ ATMOSFERICA E TEORIA DI MONIN-OBUKHOV

L'applicazione delle teorie sulla turbolenza allo studio delle caratteristiche delle zone dell'atmosfera più vicine al suolo porta alla definizione della stabilità atmosferica. Questo concetto serve a specificare il livello di turbolenza presente nelle condizioni considerate, ed è strettamente collegato alla variazione della temperatura con la quota; quest'ultima è determinata da molteplici fattori fra cui la temperatura del suolo, la variazione di pressione con la quota, il grado di umidità, la circolazione locale delle masse d'aria.

Nel caso in cui il legame tra la variazione della pressione e della densità (e quindi della temperatura) con la quota sia quello caratteristico di una trasformazione adiabatica reversibile, cioè isoentropica, l'atmosfera in oggetto si dice adiabatica; in tali condizioni, spostando rapidamente una porzione d'aria verticalmente (a causa per esempio di un vortice turbolento) questa porzione viene a trovarsi istantaneamente a una pressione diversa (la propagazione della pressione è praticamente immediata) e quindi a seguito dell'espansione (o della compressione) varia anche la sua temperatura. Poiché i fenomeni

di scambio termico tra gas sono lenti, la variazione di pressione avviene praticamente senza scambio di calore.

La porzione d'aria che si è spostata verticalmente si porta alla temperatura corrispondente a una trasformazione adiabatica dalla pressione della quota di partenza a quella della quota di arrivo. A seconda che la variazione di temperatura della porzione d'aria stata maggiore o minore di quella dell'atmosfera circostante, si può avere una tendenza a riacquisire la quota iniziale oppure a variarla ulteriormente. Nella Figura 2.2 sono visualizzate le possibili categorie di stabilità atmosferica definite su queste basi.

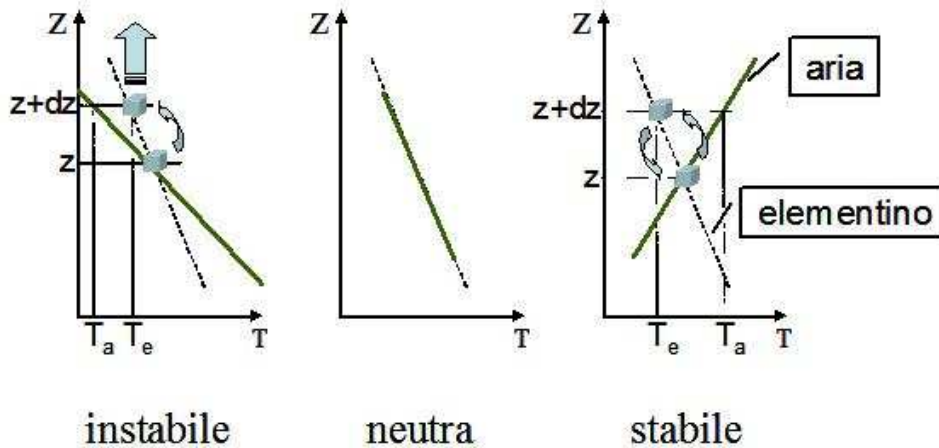


Figura 2.2 Possibili profili di temperatura dell'atmosfera (—) e profilo adiabatico (- -) e comportamento di una porzione d'aria traslata verticalmente

Le possibili situazioni di stabilità dipendono da diversi fattori meteorologici. Sono stati proposti diversi metodi per classificare il grado di stabilità dell'atmosfera, tra i quali si è imposto quello proposto da Pasquill che prevede che le condizioni di stabilità dell'atmosfera possano essere ricondotte principalmente a sei categorie, distinte fra loro dalle lettere dalla A alla F.

Categoria	Condizioni dell'atmosfera
A	Estremamente instabile
B	Moderatamente instabile
C	Poco instabile
D	Neutra
E	Poco stabile
F	Moderatamente stabile

Tabella 2.4 Classi di stabilità di Pasquill-Gifford

Sulla base di questi fenomeni è chiaro che esiste una netta stratificazione nelle basse zone dell'atmosfera. Quando si va a studiare la porzione di atmosfera più vicina al terreno, si nota come i moti dell'aria siano comandati da vortici turbolenti di piccole dimensioni (da pochi millimetri a pochi metri di diametro) dovuti ai flussi di calore verticali (termodinamici) e al trasferimento di quantità di moto (dinamici).

Per distinguere le rispettive fasce di principale influenza dei due contributi, è stata introdotta una grandezza nota come lunghezza di Monin-Obukhov, dai nomi dei due scienziati russi che la introdussero nello studio della turbolenza stratificata. La lunghezza di Monin-Obukhov è un parametro di scala utile nello strato superficiale, e corrisponde al rapporto tra l'intensità della turbolenza prodotta da fattori meccanici (shear del vento) e quella di origine convettiva (termica), cioè è una stima dell'altezza dove la dissipazione turbolenta dovuta al galleggiamento è comparabile con la produzione di turbolenza dovuta agli sforzi di taglio. In pratica serve a stabilire a quale quota si trovi il limite tra i moti comandati da trasferimenti di quantità di moto (nella zona inferiore) e da flussi di calore (nella zona superiore). Può essere definita tramite la seguente espressione:

$$L = \frac{u_*^2 T_w}{K g T_*} \quad (2.22)$$

in cui:

$$u_* = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (2.23)$$

$$T_* = \frac{-\dot{q}_w}{\rho \hat{c}_p u_*} \quad (2.24)$$

Nelle equazioni (2.22), (2.23) e (2.24) rientrano la temperatura superficiale T_w , la costante di Von Karman K (pari a 0,42), l'accelerazione gravitazionale g , la velocità frizionale turbolenta u_* , gli sforzi di taglio τ_w , la temperatura frizionale T_* , il flusso termico superficiale \dot{q}_w e il calore specifico a pressione costante \hat{c}_p .

Quando L è positiva, si è in condizioni di atmosfera stabile, quando L è negativa si è in condizioni di atmosfera instabile.

In relazione ai modelli di turbolenza descritti precedentemente, è possibile esprimere la viscosità turbolenta in funzione della lunghezza di Monin-Obukhov:

$$\mu_T(0) = \frac{K u_* \rho z}{\Phi_m(z/L)} \quad (2.25)$$

in cui appare, oltre alle grandezze già descritte, la funzione $\Phi_m(z/L)$, dipendente dalla quota Z , la cui espressione varia a seconda della classe di stabilità.

2.6 FLUIDODINAMICA COMPUTAZIONALE

La fluidodinamica computazionale (CFD) è l'insieme di tutti quei metodi di risoluzione dei problemi legati al movimento di fluidi, in sistemi confinati o in campo aperto, che integrano numericamente i bilanci fondamentali in forma completa, basandosi su griglie di calcolo che riproducono le caratteristiche topologiche del sistema studiato. Teoricamente può essere applicata a qualunque tipo di fluido in qualsiasi geometria anche molto complessa, ma richiedono precise condizioni al contorno per ciascuna superficie descritta nel dominio; inoltre spesso è necessario agire direttamente sulle equazioni implementate nei software commerciali per ottenere una più precisa descrizione dei fenomeni in gioco. I punti deboli di questa disciplina sono il notevole sforzo computazionale richiesto (tempi di calcolo elevati) e l'esigenza di un certo grado di competenza da parte dell'utente nell'utilizzo degli strumenti informatici necessari. Nella Figura 2.3 sono elencate le fasi che compongono la realizzazione di una simulazione CFD.



Figura 2.3 Fasi di una simulazione CFD

2.6.1 Metodi di discretizzazione

Con il termine discretizzazione ci si riferisce, nell'ambito CFD, sia alla sostituzione delle equazioni differenziali o integrali con le loro equivalenti in forma algebrica, sia alla suddivisione del dominio in volumi di controllo, spesso presenti in numero molto elevato. Si distinguono tre categorie di metodi di discretizzazione: alle differenze finite, agli elementi finiti e ai volumi finiti; essi si differenziano fra loro per l'approccio usato nell'approssimare le equazioni.

In questo lavoro e nella maggioranza dei software commerciali di fluidodinamica computazionale viene impiegato il metodo ai volumi finiti.

Partendo dalla forma integrale dell'equazione generale di conservazione:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \varphi dV + \oint_S F dS = \int_V S_V dV + \oint_S S_S dS \quad (2.26)$$

e imponendo al vettore dei flussi l'espressione:

$$F = \rho v \varphi - \Gamma_\varphi \nabla \varphi \quad (2.27)$$

si ottiene l'equazione di bilancio in forma integrale per ciascun volume finito:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \varphi dV + \oint_S (\rho v \varphi - \Gamma_\varphi \nabla \varphi) dS = \int_V S_V dV + \oint_S S_S dS \quad (2.28)$$

A questo punto si opera l'operazione di discretizzazione dell'equazione ricavando:

$$\frac{(\rho \varphi)^{t+\Delta t} - (\rho \varphi)^t}{\Delta t} \Delta V + \sum_{\text{facce}} (\rho v \varphi S) = \sum_{\text{facce}} (\Gamma_\varphi \nabla \varphi S) + S_V \Delta V + \sum_{\text{facce}} (S_S S) \quad (2.29)$$

La soluzione numerica ottenuta viene memorizzata nel centro della cella; le variabili di campo devono pertanto essere interpolate dal centro della cella alle facce in modo da "comunicare" con le celle adiacenti.

2.6.2 Griglie di calcolo

Dal punto di vista della morfologia delle griglie di calcolo, si possono distinguere griglie strutturate (o regolari), griglie non strutturate e griglie ibride.

Per quanto riguarda la modellazione dei fenomeni di dispersione di gas in atmosfera, sono tuttavia adoperate quasi esclusivamente griglie ibride, perlopiù formate da elementi di griglie non strutturate (cioè celle tetraedriche o piramidali) con l'aggiunta di elementi di griglie strutturate (cioè celle prismatiche o esaedriche) in specifiche zone della mesh in cui è prevista una precisa direzionalità del fluido. In Figura 2.4 è raffigurato un esempio di combinazione di celle triangolari e rettangolari. La dimensione delle celle può variare molto da una regione all'altra del dominio in funzione delle necessità di accuratezza, e può inoltre essere gestita attraverso apposite funzioni presenti nei software di costruzione delle griglie.

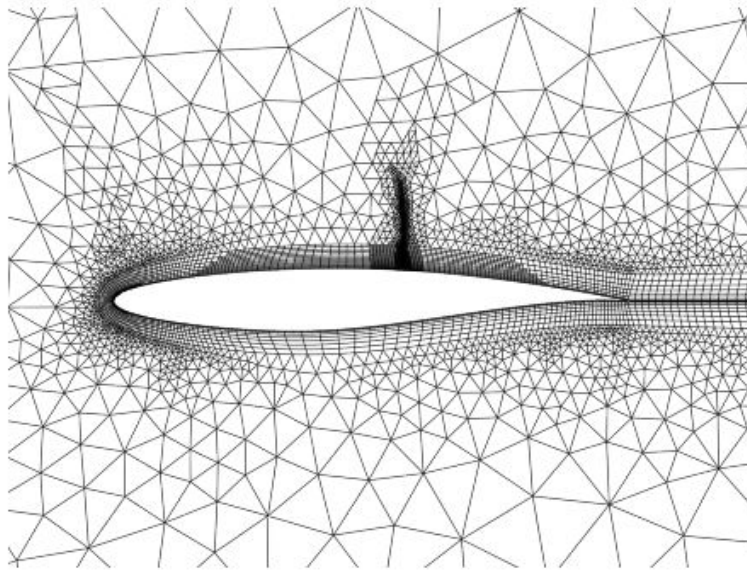


Figura 2.4 Esempio di griglia ibrida

2.6.3 Requisiti della soluzione numerica

Con il termine accuratezza si intende, in ambito statistico, la conformità di un risultato sperimentale al valore corretto.

Per precisione si intende invece la coincidenza dei risultati di diverse prove sperimentali riprodotte nelle stesse condizioni. Nel settore della CFD l'accuratezza è dimostrata attraverso l'uniformità dei risultati ottenuti lavorando con griglie differenti.

La definizione di convergenza è invece meno immediata, poiché prevede la contemporanea verifica di tre condizioni di pari importanza:

1. la soluzione non deve più cambiare se si continua a iterare;
2. i bilanci materiali globali e specifici devono chiudersi, cioè complessivamente non deve essere né creata né distrutta materia all'interno del dominio;
3. tutte le equazioni di trasporto, in forma discretizzata, devono sottostare a specifiche tolleranze definite dai residui.

Per quanto riguarda la prima condizione, non esiste un algoritmo matematico che stabilisca quando ciò avviene, ma si fa affidamento sulle capacità dell'utente di valutare criticamente i risultati.

La seconda condizione è facile da accertare nel caso di simulazioni in stazionario, ma è possibile verificarla in modo più approssimato anche con le simulazioni in transitorio; bisogna comunque notare che difficilmente i bilanci chiuderanno esattamente a zero, ma di solito non è difficile stabilire se il residuo è accettabile facendo riferimento agli obiettivi perseguiti con quel determinato studio e al senso fisico del sistema studiato.

Infine, per quanto riguarda il monitoraggio dei residui bisogna ricordare che per un risolutore segregato, dopo la discretizzazione, l'equazione di conservazione per la generica variabile φ nella generica cella P può essere scritta come:

$$a_P \varphi_P = \sum_{nb} (a_{nb} \varphi_{nb}) + b \quad (2.30)$$

dove a_P è il coefficiente riferito alla cella P, a_{nb} sono i coefficienti d'influenza per le celle vicine e b è il contributo della parte costante relativa al termine di sorgente e alle condizioni al contorno. Nel risolutore segregato i coefficienti a_P e a_{nb} sono scalari.

a_P è definito come:

$$a_P = \sum_{nb} (a_{nb}) - S_P \quad (2.31)$$

Rielaborando l'equazione (2.30) si ottiene:

$$\sum_{nb} (a_{nb} \varphi_{nb}) + b - a_P \varphi_P = 0 \quad (2.32)$$

Il residuo per la generica grandezza φ può essere definito in diversi modi. Il residuo non scalato, indicato come R_{φ_1} , è dato dalla sommatoria su tutte le celle di calcolo del modulo del primo membro dell'equazione (2.32), ossia:

$$R_{\varphi_1} = \sum_{celle} |\sum_{nb} (a_{nb} \varphi_{nb}) + b - a_P \varphi_P| \quad (2.33)$$

In generale, è difficile giudicare la convergenza esaminando i residui definiti dall'equazione (2.33). Per questo viene impiegato il residuo scalato R_{φ_2} , introducendo a denominatore un fattore di scala rappresentativo del flusso entrante attraverso il dominio relativo alla generica grandezza φ , ossia:

$$R_{\varphi_2} = \frac{\sum_{celle} |\sum_{nb} (a_{nb} \varphi_{nb}) + b - a_P \varphi_P|}{\sum_{celle} |a_P \varphi_P|} \quad (2.34)$$

Per le equazioni della quantità di moto, il termine $|a_P \varphi_P|$ a denominatore, è sostituito dal termine $|a_P \mathbf{v}_P|$, dove \mathbf{v}_P rappresenta la velocità nella cella P. Il residuo scalato è l'indicatore di convergenza più appropriato per molti problemi.

2.6.4. Risolutore

Esistono due tipologie di risolutori, accoppiati o segregati. Tipicamente in questo genere di simulazioni, che non coinvolgono fluidi molto comprimibili ad alta velocità, vengono impiegati i risolutori segregati, che richiedono meno memoria e sono più flessibili. Essi seguono una strategia risolutiva che prevede la soluzione delle equazioni in serie una dopo l'altra, cosicché sono necessarie un gran numero di iterazioni per raggiungere la convergenza. In Figura 2.5 viene descritta tale strategia.



Figura 2.5 Strategia di risoluzione iterativa

CAPITOLO3

CONVALIDA DEL MODELLO

Per svolgere la convalida del modello scelto per questo lavoro di tesi si è fatto riferimento ad una serie di test sperimentali eseguiti in campo noti come “Falcon series”. Questa serie di test consiste di cinque rilasci di LNG su larga scala effettuati dal Lawrence Livermore National Laboratory nel 1987, in una zona del deserto del Nevada, USA, chiamata Frenchman Flat [24].

Questi test furono specificamente ideati per valutare l’efficacia dei muri come tecnica di mitigazione per rilasci incidentali di LNG, e per fornire dati sperimentali per la convalida di modelli di calcolo [3, 11, 32].

3.1 DESCRIZIONE DELLE PROVE SPERIMENTALI

Ognuna delle cinque prove sperimentali prevedeva il rilascio di LNG su di una piscina di acqua, inizialmente a temperatura ambiente, delle dimensioni di 60 m per 40 m. La piscina era equipaggiata con un sistema di ricircolazione dell’acqua allo scopo di massimizzare l’evaporazione dell’LNG rilasciato, affinché la velocità di evaporazione fosse approssimativamente uguale alla velocità di efflusso. La composizione del fluido scaricato è sostanzialmente metano puro. Il fluido è stato introdotto tramite 4 tubazioni disposte a ragnò sopra la pozza, ad un’altezza di circa 50 cm, con aperture del diametro di 11 cm. Le tubazioni sono state spaziate a intervalli di 90° per massimizzare la dimensione della pozza di LNG che viene a formarsi sopra la piscina d’acqua (Figura 3.1).

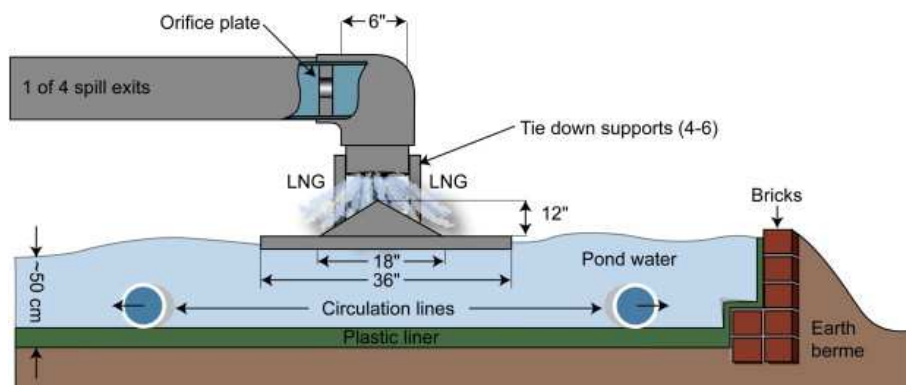


Figura 3.1 Schematizzazione tecnica del rilascio

Attorno alla piscina è stato costruito un recinto in fibra di vetro, chiamato “fence”, alto 8,7 m, largo 44 m e lungo 88 m. In aggiunta al fence, è stato posizionato un pannello, chiamato “barrier”, alto 13,3 m e largo 17,1 m in posizione appena sopravento alla piscina d’acqua; il suo scopo era di simulare l’effetto di un serbatoio di stoccaggio (da cui può avere origine un rilascio accidentale), o di un ostacolo simile, sulla dispersione della nube gassosa.

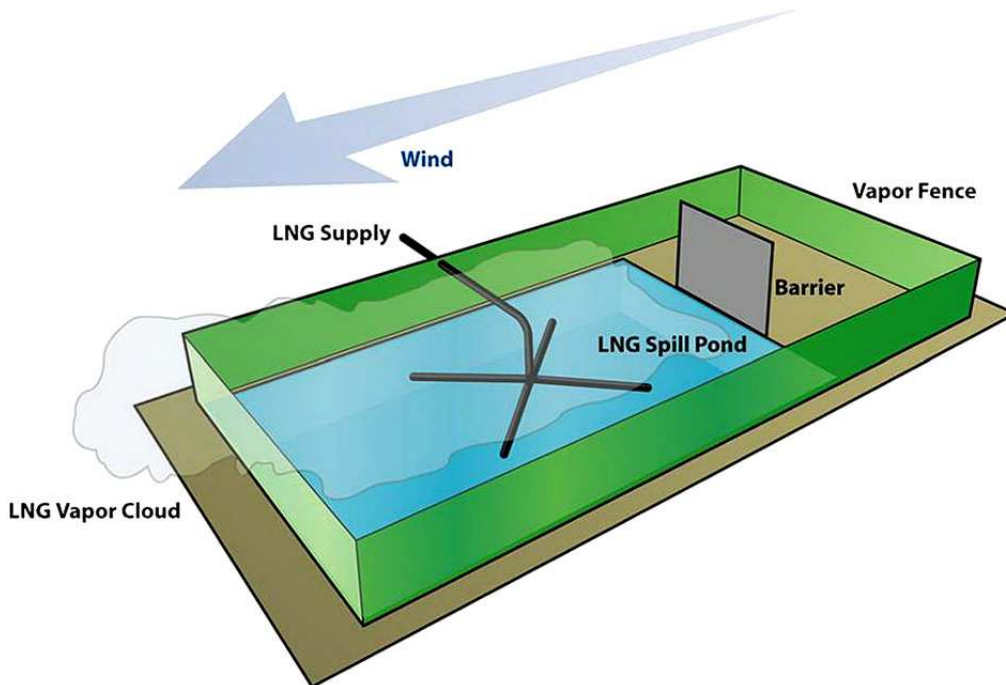


Figura 3.2 Rappresentazione artistica dell’area di rilascio dei test Falcon

I test Falcon usarono una geometria realisticamente complessa che ben rappresenta condizioni simili a quelli potenzialmente presenti vicino a un rilascio di LNG. Il fence ricalca l’effetto di muri di contenimento, mentre la barriera è stata collocata sopravento rispetto alla pozza per introdurre turbolenza aggiuntiva, analogamente all’effetto che serbatoi, edifici o persino navi potrebbero avere in casi simili (Figura 3.2). L’insieme di tutte queste caratteristiche mette alla prova le capacità della modellazione CFD di predire accuratamente i fenomeni dispersivi in aree piuttosto congestionate, con geometrie complesse.

La campagna sperimentale si è svolta in un’area geografica desertica costituita da un’ampia superficie piana e i test sono stati realizzati in condizioni atmosferiche stabili e neutre, corrispondenti alle classi di stabilità di Pasquill-Gifford da D a F. Nella Tabella 3.1 vengono riassunte le condizioni relative alle prime quattro prove; la quinta prova non è riportata in quanto non fu possibile portarla a termine a causa di un incidente provocato da una vaporizzazione eccessivamente violenta seguita da un’esplosione e un fireball.

# Falcon	1	2	3	4
Durata rilascio [s]	100	78	161	310
Volume rilasciato [m ³]	66,4	20,6	50,7	8,7
Pressione atmosferica [mbar]	908,9	905,0	900,8	906,3
Velocità del vento @ 2 m [m/s]	1,7	4,7	4,1	5,2
Temperatura @ 2 m [K]	305,5	304,8	308,0	304,2
Inclinazione media del vento	9°	2°	3°	7°
Classe di stabilità	F/G	D	D	D/E
Velocità frizionale [m/s]	0,0605	0,3565	0,3053	0,3694
Lunghezza di Monin-Obukhov [m]	4,963	-103,4	-422,2	69,38
Rugosità del terreno [m]	0,008	0,008	0,008	0,008

Tabella 3.1 Condizioni sperimentali dei test della serie Falcon

Nell'ambito di questo elaborato è stata presa in considerazione solo la terza prova, "Falcon3", che garantisce una maggiore costanza di direzione e intensità del vento durante la prova e si svolge in classe neutra di stabilità atmosferica.

Il campo di prova è stato dotato di un'abbondante strumentazione per misurare le seguenti grandezze: temperatura e umidità dell'aria, pressione, velocità e direzione del vento, intensità turbolenta, flusso termico dal terreno e concentrazione del gas. I sensori sono stati collocati sia all'interno dell'area recintata, sia sottovento rispetto al fence fino a una distanza di 250 m dal limite del recinto, per osservare la dispersione della nube di metano. In Figura 3.3 è schematizzata la disposizione dei sensori di concentrazione.

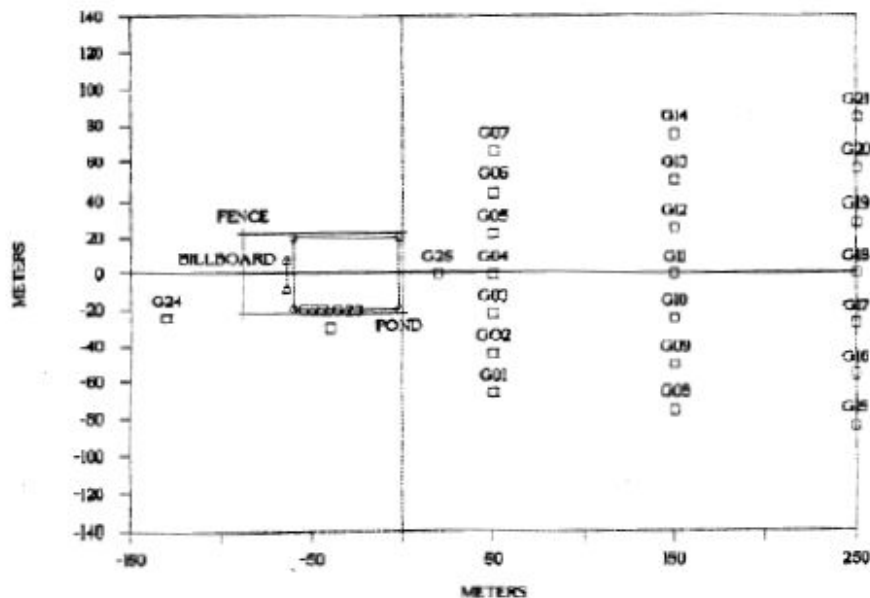


Figura 3.3 Disposizione dei sensori di concentrazione

Tutti i profili sperimentali, nella forma di grafici di concentrazioni molari di metano e temperatura in funzione del tempo per ciascuno dei sensori di monitoraggio, sono disponibili in un report pubblicato proprio dal Lawrence Livermore National Laboratory [24].

3.2 MISURE E RILEVAZIONI SPERIMENTALI

I sensori di rilevazione della concentrazione del metano utilizzati per i test Falcon sono principalmente di due tipi: 39 sono sensori ad infrarosso e 28 sono sensori catalitici. A loro volta i sensori ad infrarosso si dividono in due categorie a seconda della zona in cui sono posizionati: all'esterno e all'interno del "fence". Del primo tipo ne sono presenti 35 (sensori LLNL-IR) e sono stati progettati e costruiti all'interno del Lawrence Livermore National Laboratory stesso. Questi sensori sono stati utilizzati per le rilevazioni delle concentrazioni di metano anche in precedenti sperimentazioni e sono quindi ritenuti sufficientemente affidabili [15, 16].

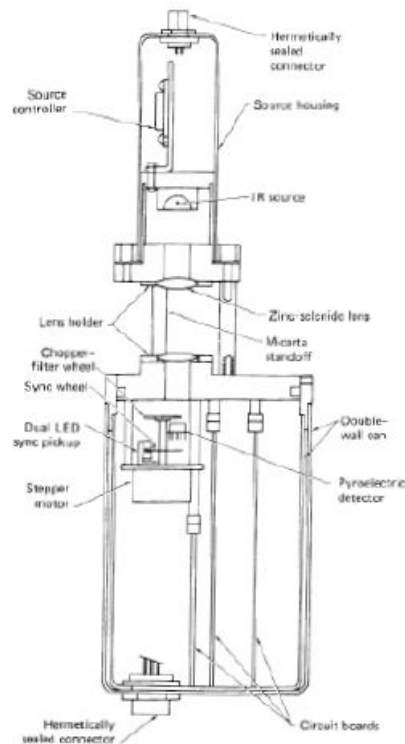


Figura 3.4 Schema di un sensore LLNL-IR

La Figura 3.4 è un disegno schematico di un sensore LLNL-IR; i profili sperimentali riportati successivamente in questo elaborato si riferiscono tutti a misurazioni effettuate con questo tipo di apparecchiatura, perciò si espongono brevemente alcune sue caratteristiche tecniche.

Si ha una sorgente che emette una radiazione infrarossa che passa attraverso il sensore fuoriuscendo verso l'ambiente esterno, producendo così un fenomeno di assorbimento nel caso in cui entri in contatto con degli idrocarburi: la quantità specifica di sostanza che ha dato luogo all'assorbimento viene poi misurata attraverso un pirometro. Questi sensori sono composti da 4 canali in cui i primi due servono alla rilevazione della concentrazione di metano, mentre gli altri due servono per la compensazione degli errori dovuti principalmente al fatto che la lente possa sporcarsi.

L'incertezza totale stimata per quanto concerne la rilevazione della concentrazione è di circa il 10%, problemi di disturbi sono stati notati per concentrazioni inferiori al 2,5%.

Per completezza si elencano anche le altre tipologie di sensori impiegate nei test Falcon, sebbene nessuna delle considerazioni di questo elaborato si basi sulle misurazioni di questi ultimi tipi di strumentazione.

Per le zone interne al fence sono stati usati 4 sensori JPL-IR, che si basano sullo stesso principio di funzionamento ma permettono al contrario degli altri di poter essere utilizzati anche in ambienti in cui si abbiano delle nebbie, come è verosimile si verifichi all'interno del fence. Altri sensori di concentrazione sfruttano il principio della catalisi, e sono dei sensori commerciali di tipo standard che forniscono buoni risultati a patto che non si abbia la presenza di fiamme, venti forti, o concentrazioni che si avvicinino a quelle stechiometriche.

Per quanto riguarda le altre grandezze misurate:

- le misure di temperatura sono rilevate tramite delle termocoppie (alluminio-cromo) standard di tipo k che sono poste sulle stesse colonne e alle stesse altezze a cui vengono prese le concentrazioni. Per avere dati più facilmente confrontabili, sia le concentrazioni che le temperature sono campionate con una frequenza di 1 Hz;
- le misure relative al vento sono prese tramite 19 anemometri posti a circa 2 m di altezza.

3.3 CARATTERISTICHE DEL DOMINIO DI SIMULAZIONE

Le simulazioni effettuate sono basate su griglie di calcolo realizzate con il software GAMBIT 2.4.6. E' stato quindi prodotto un dominio con le seguenti caratteristiche:

- Larghezza: 300 m
- Lunghezza: 438 m
- Altezza: 40 m
- Pozza circolare (sorgente del rilascio) di raggio pari a 13,78 m posta al centro della piscina di acqua
- Spessore di ciascun muro: 0,5 m
- Origine del sistema di riferimento posta al centro della base della faccia del fence opposta all'ingresso del vento (Figura 3.5)

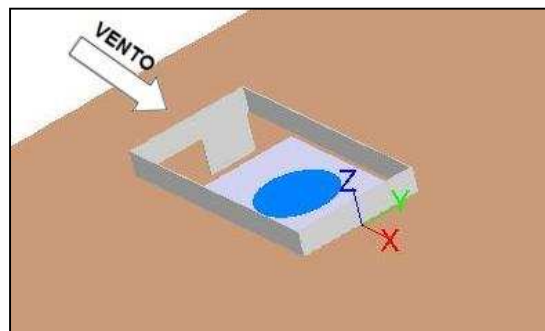


Figura 3.5 Dominio di calcolo

Per stabilire il valore del raggio di pozza è stata fatta una simulazione utilizzando Phast come software di simulazione, ottenendo un valore mediamente costante per tutto il tempo del rilascio [33]. Nella Tabella 3.2 vengono riassunti i risultati che ne sono derivati, per ciascuno degli intervalli temporali in cui è stato suddiviso il rilascio.

#	Durata intervallo [s]	Portata massiva [kg/s]	Raggio di pozza [m]
1	38,13	114,79	12,62
2	28,70	152,27	15,99
3	65,42	135,45	15,16
4	44,35	94,68	11,31

Tabella 3.2 Risultati della simulazione con Phast per il calcolo del raggio di pozza

Mediando sulla durata degli intervalli di simulazione impiegati da Phast, si ottiene un valore di raggio medio di pozza pari a 13,78 m. Bisogna tra l'altro notare che, durante il periodo di simulazione, il valore del raggio non si scosta mai eccessivamente dal valore medio, il che permette di considerare stazionaria l'area della pozza.

All'interno delle simulazioni, tuttavia, è stato sfruttato solo il valore di raggio medio, mentre per le altre grandezze che caratterizzano il rilascio (temperatura, composizione, velocità di efflusso e grandezze turbolente) è stato applicato un modello matematico

sviluppato appositamente per tenere conto dei fenomeni di ebollizione/evaporazione che intervengono durante il rilascio di LNG e per definire il livello di turbolenza intrinseco del rilascio; di tale modello si parlerà in uno dei paragrafi seguenti.

La griglia di calcolo è stata creata utilizzando elementi tetraedrici di dimensioni variabili. Al livello del terreno nella zona entro il fence sono stati invece creati alcuni strati di elementi prismatici, chiamati “boundary layer”, al duplice scopo di seguire meglio la direzione del flusso gassoso uscente verticalmente dalla pozza e di ridurre la deformazione eccessiva (“skewness”) di alcune celle. Nella Tabella 3.3 sono indicate le caratteristiche del “boundary layer” utilizzato, mentre nella Figura 3.6 è visualizzato un dettaglio della grigliatura delle facce dentro il fence; le celle che compongono il “boundary layer” si formano a partire dalle linee bianche sulle pareti verticali.

Spessore primo strato [m]	0,1
Fattore di crescita	1,1
Numero di strati	8

Tabella 3.3 Caratteristiche del “boundary layer”

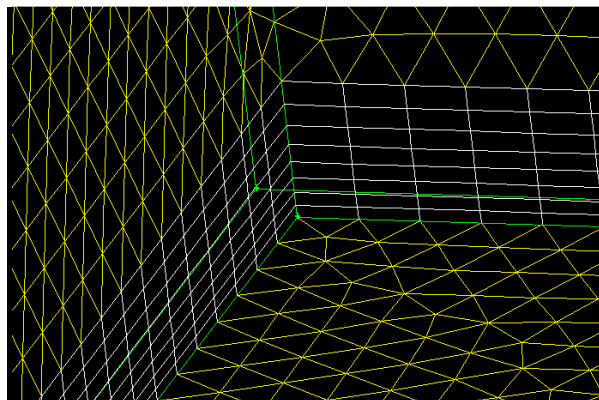


Figura 3.6 Dettaglio della mesh usata dentro il fence

Inoltre è stata utilizzata una specifica funzione di GAMBIT [34], chiamata “size function”, per la preparazione automatica di griglie di buona qualità, più fitte attorno alle zone critiche (sorgente, ostacoli) e con elementi di dimensione via via crescente verso i bordi del dominio, adottando come superfici di partenza le facce con griglie opportune ed estendosi poi a tutto il volume del dominio. Nella Tabella 3.4 sono indicate le caratteristiche della “size function” utilizzata.

Tipo	Meshed
Fattore di crescita	1,2
Dimensione limite [m]	15

Tabella 3.4 Caratteristiche della “size function”

Per ogni superficie che compone il dominio è stata impostata una specifica condizione di condizione al contorno (Tabella 3.5).

SUPERFICIE	COND. CONTORNO
Ingresso	Velocity inlet
Uscita	Pressure outlet
Cielo	Velocity inlet
Lato destro	Velocity inlet
Lato sinistro	Pressure outlet
Pozza	Wall / Velocity inlet
Piscina	Wall
Pareti	Wall
Terreno	Wall

Tabella 3.5 Boundary conditions

Per la superficie corrispondente alla pozza sono previste due tipi di condizioni al contorno in quanto si tratta di un “velocity inlet” solamente durante la fase di evaporazione del metano, mentre è un “wall” nel resto della simulazione. La superficie “lato destro” è di tipo “pressure outlet” a causa dell’inclinazione del vento rispetto all’asse longitudinale del dominio.

La griglia di calcolo costruita sulla base di queste informazioni è composta da circa 2600k celle; questa mesh costituisce il punto di partenza di tutte le altre impiegate nel prosieguo del lavoro. La dimensioni minime delle celle di questa mesh sono dell’ordine del mezzo metro; la skewness, cioè il parametro che valuta la qualità della griglia in termini di allungamento eccessivo delle celle, ha un valore medio di circa 0,3 e un valore massimo di 0,8 (limitato a pochissime celle), in una scala da 0 a 1, a testimonianza della bontà della griglia; infatti, convenzionalmente, viene giudicata buona una griglia con skewness media inferiore a 0,5.

3.4 MODELLAZIONE DELLA TURBOLENZA ATMOSFERICA

Uno degli strumenti fondamentali che è stato indispensabile aggiungere alle funzioni base di FLUENT è un modello di stabilità atmosferica [35], la cui presenza assicura la consistenza dei risultati CFD con la teoria di Monin-Obukhov di cui si è parlato nel Capitolo2. Questo modello, denominato ASsM (Atmospheric Stability sub-Model), è stato convalidato mediante la serie di esperimenti “Prairie Grass” [36], in condizioni di atmosfera neutra e stabile. L’introduzione di questo modello è giustificata dalla necessità di ovviare al problema ben noto dell’incapacità del modello k-ε standard nel mantenere, all’interno del dominio di integrazione, i profili di velocità, di k e di ε imposti sulla superficie di ingresso. Ciò è dovuto principalmente a due fattori: il primo è la rugosità superficiale, che provoca un incremento della turbolenza in prossimità del terreno, il secondo è la mancanza di sforzi

di taglio in presenza di un profilo di vento piatto, che induce una rapida diminuzione dell'intensità turbolenta con l'aumentare della quota.

Assumendo costanti gli sforzi di taglio e il flusso di calore nella parte inferiore dell'atmosfera, si può introdurre un profilo logaritmico per le velocità e per la temperatura per la stratificazione neutra:

$$u(z) = \frac{u_*}{K} \left[\ln \left(\frac{z}{z_0} \right) + \Phi_m \left(\frac{z}{L} \right) - 1 \right] \quad (3.1)$$

$$T(z) = T_w + \frac{T_*}{K} \left[\ln \left(\frac{z}{z_0} \right) + \Phi_m \left(\frac{z}{L} \right) - 1 \right] - \frac{g}{c_p} (z - z_0) \quad (3.2)$$

in cui z_0 è la rugosità superficiale del terreno, T_w è la temperatura superficiale, \hat{c}_p è il calore specifico a pressione costante e K è la costante di Von Karman, pari a 0,42. Conoscendo u e T a una data quota, è possibile valutare u_* e T_* . A questo punto è possibile determinare i profili di velocità e di temperatura a diverse quote. In queste simulazioni è stata ritenuta valida l'approssimazione dell'aria come un gas incomprimibile, come si è soliti fare per questo tipo di simulazioni, infatti in questo modo possiamo ottenere una soluzione più rapida senza una grossa perdita di informazioni. Pertanto non è possibile bilanciare il profilo della temperatura adiabatica variando la pressione in direzione z . Di conseguenza viene implementata una temperatura ridotta θ come condizione al contorno del profilo del vento:

$$\theta = T(z) + \frac{g}{c_p} (z - z_0) = T_w + \frac{T_*}{K} \left[\ln \left(\frac{z}{z_0} \right) + \Phi_m \left(\frac{z}{L} \right) - 1 \right] \quad (3.3)$$

Può quindi essere imposto direttamente un profilo per la temperatura e la velocità del vento come condizione al contorno, la viscosità turbolenta viene calcolata dal modello k - ϵ come funzione dell'energia cinetica turbolenta e della velocità di dissipazione turbolenta. Pertanto, deve essere stimato un profilo per le variabili turbolente, per avere consistenza tra i valori calcolati dal modello CFD e quelli relativi alla teoria di Monin-Obukhov. La consistenza tra il modello k - ϵ e la teoria di Monin-Obukhov è necessaria per garantire un profilo verticale costante di u , k e ϵ all'interno di tutto il dominio per le simulazioni in campo libero.

Il test sperimentale cui si fa riferimento in questo lavoro è contraddistinto da una classe D di stabilità atmosferica (neutra); si riporta quindi la trattazione delle equazioni sviluppate per questo genere di stratificazione. Con stratificazione neutra, il flusso di calore dal terreno è uguale a zero, e quindi la lunghezza di Monin-Obukhov tende all'infinito, la funzione Φ_m tende a 1, la temperatura frizionale T_* tende a zero e la temperatura ridotta θ è assunta costante su tutto il profilo verticale.

Ipotizzando un profilo piatto per l'energia cinetica si trova:

$$\varepsilon(z) = \frac{u_*^3}{Kz} \quad (3.4)$$

$$k = \frac{u_*^2}{\sqrt{C_\mu}} \quad (3.5)$$

Le equazioni (3.4) e (3.5) sono consistenti con le equazioni del trasporto di k ; per assicurare consistenza anche all'equazione del trasporto di ε si è adottata la strategia di modificare il termine sorgente gestito dall'utente, S_ε ; esso dipende solo dalla coordinata verticale z e la sua espressione è:

$$S_\varepsilon(z) = \rho \frac{u_*^4}{z^2} \left[\frac{(C_{2\varepsilon} - C_{1\varepsilon})\sqrt{C_\mu}}{K^2} - \frac{1}{\sigma_\varepsilon} \right] - \mu \frac{2 u_*^3}{K z^3} \quad (3.6)$$

Bisogna comunque notare che, per quanto si ottenga un alto grado di accuratezza lungo z , mantenuta durante l'intero svolgimento delle simulazioni, il modello di turbolenza atmosferica è statico nel tempo, infatti non tiene conto di eventuali variazioni atmosferiche durante la prova (in termini di modifiche di direzione e/o intensità del vento) che, come nei test Falcon, possono in alcuni momenti aver influenzato le prove sperimentali.

Il profilo logaritmico di vento imposto sulla faccia di ingresso è visualizzato nella Figura 3.7.

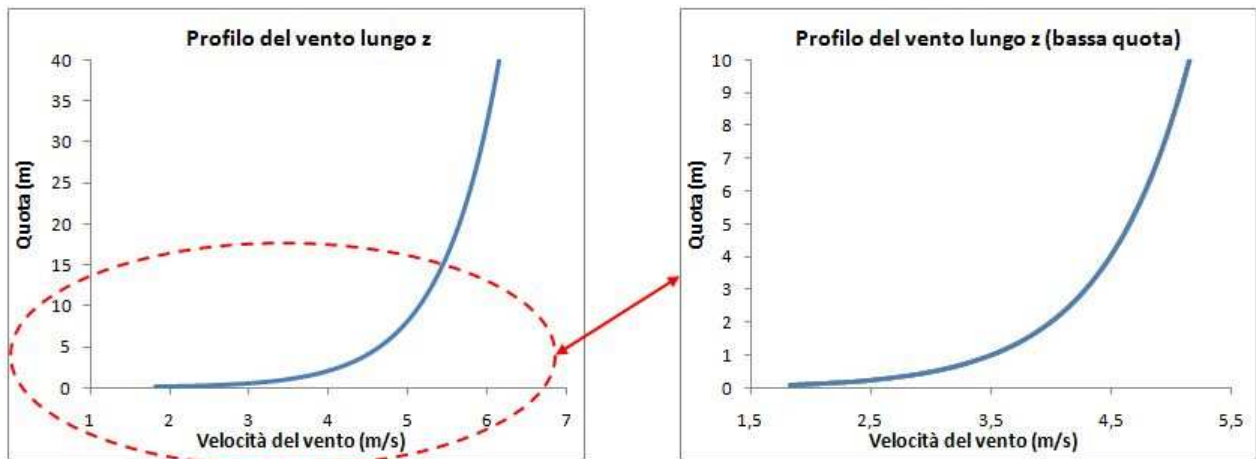


Figura 3.7 Intensità del vento in funzione della quota

Per l'implementazione si è ricorsi a due metodologie molto simili:

- ✓ l'utilizzo di file scritti in linguaggio di programmazione (C++) interpretati dal codice fluidodinamico sotto forma di "user-defined functions" (UDF) per imporre il profilo di vento (crescente lungo la coordinata verticale);
- ✓ l'aggiunta del termine sorgente S_ε per il rateo di dissipazione dell'energia cinetica turbolenta tramite un'altra UDF.

L'imposizione di un profilo di vento variabile con la quota ha reso i risultati delle simulazioni molto più consistenti con la realtà sperimentale; questa impostazione viene

attuata, a livello di interfaccia grafica, come valore numerico dell'intensità del vento sulla superficie "Ingresso", e perciò agisce matematicamente come una semplice condizione al contorno, per quanto abbastanza complessa.

L'introduzione del termine sorgente di turbolenza ha invece garantito il mantenimento dei profili delle grandezze turbolente k e ϵ imposti all'ingresso che, altrimenti, si sarebbero appiattiti lungo la coordinata assiale del dominio (a causa della tendenza a mediare propria del solutore) [35]; il termine S_ϵ modifica quindi direttamente le equazioni che FLUENT deve risolvere a ciascuna iterazione.

3.5 MODELLAZIONE DEL TERMINE SORGENTE (MODELLO DI POZZA)

In merito alla modellazione svolta riguardo al rilascio, è necessario precisare le motivazioni che ne hanno determinato i requisiti. Durante la prova sperimentale, il rilascio di LNG è avvenuto per fuoriuscita dello stesso come liquido su acqua a temperatura ambiente. L'efflusso di un liquido criogenico, soggetto a condizioni di evaporazione non appena esce dalle tubazioni, porterebbe a pensare alla necessità di un modello che tenga conto del passaggio di fase da liquido a gas; in realtà l'approccio di altri lavori presenti in letteratura [3, 9, 18] per rappresentare un'evaporazione da pozza è stato quello di imporre il flusso evaporante come un flusso convettivo uscente da una superficie sul terreno, definito tramite velocità, direzione, temperatura, composizione e turbolenza (k - ϵ). Questo metodo da un lato semplifica la gestione del cambiamento di fase, dall'altro obbliga a una particolare cura nello stabilire le corrette condizioni di turbolenza del gas.

3.5.1 Regimi di evaporazione da pozza

Il modello sviluppato per il calcolo delle grandezze significative del rilascio si basa sulla teoria dell'ebollizione nucleata.

Esistono differenti regimi di evaporazione da pozza al variare della differenza di temperatura tra il terreno e la pozza stessa. La Figura 3.8 descrive l'andamento del flusso termico dal terreno verso la pozza in funzione di questa differenza di temperatura del flusso termico. Poiché la velocità di evaporazione dipende linearmente dal flusso termico, questo diagramma dà anche informazioni qualitative sul flusso evaporante.

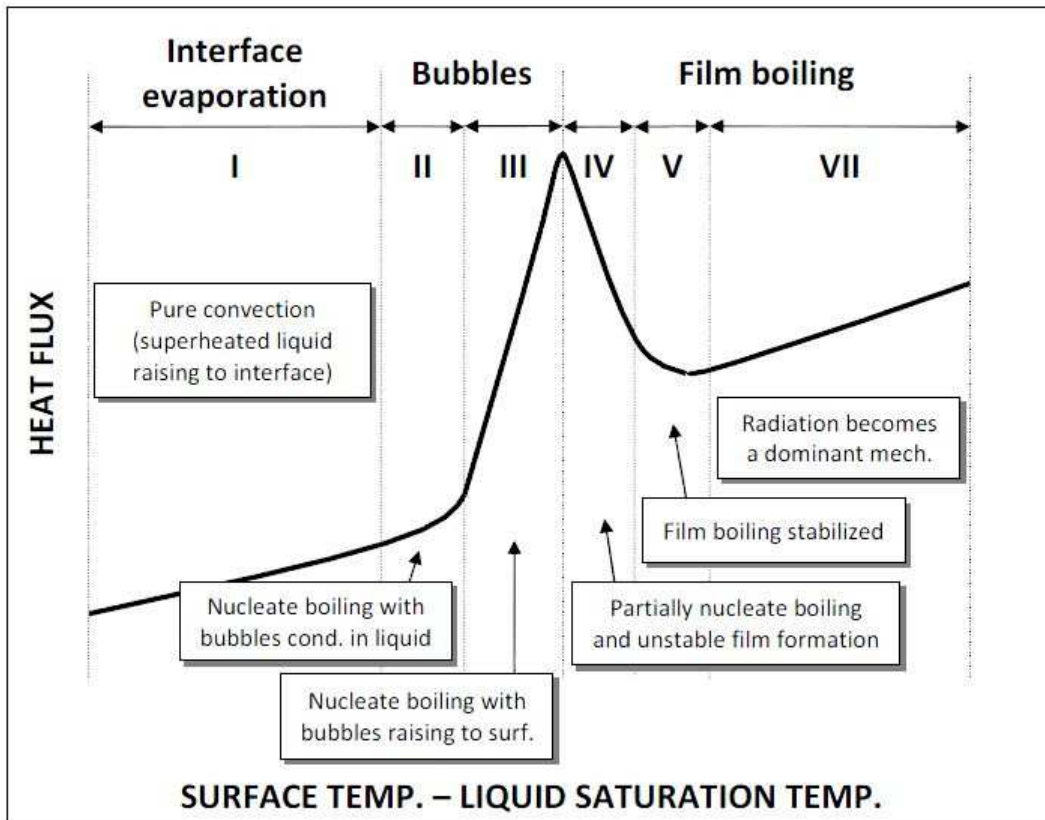


Figura 3.8 Regimi di pool boiling

A basse differenze di temperatura (fase I) si osserva un regime convettivo, in cui l'evaporazione avviene all'interfaccia tra il liquido e l'aria e si osservano flussi evaporanti molto bassi, descritti in CFD come flussi diffusivi.

A maggiori differenze di temperatura, si osserva la formazione di bolle in corrispondenza della superficie (fase II); ulteriori incrementi di differenza di temperatura portano le bolle a crescere oltre la loro dimensione critica; di conseguenza le bolle risalgono verso la superficie della pozza, accrescendo fortemente la ricircolazione del liquido e pertanto i flussi di materia e calore (fase III). Il flusso evaporante viene modellato come un flusso convettivo. Questa è la situazione dove la turbolenza indotta dal flusso evaporante può aumentare fortemente la miscelazione aria-gas sopra la pozza.

Nell'ebollizione nucleata le bolle cominciano a crescere individualmente da cavità sulla superficie allargata. Per valori maggiori della differenza di temperatura, le bolle aumentano in numero e dimensione e si fondono prima di arrivare alla superficie della pozza, formando un film (fase IV) dal quale, una volta stabile, si formano direttamente le bolle (regime di "film boiling"). Infine, per differenze di temperatura molto grandi, lo scambio termico comincia di nuovo ad aumentare (fase VI).

3.5.2 Modellazione della turbolenza

Nell'impostare di un flusso convettivo per la modellazione di un'evaporazione da pozza, solitamente si impone una portata di gas puro con velocità valutata in base al bilancio di massa sull'intera superficie, ottenendo un profilo piatto di velocità sopra la pozza. Tuttavia, durante l'ebollizione, il flusso gassoso evaporante non è così uniforme: solo lungo le traiettorie di risalita delle bolle sono concentrate alte velocità, mentre in ogni altro punto la velocità è nulla (Figura 3.9).

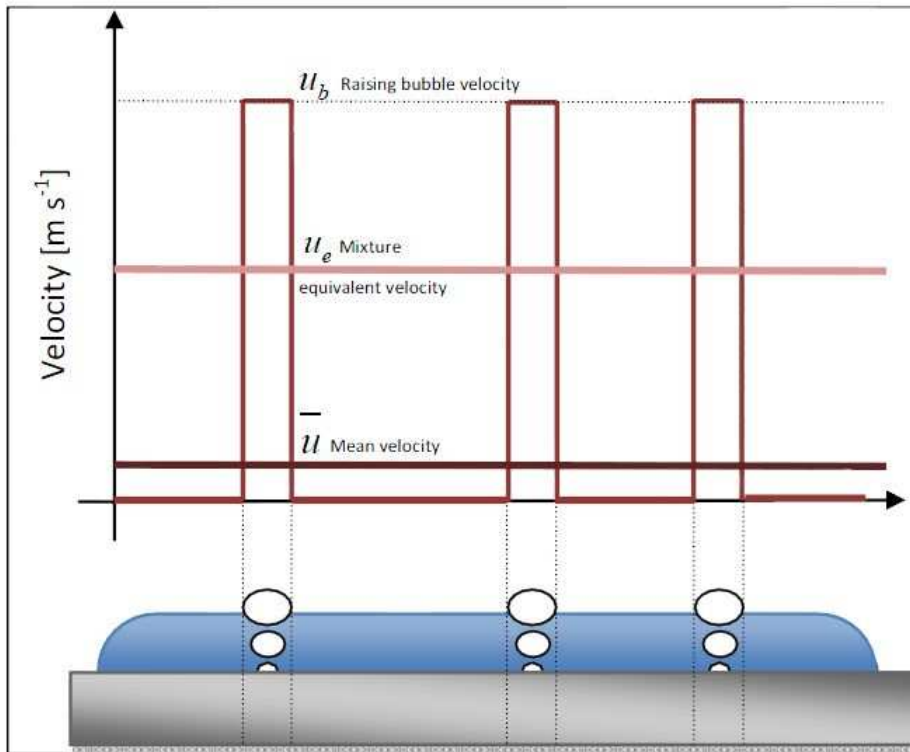


Figura 3.9 Rappresentazione del modello di pozza

Poiché l'energia cinetica dipende dal quadrato della velocità, il processo di mediazione per preservare la portata totale dalla pozza non mantiene l'energia cinetica totale. Un possibile modo di recuperare l'energia cinetica perduta è di recuperarla sotto forma di energia cinetica turbolenta: analogamente all'approccio RANS per le equazioni di Navier-Stokes, questo metodo tiene conto degli effetti della risalita delle bolle senza simularle nel dettaglio, ma modellando le modifiche alle proprietà fisico-chimiche [37].

In base alla definizione di energia cinetica si ricava l'espressione della velocità equivalente u_e per la miscela gas-aria, in grado di rappresentare l'intera energia cinetica:

$$u_e = \sqrt{E_{\text{cinetica}}} = \sqrt{u_b^2 \frac{A_b}{A_p}} = u_b \sqrt{\frac{A_b}{A_p}} \quad (3.7)$$

La velocità equivalente viene inserita nelle simulazioni come valore della velocità di efflusso dalla pozza.

Il rapporto tra le aree di bolla (A_b) e di pozza (A_p) deriva dal bilancio globale di massa sulla pozza:

$$\frac{A_b}{A_p} = \frac{1}{\rho_G u_b} \dot{m} \quad (3.8)$$

dove \dot{m} è la portata massiva evaporante totale.

In regime di "film boiling", come nelle condizioni qui studiate, il diametro di bolla risulta:

$$D = \pi \sqrt{\frac{3 \sigma}{(\rho_L - \rho_G) g}} \quad (3.9)$$

dove σ è la tensione superficiale della bolla, g è l'accelerazione gravitazionale e ρ_L e ρ_G sono le densità di liquido e gas; il numero di Stokes per la bolla τ_v (che ne esprime il tempo di risalita) è:

$$\tau_v = \frac{\rho_G D^2}{18 \mu_L} \quad (3.10)$$

Per numeri di Reynolds compresi tra 1000 e $3 \cdot 10^5$ il coefficiente di attrito è definibile con la relazione:

$$f_f = 0,0183 \text{ Re} \quad (3.11)$$

In base a queste equazioni si deriva l'espressione della velocità di risalita delle bolle:

$$u_b = \sqrt{g \left(1 - \frac{\rho_L}{\rho_G}\right) \frac{\mu_L}{\rho_L D} \frac{\tau_v}{0,0183}} \quad (3.12)$$

L'energia cinetica turbolenta (k) si calcola come funzione dell'intensità turbolenta I , che dipende dalla grandezza delle bolle ($I \propto \sqrt{\frac{A_b}{A_p}}$):

$$k \propto (I u_e)^2 = u_b^2 \left(\frac{A_b}{A_p}\right)^2 \quad (3.13)$$

L'espressione del rateo di dissipazione dell'energia cinetica turbolenta (ε) è invece:

$$\varepsilon = k \frac{u_b}{4 D} \quad (3.14)$$

Composizione e temperatura della miscela si ricavano dalla soluzione del sistema composto dal bilancio materiale del metano e dal bilancio energetico rispetto alla pozza, che rielaborato dà le seguenti espressioni per la frazione massiva del metano x_{CH_4} e la temperatura di miscela T_{mix} :

$$\left\{ \begin{array}{l} X_{CH_4} = \frac{\dot{m}}{\rho_{mix} u_e A_p} \\ T_{mix} = \frac{(C_p^{air} T_{air} - C_p^{CH_4} T_{CH_4}) x_{CH_4} - C_p^{air} T_{air}}{(C_p^{air} - C_p^{CH_4}) x_{CH_4} - C_p^{air}} \end{array} \right. \quad (3.15)$$

La risoluzione di questo sistema va effettuata per via iterativa, considerando i calori specifici costanti e imponendo come definizione della densità di miscela l'equazione:

$$\frac{1}{\rho_{mix}} = \frac{x_{CH_4}}{\rho_{CH_4}} + \frac{1-x_{CH_4}}{\rho_{air}} \Big|_{T_{mix}} \quad (3.16)$$

L'impiego di questo set di equazioni, per il caso in esame (Falcon3), fornisce i valori numerici riportati nella Tabella 3.6, i quali sono stati inseriti come condizioni al contorno per la superficie corrispondente alla pozza attraverso i comandi dell'applicazione CFD.

Velocità di efflusso	$2,584 \cdot 10^{-1} \text{ m/s}$
x_{CH_4}	0,639
Temperatura	152,5 K
k	$1,52 \cdot 10^{-2} \text{ m}^2 / \text{s}^2$
ε	$0,207 \text{ m}^2 / \text{s}^3$

Tabella 3.6 Valori imposti al rilascio da pozza

La scelta di applicare dei valori fissati alle grandezze di rilascio, calcolati con questo modello esterno a FLUENT, è stata fatta per evitare di appesantire notevolmente le simulazioni introducendo la presenza di un sistema eterogeneo liquido-vapore per la descrizione della pozza; tutto ciò è giustificato inoltre dallo sviluppo quasi stazionario della pozza durante il rilascio evidenziato dai risultati della simulazione in Phast (Tabella 3.2).

3.6 IMPOSTAZIONE DELLE SIMULAZIONI

L'utilizzo di un software specialistico come FLUENT 12.1.2 richiede una buona conoscenza del funzionamento delle numerose funzioni in esso incluse [38].

Tra i più importanti requisiti che è necessario impostare ogni volta si possono citare:

- la tipologia di risolutore: *pressure-based 3D*;
- la modellazione della viscosità con *standard wall-function* e *full-buoyancy effects*;
- densità della miscela aria-metano: *incompressible-ideal-gas*;
- pressione: 90080 Pa;
- termine sorgente riferito al dominio: *udf eps_source* (è il termine S_ε del modello ASsM);
- metodi di discretizzazione delle equazioni tutti al secondo ordine;
- valori di convergenza dei residui: $1 \cdot 10^{-3}$ tranne per equazione di continuità e bilancio materiale sul metano per cui è $1 \cdot 10^{-4}$.

La procedura adottata per ciascuna simulazione prevede tra fasi consecutive:

1. Convergenza del campo di moto atmosferico: durante questa fase, caratterizzata dall'uso del risolutore stazionario, alla superficie "pozza" è assegnata la condizione "wall";
2. Fase di rilascio da pozza: durante questa fase, caratterizzata dall'uso del risolutore in transitorio, alla superficie "pozza" è assegnata la condizione "velocity inlet", con i relativi valori calcolati grazie al modello di pozza; ha una durata di 322 time step, ciascuno corrispondente a 0,5 s reali di rilascio;
3. Fase "post-rilascio": durante questa fase, caratterizzata dall'uso del risolutore in transitorio, alla superficie "pozza" è nuovamente assegnata la condizione "wall" e viene simulato il comportamento del sistema fino a che gran parte del volume di metano rilasciato non ha lasciato la zona corrispondente al dominio; ha una durata di 439 time step, ciascuno corrispondente a 1 s reale.

Il tempo rispetto alla scala reale coperto dall'intera simulazione è quindi di 10 minuti.

3.7 RISULTATI DELLE SIMULAZIONI DI CONVALIDA

Per valutare le capacità predittive modello ci si è riferiti principalmente ai profili di frazione volumetrica di metano in funzione del tempo, confrontando l'aspetto delle curve sperimentali con quello delle curve generate tramite CFD. A tale scopo è stato selezionato un gruppo di sensori, tra quelli esposti nella Figura 3.3, in base alle ubicazioni di maggiore interesse e all'effettiva disponibilità dei dati sperimentali.

Nome sensore Falcon	x	y	z
Sensor G05 1m	50	22	1
Sensor G11 1m	150	0	1
Sensor G11 5m	150	0	5
Sensor G12 1m	150	25	1
Sensor G12 5m	150	25	5
Sensor G18 1m	250	0	1

Tabella 3.7 Sensori Falcon utilizzati nella convalida: coordinate rispetto agli assi cartesiani

La convalida è stata compiuta grazie a tre tipologie di simulazioni, nella Tabella 3.8 sono riassunti obiettivi e configurazioni di ciascuna.

#	Configurazione	Obiettivi
1	k- ϵ standard, no pool model	Verifica delle capacità standard di FLUENT
2	ASsM, no pool model	Verifica dell'efficacia del modello atmosferico
3	ASsM + pool model	Verifica dell'efficacia del modello di pozza
		Verifica dell'indipendenza dalla griglia

Tabella 3.8 Configurazioni e obiettivi delle simulazioni di convalida

Nelle didascalie dei grafici di questo capitolo che descrivono il lavoro di convalida sono indicate le coordinate dei punti a cui si riferiscono i confronti come (x; y; z) rispetto all'origine degli assi, che si trova al centro della faccia sottovento del fence.

Inizialmente (Configurazione1) si è provato a riprodurre la prova sperimentale servendosi solo delle potenzialità di FLUENT, imponendo vento costante pari al valore sperimentale a 2m di quota di 4,1 m/s (con la giusta inclinazione) e con turbolenza all'ingresso arbitraria (10% di intensità turbolenta, scala di turbolenza 0,1 m), rilascio di metano gassoso puro a 111 K con turbolenza anch'essa arbitraria posta per semplicità pari a quella atmosferica e senza tenere in considerazione il termine sorgente di ϵ atmosferica (Figura 3.10).

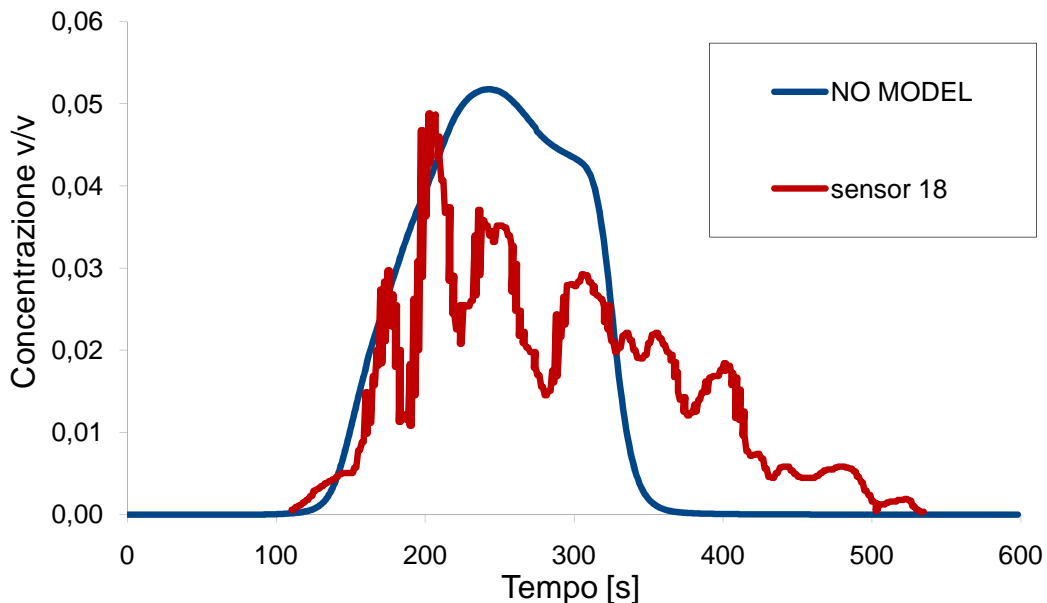


Figura 3.10 Profili di concentrazione sperimentali e simulati senza modelli specifici per la stabilità atmosferica (250; 0; 1)

Nella Configurazione2 è stata introdotta la modellazione riguardante le condizioni atmosferiche in termini di profilo di vento variabile con la quota e di termine sorgente di turbolenza. La Figura 3.11 illustra un esempio di confronto tra le simulazioni in assenza di modelli e con modello atmosferico.

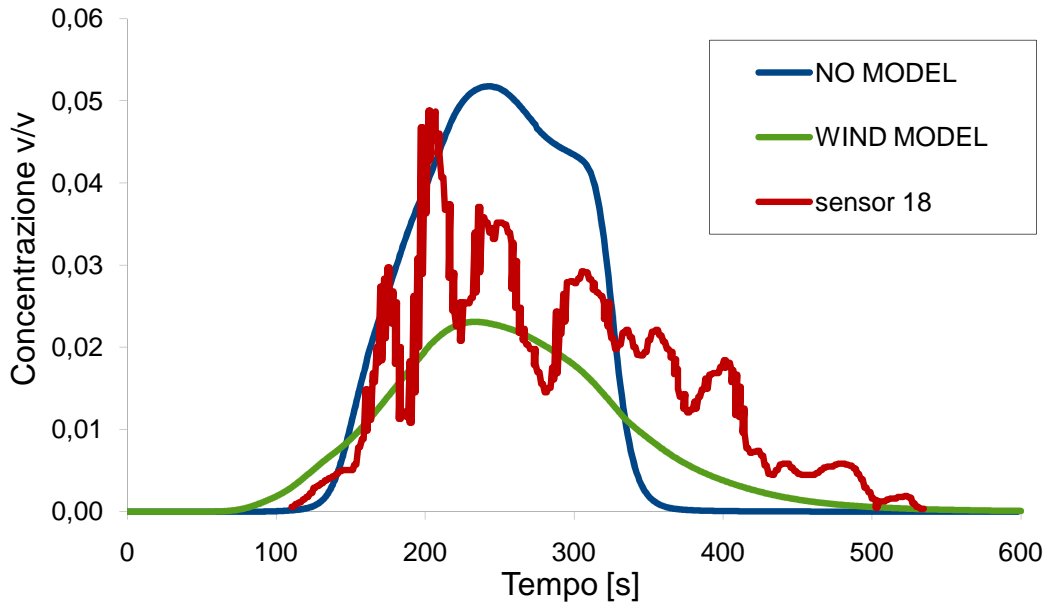


Figura 3.11 Profili di concentrazione sperimentali, simulati senza modelli e simulati solo con modello atmosferico (250; 0; 1)

Infine è stato introdotto anche il modello che descrive il rilascio dalla pozza; in Figura 3.12 sono riportati gli andamenti simulati con tutte e tre le configurazioni, confrontati con lo sperimentale.

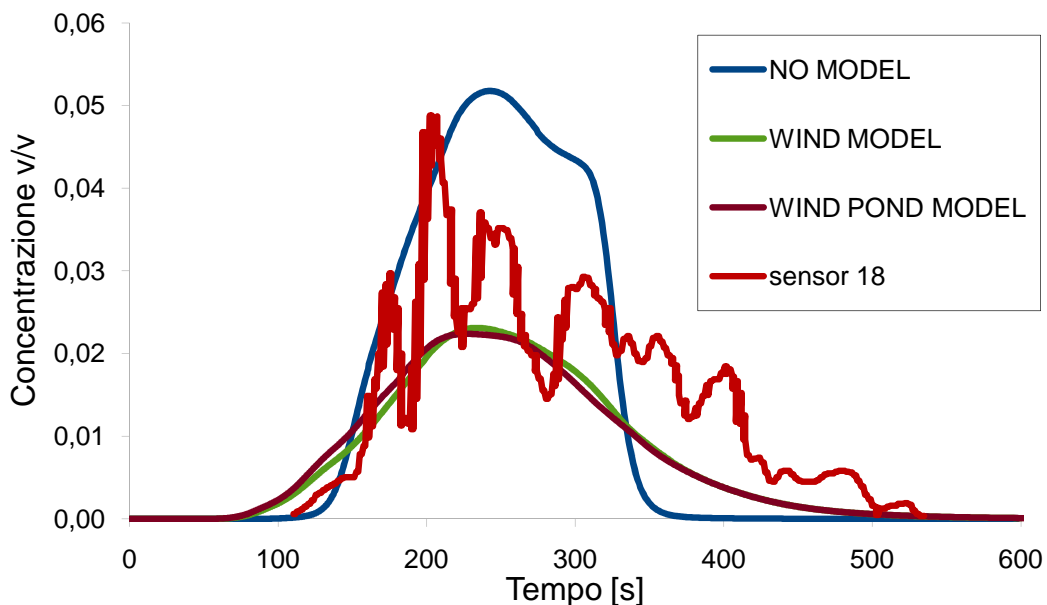


Figura 3.12 Profili di concentrazione sperimentali e simulati nelle tre configurazioni (250; 0; 1)

Da questi grafici emerge come il programma commerciale, con le impostazioni di riferimento, non basti per una buona rappresentazione dei fenomeni, in quanto sovrastima spesso le concentrazioni di metano e non predice correttamente il transitorio in cui la nube di metano coinvolge il sensore selezionato. L'introduzione del modello atmosferico apporta un migliore accordo con i dati sperimentali, mentre con il modello di pozza si riscontrano sostanzialmente gli stessi valori di concentrazione, ma viene affinata leggermente la somiglianza con i tempi caratteristici del fenomeno, anticipandoli di qualche secondo.

Nelle Figure 3.13, 3.14 e 3.15 sono mostrati altri confronti visivi tra i profili sperimentali e quelli simulati con e senza l'aiuto dei modelli matematici aggiuntivi in corrispondenza di alcuni punti a coordinate diverse; questi grafici hanno il proposito di esporre brevemente i principali aspetti di conformità e/o disaccordo tra dati sperimentali e risultati delle simulazioni, evidenziando la positiva influenza dei modelli utilizzati, lungo le tre coordinate spaziali.

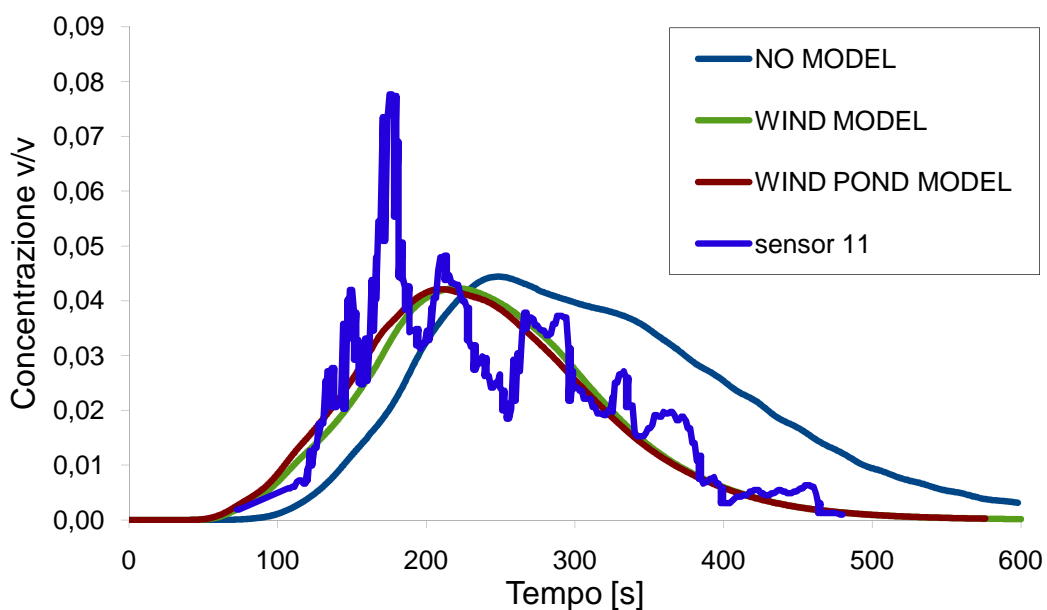


Figura 3.13 Confronto tra profili di concentrazione sperimentali e ottenuti nelle tre configurazioni (150; 0; 1)

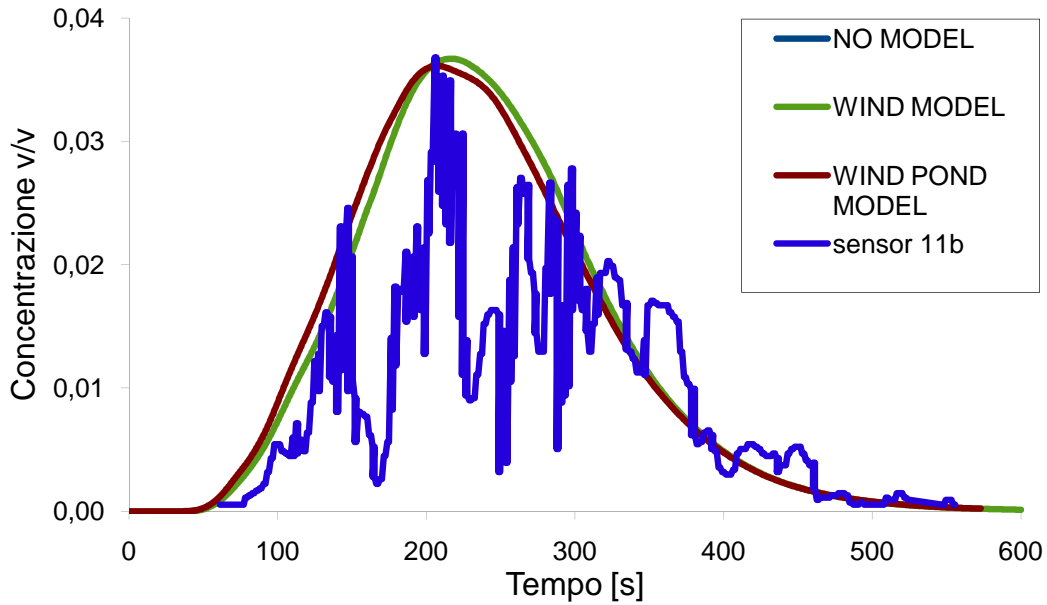


Figura 3.14 Confronto tra profili di concentrazione sperimentali e ottenuti nelle tre configurazioni (150; 0; 5)

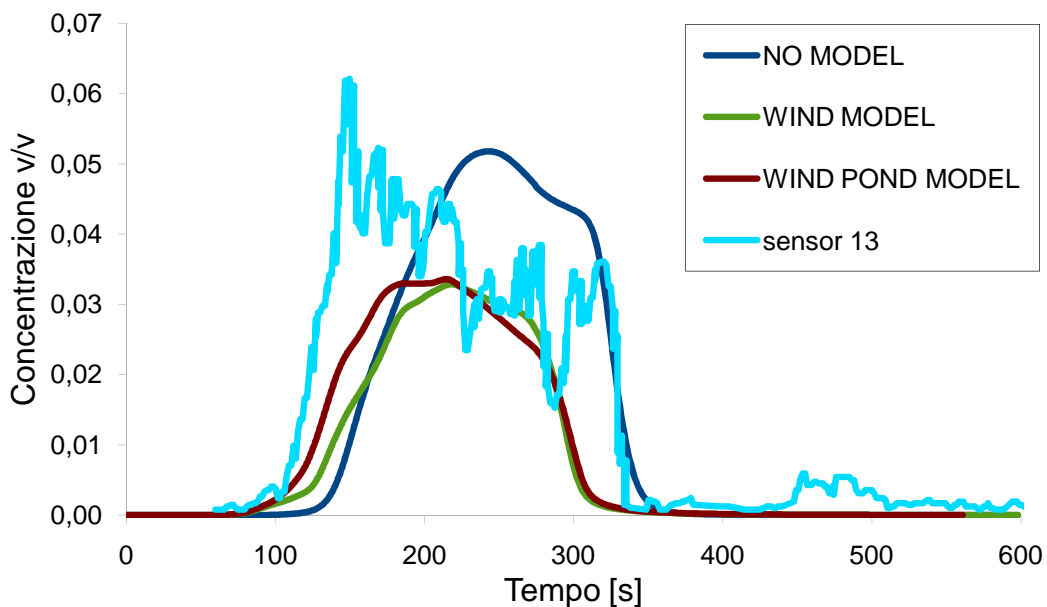


Figura 3.15 Confronto tra profili di concentrazione sperimentali e ottenuti nelle tre configurazioni (150; 50; 1)

Prendendo come riferimento la Figura 3.13 si può notare che:

- lungo la coordinata x l'efficacia dei modelli rimane quasi costante, cioè confrontando punti a distanze diverse in direzione dell'asse della nube il livello di capacità predittiva rimane all'incirca la stessa;
- lungo la coordinata y, più ci si scosta trasversalmente dall'asse della nube, più le concentrazioni vengono sottostimate, ma il modello di pozza aiuta in modo più consistente in relazione alle tempistiche; infatti nel grafico relativo al punto (150; 50; 1) (Figura 3.15) si nota come, durante la fase di raggiungimento del massimo, la curva ottenuta con entrambi i modelli sia in anticipo (di circa 25 s) rispetto a quella ottenuta con il solo modello atmosferico;

- lungo la coordinata z, cioè variando la quota dal terreno, c'è la tendenza a sovrastimare passando da 1 m a 5 m di quota.

Se si considera come spazio raggiunto dalla nube la zona che, nel corso del tempo, ha avuto una concentrazione molare di metano pari almeno alla metà del limite inferiore di infiammabilità ($LFL/2 = 2,2 \cdot 10^{-2}$), le dimensioni massime della nube, ottenute dalle simulazioni, sono circa 260 m lungo x (lunghezza), circa 60 m lungo y (larghezza) e poco meno di 20 m lungo z (altezza).

Le osservazioni in merito alla larghezza e all'altezza descrivono di fatto una certa diversità nelle massime dimensioni della nube rispetto alla realtà, ottenendo una forma più alta e meno allargata, ma di lunghezza sostanzialmente corretta; tenendo presente che la principale direzione di sviluppo della nube è la coordinata assiale x, da un punto di vista qualitativo si può attribuire al modello una discreta capacità predittiva.

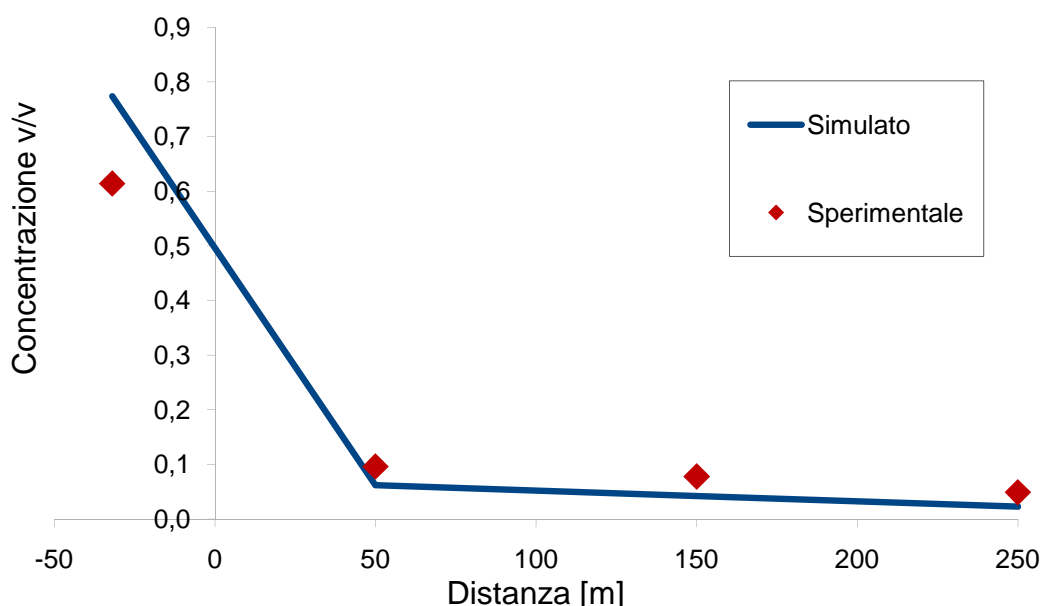


Figura 3.16 Concentrazione massima vs distanza sottovento

La Figura 3.16 descrive l'andamento della massima frazione molare di metano raggiunta nel tempo in funzione della distanza dal fence, lungo l'asse di simmetria centrale e a livello del terreno. Osservandolo, si può ragionevolmente dire che si è riusciti a descrivere i livelli di concentrazione del gas denso con buona approssimazione sia in corrispondenza dell'area di rilascio (indicata dal punto ad ascissa negativa) in cui le concentrazioni sono molto alte, sia nel campo lontano dove si arriva a concentrazioni dell'ordine di poche centinaia di ppm.

Dal punto di vista della semplice osservazione dei profili sperimentali, risulta evidente che i dati siano soggetti a problemi di sensibilità della strumentazione; appare molto improbabile infatti la presenza di variazioni così brusche nei valori di concentrazione all'interno di una nube di gas denso; per tale motivo si è ritenuto soddisfacente l'accordo trovato tra modello e dati sperimentali.

3.8 INDIPENDENZA DALLA GRIGLIA

L'indipendenza dei risultati ottenuti dal numero di celle componenti la griglia di calcolo è stata verificata tramite l'utilizzo di tre mesh a diverso numero di elementi, rispettivamente con circa 1300k, 2600k e 3700k celle; le differenze tra le tre griglie si riferiscono sia ad una più precisa suddivisione della prima zona attraversata dalla nube all'uscita dal fence (nel passaggio da quella più piccola a quella intermedia), sia alla dimensione delle celle all'interno del fence (nel passaggio da quella intermedia a quella più grande).

I profili raffigurati in Figura 3.17 sono stati ottenuti con entrambi i modelli aggiuntivi attivi (ASsM e modello di pozza).

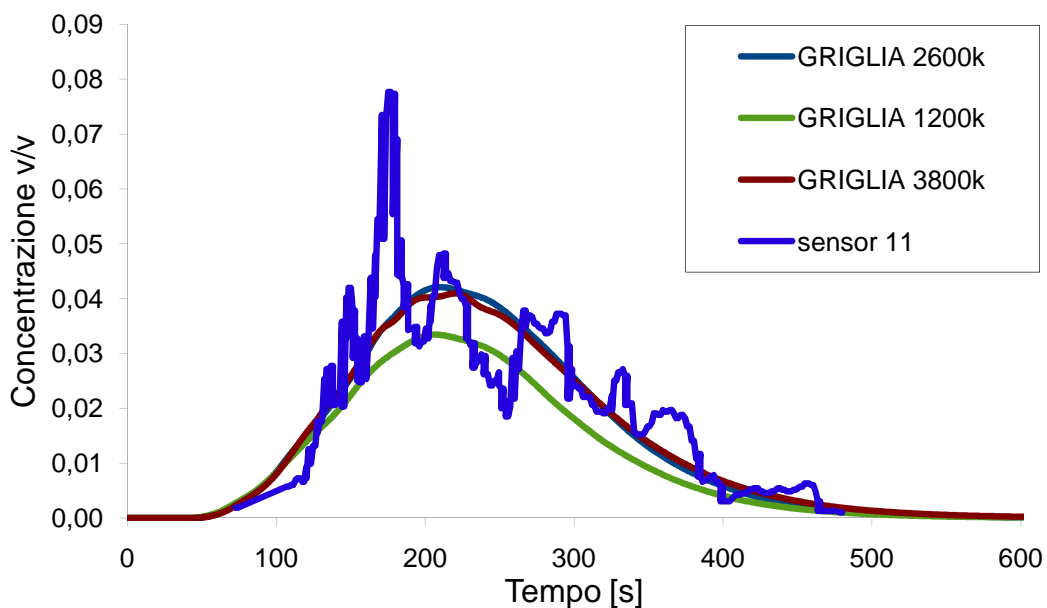


Figura 3.17 Influenza della griglia di calcolo (150; 0; 1)

Dall'analisi delle curve ottenute, la griglia meno fitta si è dimostrata insufficiente; questo è accaduto poiché, come già detto, la zona di principale sviluppo della nube (cioè fino a 200/250 m dal fence) presentava una grigliatura poco accurata; le altre due griglie hanno invece fornito sempre profili quasi sovrapposti, per cui nel proseguimento del lavoro sono sempre state adottate griglie analoghe a quella intermedia (in termini sia di numero di celle complessive, sia di dimensione caratteristica di cella) per permettere un risparmio di tempi di calcolo.

3.9 EFFETTO DELLA PRESSIONE ATMOSFERICA

Al fine di arricchire il lavoro di convalida svolto, è stato verificato l'effetto di una variazione del valore di pressione atmosferica sui risultati prodotti dal modello. In particolare si è studiato il cambiamento della pressione dal valore misurato di 90080 Pa (0,89 atm) a quello in condizioni standard di 101325 Pa (1 atm).

Questo cambiamento è stato introdotto sia come condizione operativa del dominio (tramite l'apposito comando di FLUENT), sia soprattutto in qualità di dato d'ingresso del modello di pozza; non ha invece alcuna influenza sui profili di velocità del vento, di k e ϵ imposti sulla superficie "ingresso".

Velocità di efflusso	$2,584 \cdot 10^{-1} \text{ m/s}$
x_{CH_4}	0,581
Temperatura	161 K
k	$1,52 \cdot 10^{-2} \text{ m}^2 / \text{s}^2$
ϵ	$0,207 \text{ m}^2 / \text{s}^3$

Tabella 3.9 Valori imposti al rilascio da pozza con pressione pari a 1 atm

Nella Tabella 3.9 sono riportati i valori ottenuti servendosi delle condizioni sperimentali di Falcon3 e impostando la pressione a 1 atm. Si può notare che gli unici valori differenti rispetto alla simulazione con la pressione effettivamente misurata sono quelli della frazione massiva di metano x_{CH_4} e della temperatura di miscela, mentre velocità di efflusso, k e ϵ non cambiano siccome dipendono unicamente dalla densità del metano alla temperatura di ebollizione (in fase liquida e in fase vapore), dalla viscosità del liquido, dalla tensione superficiale delle bolle, dalla portata massiva evaporante totale e dall'area di pozza.

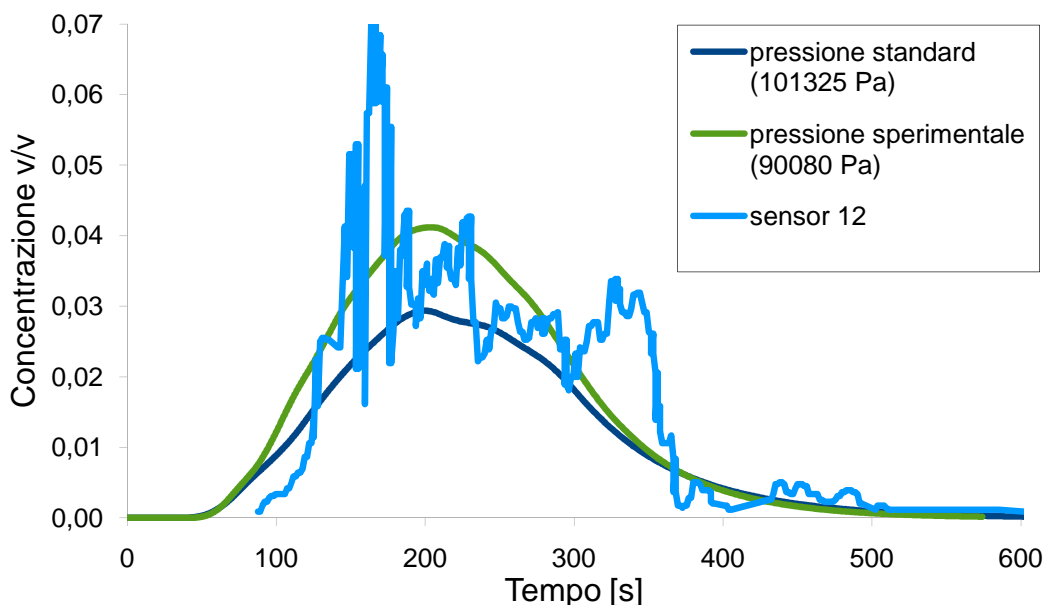


Figura 3.18 Influenza della pressione atmosferica (150; 25; 1)

Il confronto tra i profili ricavati con i due valori di pressione è presentato nella Figura 3.18. L'imposizione di una pressione maggiore porta alla riduzione della concentrazione del gas, mentre il raggiungimento del massimo della curva avviene all'incirca dopo lo stesso intervallo di tempo dall'inizio del rilascio. Questa tendenza, in misura più o meno marcata, si riscontra in tutti i sensori selezionati.

Le motivazioni che stanno alla base di questo comportamento sono legate alla composizione della miscela rilasciata: infatti, essa contiene una frazione molare di metano inferiore rispetto alle condizioni sperimentali, e di conseguenza anche una temperatura di miscela maggiore, portando complessivamente a un flusso gassoso meno denso; per questi motivi la nube sarà meno concentrata fin dall'inizio e, grazie alla minore densità, tenderà a galleggiare maggiormente e a disperdersi più rapidamente.

3.10 ANALISI STATISTICA

Le incertezze nelle misure di concentrazione, molto evidenti dall'osservazione delle curve sperimentali, rendono meno immediata l'interpretazione della validità o meno del modello matematico impiegato. Per avere quindi dei criteri di giudizio meno soggettivi e aleatori, l'accordo fra dati sperimentali e risultati delle simulazioni è stato accertato attraverso un'analisi statistica. In particolare, è stato adottato il metodo suggerito da Hanna *et al.* [8] per effettuare il confronto.

Il metodo utilizzato ha previsto un'opportuna mediazione temporale dei dati sperimentali, ottenendo valori di concentrazione a distanza di 10 s l'uno dall'altro. In seguito, sono state calcolate media geometrica (MG) e varianza geometrica (VG), per ciascuno dei sensori di rilevazione considerati, con le seguenti formule:

$$\ln MG = \sum (\ln C_{\text{exp},i} - \ln C_{\text{sim},i}) / n \quad (i = 1 \dots n) \quad (3.17)$$

$$\ln VG = \sum (\ln C_{\text{exp},i} - \ln C_{\text{sim},i})^2 / n \quad (i = 1 \dots n) \quad (3.18)$$

in cui $C_{\text{exp},i}$ sono i valori di concentrazione sperimentali, $C_{\text{sim},i}$ sono i valori di concentrazione ottenuti dalle simulazioni e n è il numero di punti in cui è possibile calcolare il rapporto fra variabile osservata e variabile predetta.

Il risultato dell'analisi è sintetizzato nel grafico di Figura 3.19, detto *parabola plot*; la curva parabolica qui disegnata indica la condizione: $\ln VG = (\ln MG)^2$ e rappresenta il minimo possibile valore della varianza per una data media, esprimendo quindi una condizione di idealità.

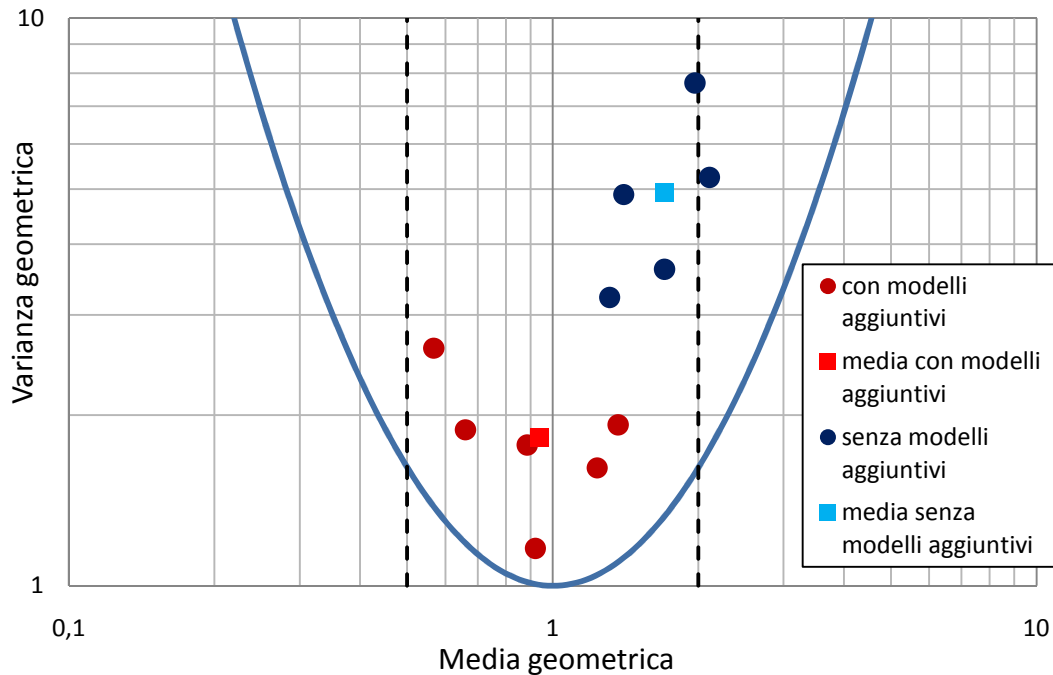


Figura 3.19 Parabola plot con e senza modelli di vento e di pozza

Come si può vedere, i punti della serie rossa cadono all'interno della fascia relativa a scostamenti medi dallo sperimentale di massimo un fattore 2, e hanno varianze piccole. In particolare, i punti con media geometrica inferiore a 1, cioè quelli soggetti a sottostima rispetto allo sperimentale, sono tutti attinenti a sensori posti a 1 m dal terreno, mentre quelli che denotano sovrastima sono due sensori posti in quota, a 5 m dal terreno. Facendo la media aritmetica dei vari punti, i due effetti vengono sostanzialmente bilanciati, permettendo di valutare positivamente la capacità predittiva del modello su tutto il dominio sperimentale.

Nel grafico sono riportati in blu anche alcuni punti relativi al confronto dei dati sperimentali con i risultati prodotti da FLUENT senza modelli aggiuntivi, per gli stessi sensori; si vede facilmente come ci sia una netta sovrastima (medie tutte superiori a 1) e una ancor più evidente dispersione dei risultati (varianze decisamente maggiori). Inoltre, come ulteriore evidenza dell'utilità dei modelli aggiuntivi, i punti blu sono mediamente più distanti dalla parabola che rappresenta un limite ideale che non può essere oltrepassato.

CAPITOLO 4

RISULTATI E DISCUSSIONE

I rilasci di gas pericolosi possono coinvolgere vaste superfici, portando a pesanti conseguenze in termini sia ambientali sia di salute pubblica; inoltre, questi effetti sono enfatizzati in caso di nubi di gas densi, le quali tendono a ricadere verso il terreno dove il flusso atmosferico è caratterizzato da minori velocità del vento e miscelazione ridotta. La valutazione delle aree di rischio assume una particolare importanza in prossimità di zone industriali, come ad esempio impianti di rigassificazione; riveste perciò un concreto interesse lo studio delle possibili tecniche di riduzione delle aree colpite in caso di eventi incidentali.

Questo genere di analisi è ancora largamente condotto tramite l'utilizzo di modelli integrali; in letteratura esistono però lavori [37, 39, 40] che dimostrano che i modelli integrali sono inadeguati in presenza di ostacoli di dimensioni grandi rispetto alle dimensioni della nube in condizioni di rilascio analogo ma in campo libero; conseguentemente, si è cercato di stabilire dei parametri in base ai quali stabilire, a seconda della geometria coinvolta, la necessità di impiegare modelli integrali o tridimensionali. L'uso di strumenti CFD deve essere ristretto ai casi significativamente influenzati dalla geometria: in altre parole, usare modelli integrali in ambienti geometricamente complessi può portare a forti sovrastime o sottostime delle dimensioni dell'area di rischio; usare un approccio CFD in presenza di geometrie semplici può portare, invece, ad uno spreco di risorse computazionali.

Dopo aver avuto piena conferma della validità dello strumento di simulazione adottato, ci si è occupati di indagare l'efficacia in termini di riduzione dell'area di rischio per varie tipologie di barriere di mitigazione. Si è scelto di continuare a utilizzare come geometria di riferimento quella che si riferisce ai test Falcon; come già ampiamente descritto in precedenza, si tratta di rilasci in uno spazio parzialmente confinato, caratterizzato infatti dalla presenza di numerosi muri che circondano la pozza; tutto ciò richiede quindi necessariamente l'utilizzo degli strumenti CFD già convalidati.

4.1 RISULTATI PRELIMINARI

Prima di procedere con l'indagine vera e propria sull'efficacia in termini di riduzione dell'area di rischio delle barriere di mitigazione, è stata verificata l'influenza in termini di accordo con i profili sperimentali di una modifica della geometria di pozza. Tale perfezionamento è stato introdotto con l'intenzione di migliorare la capacità di simulazione specialmente in relazione all'estensione in larghezza della nube, riguardo alla quale si erano ottenuti risultati non completamente soddisfacenti, a differenza di quanto ottenuto lungo l'asse della nube.

Questi risultati sono riportati nel presente capitolo perché eccedono le esigenze di convalida del modello, realizzata nel Capitolo 3, e vanno a incidere sulle caratteristiche strutturali della prova.

Il cambiamento apportato è stato la suddivisione della pozza circolare in quattro pozze, anch'esse circolari, ma di area inferiore. Il parametro che è stato mantenuto nel passaggio da una all'altra configurazione è l'area totale, pari a $596,55 \text{ m}^2$, ottenendo di conseguenza un valore del raggio per ciascuna nuova pozza di 6,89 m. In Figura 4.1 è illustrato l'aspetto assunto dal dominio di calcolo con questa diversa configurazione.

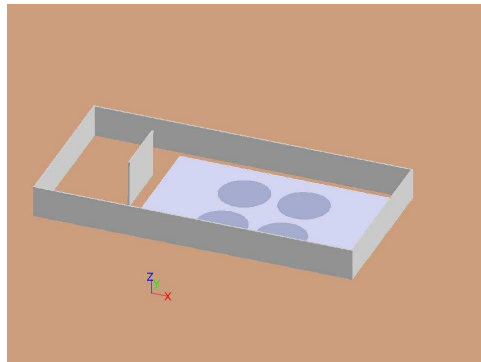


Figura 4.1 Geometria con quattro pozze distinte di LNG

L'idea di tentare tale ritocco è nata dalla particolare disposizione delle apparecchiature usate per il rilascio del metano; infatti, come si può ben vedere in Figura 4.2, le tubazioni di scarico sono posizionate sopra alla piscina d'acqua in modo tale da avere quattro getti di LNG scostati l'uno dall'altro.

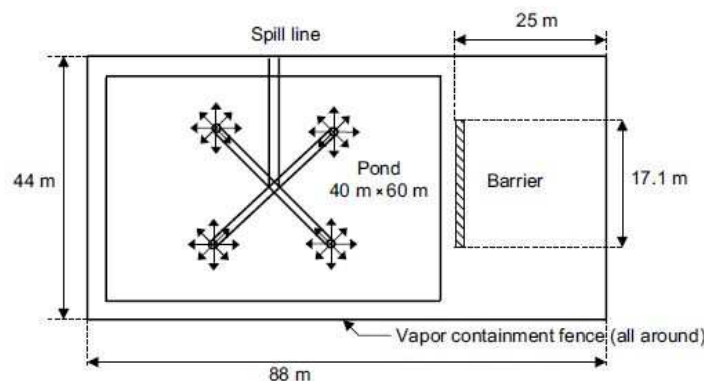


Figura 4.2 Schema dell'area di rilascio vista dall'alto

Un'ulteriore giustificazione di questo accorgimento deriva da un lavoro di Gavelli *et al.* [41] in cui vengono analizzate le immagini video riguardanti uno dei test Falcon. Nella Figura 4.3, proveniente proprio dai primi istanti di quelle registrazioni, si ravvisa la formazione di quattro aree separate da cui evapora il gas.

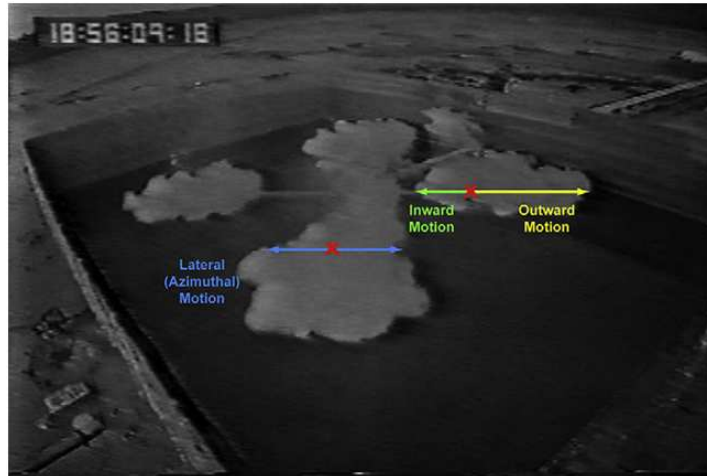


Figura 4.3 Fotogramma di una registrazione video dei test Falcon

In Figura 4.4 sono riportati i profili ottenuti dalle simulazioni con le due geometrie, confrontati con la curva sperimentale, in corrispondenza di un sensore collocato in una posizione laterale rispetto all'asse di simmetria del fence.

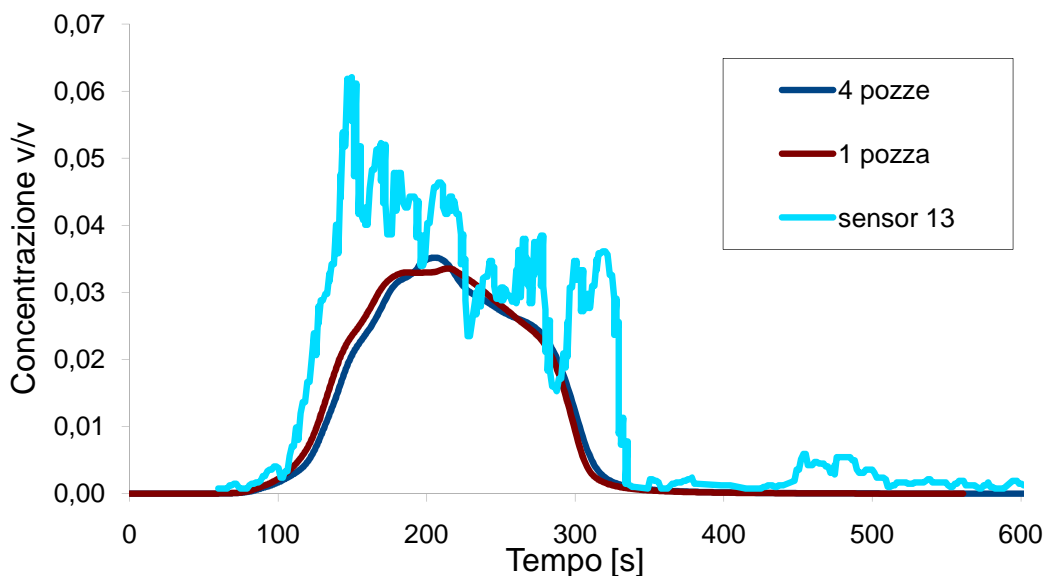


Figura 4.4 Confronto tra profili di concentrazione sperimentali e simulati con pozza singola e quadrupla (150; 50; 1)

Questo cambiamento non ha però portato ad un migliore accordo con i profili sperimentali, né laddove ci si poteva aspettare un qualche miglioramento grazie ad una più verosimile disposizione del termine sorgente all'interno del dominio, né in corrispondenza degli altri sensori; di conseguenza non è stato riproposto nelle simulazioni successive poiché comporta un aumento del numero di celle del dominio.

4.2 EFFICACIA DI BARRIERE DI MITIGAZIONE

Questo studio ha l'obiettivo di analizzare l'efficacia di alcune misure atte a limitare gli effetti di un rilascio massiccio di gas denso (in questo caso metano criogenico) in termini di distanza a cui si propaga la nube gassosa; il modo più semplice, dal punto di vista realizzativo, di contrastare la dilatazione di una nube di gas pericoloso è la costruzione di una barriera solida. Sono state dunque sperimentate diverse strutture, al fine di individuare un parametro chiave che definisca l'efficacia di tali barriere di mitigazione. Nella Tabella 4.1 è riassunto l'elenco delle principali simulazioni svolte in merito alle barriere di mitigazione, con i relativi obiettivi e il numero di simulazioni eseguite per ogni gruppo.

#	Gruppo di simulazioni	Obiettivi	Numero di simulazioni
1	Campo libero	Dimensioni della nube nelle condizioni sperimentali (caso di riferimento)	1
2	Muri semplici	Efficacia di ostacoli di forma elementare con dimensioni varie	3
3	Muri merlati	Efficacia dell'introduzione di merlature	3
4	Barriere multiple	Efficacia di gruppi di ostacoli di dimensioni ridotte	2
5	Fossato	Efficacia dell'introduzione di una trincea associata al muro	1

Tabella 4.1 Configurazioni e obiettivi delle simulazioni con barriere di mitigazione

4.3 RILASCIO IN CAMPO LIBERO

Dapprima è stata analizzata la nube in campo libero, al fine di avere un preciso termine di paragone con tutte le altre simulazioni. Questa simulazione di base è già stata presentata in fase di convalida con il nome di Configurazione3, cioè con entrambi i modelli aggiuntivi. Per definire il limite della nube, ci si è serviti della superficie dei punti in cui la massima concentrazione raggiunta sia pari a metà del limite inferiore d'infiammabilità (LFL/2), corrispondente a una frazione molare di 0,022 (22000 ppm). La scelta di questo valore di riferimento dipende ovviamente dal tipo di sostanza rilasciata; nel caso del metano la maggiore fonte di pericolo a esso collegato è proprio il rischio di incendiarsi, di conseguenza è stato assunto come valore di riferimento il suo valore di LFL/2.

Per convenzione, sono definite simulazioni in campo libero o “senza muro” quelle caratterizzate dalla geometria tipica dei test Falcon, nonostante siano presenti diversi ostacoli anche in questa configurazione; ciò che si intende per campo libero è infatti l’assenza di barriere di mitigazione, aggiunte allo scopo di ridurre la potenziale distanza di danno alterando così la struttura del dominio rispetto alla prova sperimentale originale.

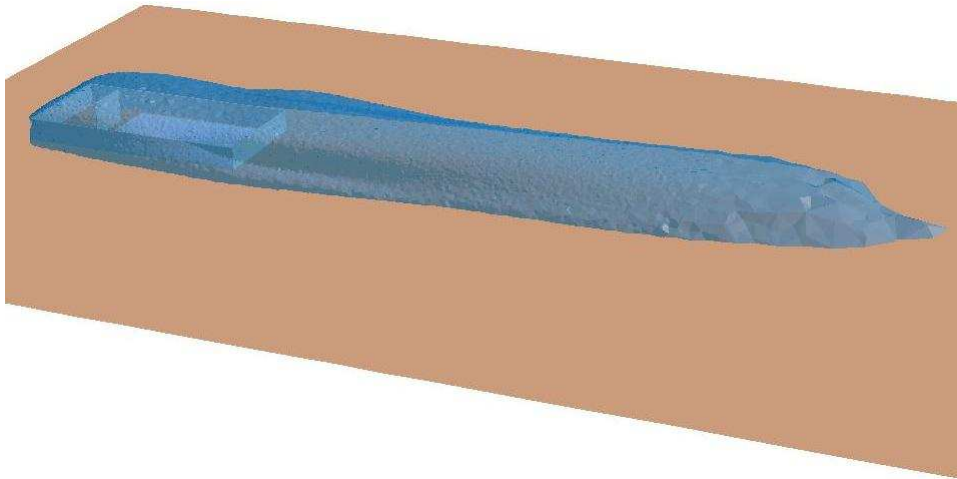


Figura 4.5 Area di danno (LFL/2) ottenuta dalla simulazione "senza muro"

La Figura 4.5 illustra la forma della nube in assenza di barriere di mitigazione, secondo la definizione stabilita all’inizio del paragrafo; essa non è perciò rappresentativa di un preciso istante successivo all’inizio del rilascio, ma indica i limiti della zona potenzialmente a rischio, poiché nei punti interni a quella superficie è stata raggiunta, anche solo per un breve periodo, la concentrazione di LFL/2.

La nube è molto allungata lungo l’asse x , cioè in direzione sottovento. L’ampiezza trasversale si mantiene sostanzialmente costante per tutta la lunghezza della nube, con un valore medio di 85 m. La sua altezza decresce lentamente da circa 19 m sopra il fence a circa 10 m alla distanza di circa 210 m dal fence; negli ultimi metri decresce invece piuttosto velocemente, mostrando un fronte anteriore abbastanza ripido. Lateralmente raggiunge una distanza di 58 m dall’asse di riferimento.

Osservando la Figura 4.5, si vede che la nube tende a riempire tutto il fence prima di cominciare la sua dispersione seguendo la direzione del vento; si raggiungono perciò concentrazioni elevate di metano anche nella zona immediatamente sopravvento rispetto alla pozza e sui lati rispetto al fence.

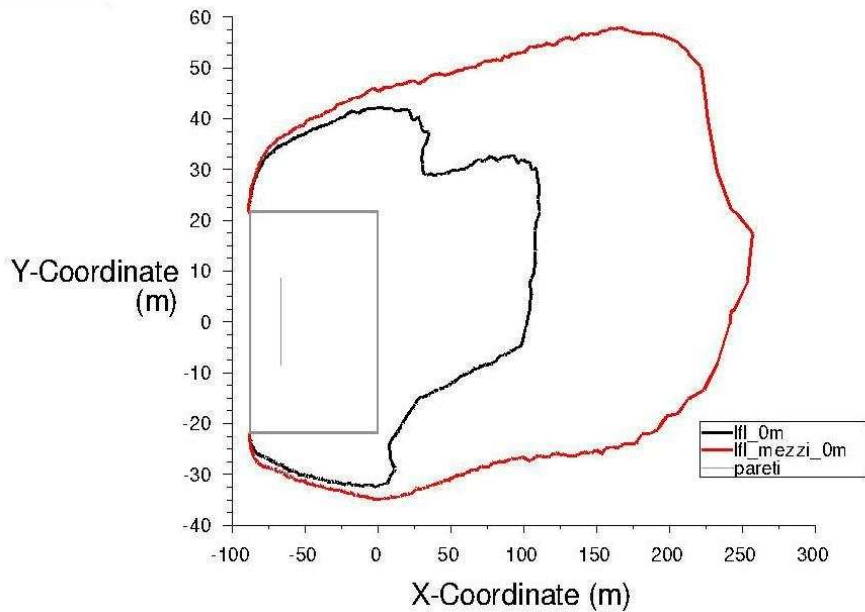


Figura 4.6 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 a livello del terreno ("senza muro")

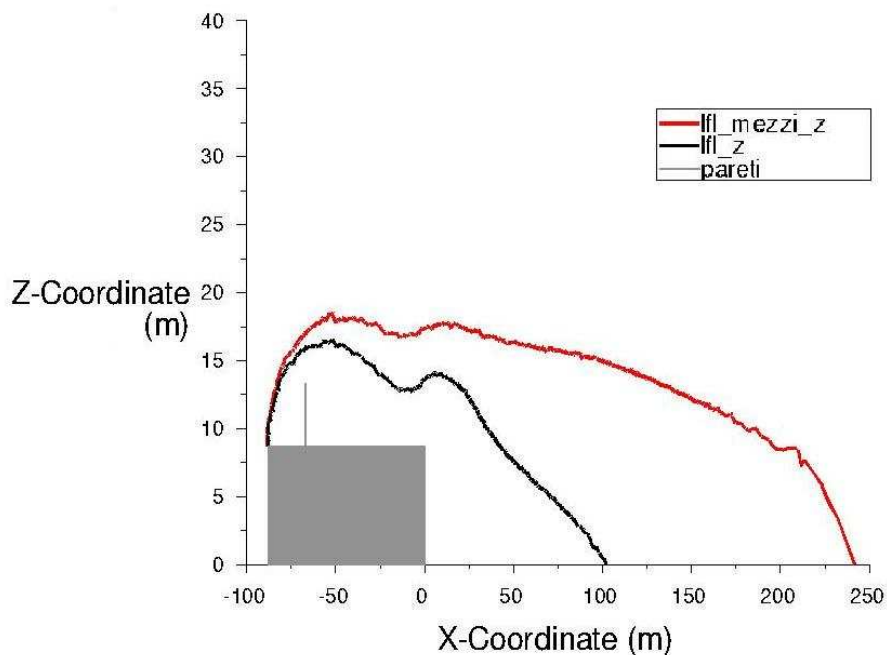


Figura 4.7 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 sul piano di simmetria verticale ("senza muro")

Le Figure 4.6 e 4.7 sono le proiezioni del contorno della nube sui piani x-y (a livello del terreno, $z=0$) e x-z (sul piano di simmetria, $y=0$). Le linee rosse rappresentano il limite della nube a LFL/2, mentre le linee nere rappresentano l'analogo limite a LFL (pari a una frazione molare di 0,044). L'asimmetria della nube, il cui asse non è parallelo all'asse x di riferimento, è dovuta all'inclinazione del vento, seppur modesta, registrata sperimentalmente e inclusa nelle simulazioni (Figura 4.6). Conseguentemente allo riempimento del fence da parte del metano, il gas deborda anche sui lati dell'area recintata per alcune decine di metri; la nube tende poi a mantenere la larghezza raggiunta in quella prima zona quasi fino alla sua completa dissipazione.

4.4 MURI SEMPLICI

Il dimensionamento del primo muro è stato fatto sulla base delle dimensioni della nube in campo libero, costruendo una barriera che ne avesse le stesse dimensioni. La distanza alla quale sono state verificate tali dimensioni è di 100 m; tale distanza è stata scelta arbitrariamente e corrisponde a una zona in cui la nube è ancora abbastanza concentrata (con frazioni molari dell'ordine di LFL).

Questa barriera ha quindi le considerevoli dimensioni di 16 m di altezza per 90 m di larghezza, con uno spessore di 2 m; il nome che definisce questa configurazione è "muro1". Il valore attribuito allo spessore non influenza i risultati cui si è interessati, e perciò non è determinante ai fini di questo studio, ma è stato scelto per comodità di simulazione in quanto non obbliga a infittire fortemente la griglia di calcolo nei pressi del muro.

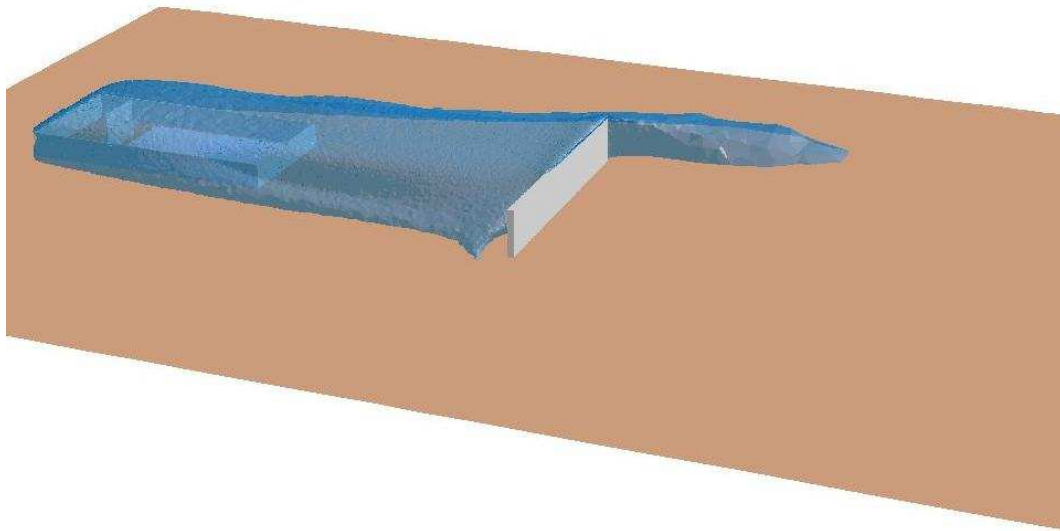


Figura 4.8 Area di danno (LFL/2) ottenuta dalla simulazione "muro1"

Nella Figura 4.8 è riprodotta la forma della nube con questa configurazione. L'imponente barriera introdotta obbliga il metano ad aggirare il muro, principalmente dal lato sinistro a causa dell'inclinazione del vento, creando una parte allungata della nube, in corrispondenza della quale vengono misurate le massime estensioni in lunghezza e in larghezza; questo schiacciamento frontale non porta però allo scavalco della barriera da parte della nube.

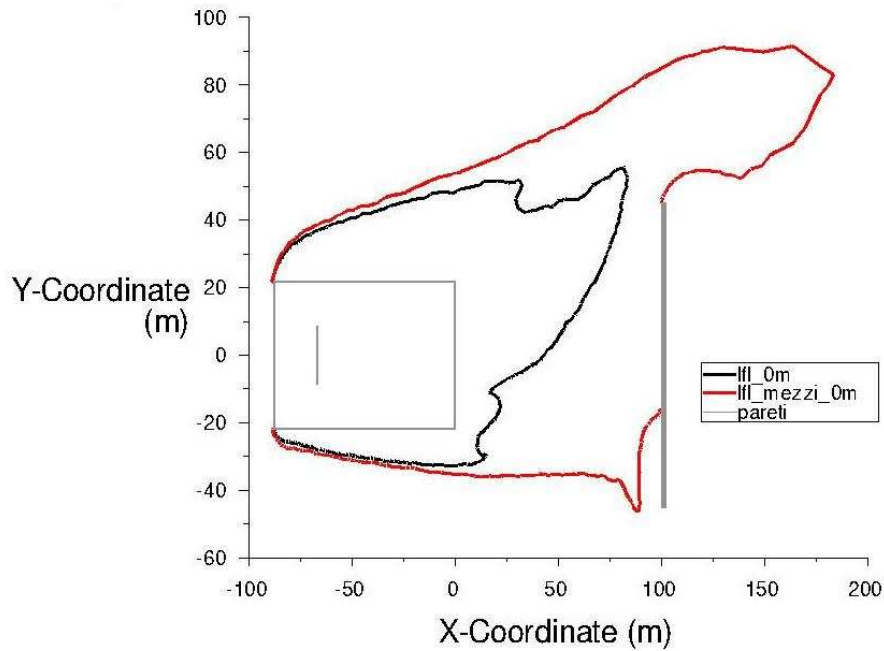


Figura 4.9 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 a livello del terreno ("muro1")

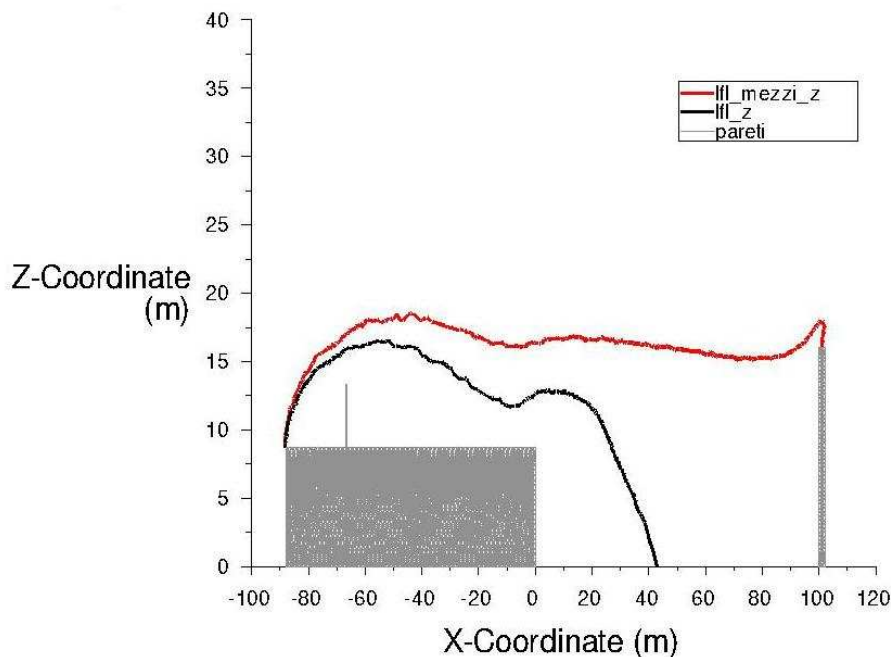


Figura 4.10 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 sul piano di simmetria verticale ("muro1")

Facendo riferimento all’LFL/2, la riduzione in direzione x risulta del 29% rispetto alla configurazione di campo libero, infatti l’estensione massima in questa direzione è di 183 m, mentre in direzione y arriva fino a 92 m, corrispondente a un allargamento del 59% (Figura 4.9). Il limite per LFL lungo x è invece posto a 84 m e non arriva neppure a toccare l’ostacolo; si registra perciò una riduzione del 25% di questo parametro rispetto alla configurazione “senza muro”.

Per quanto riguarda l’estensione in altezza, descritta in Figura 4.10, sul piano di simmetria centrale essa rimane quasi costante fino all’impatto con il muro.

In seguito, si è provato a ridurre l'area d'impatto diminuendo l'altezza del muro a 12 m e poi a 8 m, mantenendo la larghezza di 90 m. Queste due configurazioni sono state identificate rispettivamente con i nomi "muro2" e "muro3". Nelle Figure 4.11 e 4.12 vengono visualizzate le forme assunte dalla nube nei due casi. Le due immagini mostrano che, con queste configurazioni, la nube tende a scavalcare l'ostacolo e a ricadere subito dopo verso il terreno; inoltre, mentre con il "muro2" (Figura 4.11) si assiste ancora ad un allungamento prevalentemente nella parte laterale del dominio, con il "muro3" (Figura 4.12) la linea immaginaria che collega il centro della pozza con la punta della nube è quasi parallela alla direzione del vento, come accade nella configurazione "senza muro".

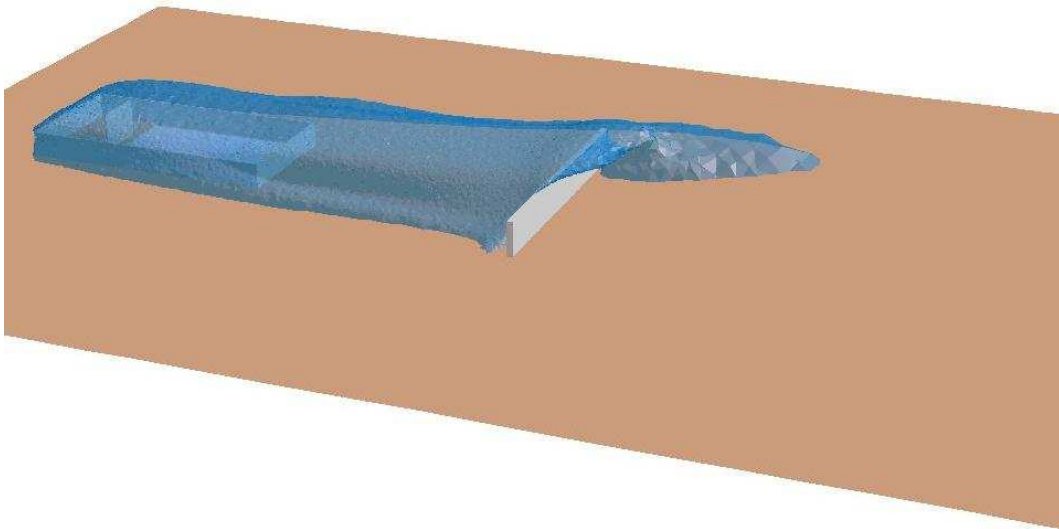


Figura 4.11 Area di danno (LFL/2) ottenuta dalla simulazione "muro2"

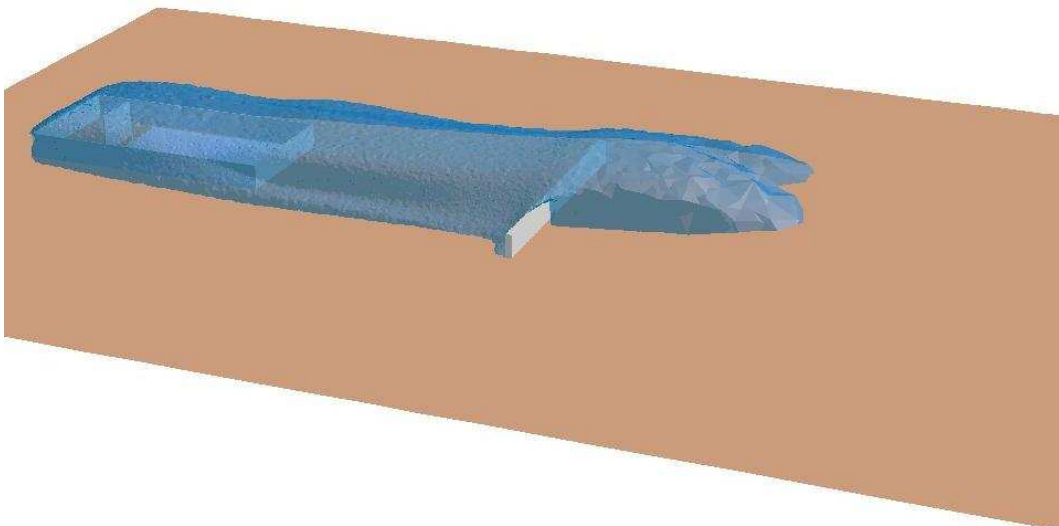


Figura 4.12 Area di danno (LFL/2) ottenuta dalla simulazione "muro3"

Sono state ottenute variazioni del parametro di maggior interesse (cioè la distanza del limite di LFL/2 lungo x) attorno al 30%, sostanzialmente paragonabili fra loro e anche con la configurazione “muro1”; dopo la simulazione denominata “muro3” si è però deciso di non ridurre ulteriormente l’altezza della barriera, perché con il muro alto 8 m diventa evidente il fenomeno di scavalcamento da parte della nube, già accennato con il muro alto 12 m, che porta a una diminuzione dell’efficacia dell’effetto dispersivo. Il valore di 8 m può essere quindi considerato come un’altezza limite da non diminuire oltre, anche perché definisce un muro corrispondente al 50% della sezione trasversale della nube in campo libero. In direzione trasversale rispetto all’asse della nube l’effetto della presenza di una barriera si riduce progressivamente, riportandosi verso il valore di riferimento (“senza muro”).

I grafici successivi sono analoghi a quelli mostrati per le configurazioni “senza muro” e “muro1” e descrivono i limiti della nube su un piano orizzontale a livello del terreno (Figure 4.13 e 4.15) e su un piano verticale di simmetria (Figure 4.14 e 4.16).

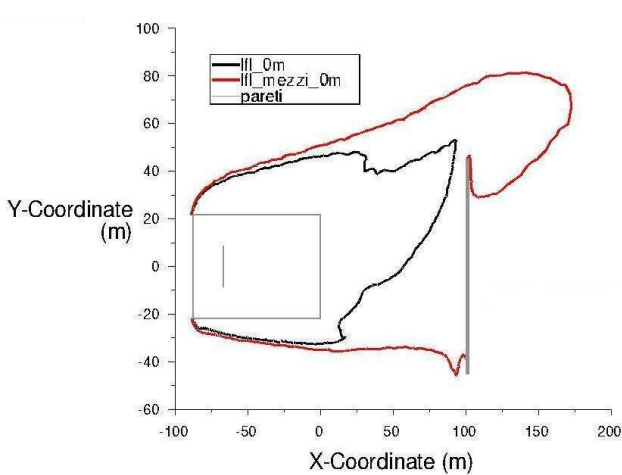


Figura 4.13 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 a livello del terreno (“muro2”)

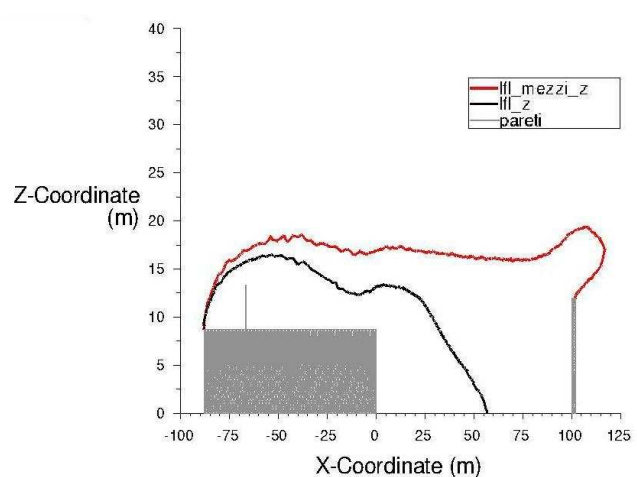


Figura 4.14 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 sul piano di simmetria verticale (“muro2”)

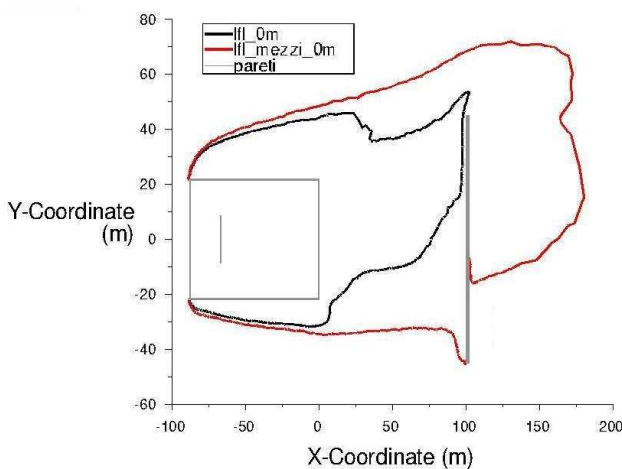


Figura 4.15 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 a livello del terreno (“muro3”)

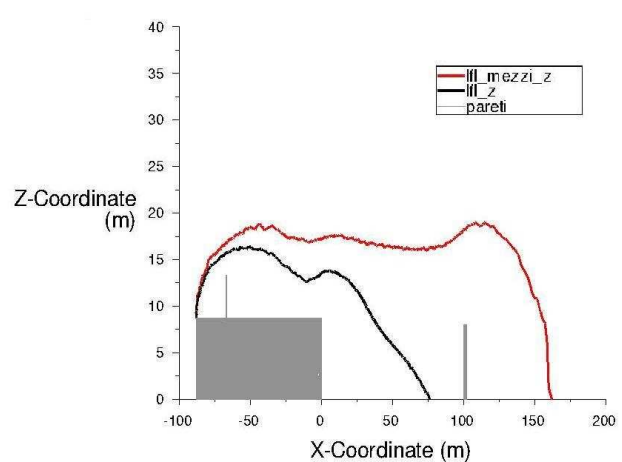


Figura 4.16 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 sul piano di simmetria verticale (“muro3”)

I valori di maggiore interesse che si possono trarre da questi diagrammi sono:

- la massima distanza lungo x raggiunta dall'isosuperficie a LFL/2, pari a 172 m per "muro2" e a 181 m per "muro3", cioè una riduzione percentuale rispetto a "senza muro" rispettivamente del 33% e del 30%;
- la massima estensione laterale, sempre a LFL/2, pari a 81 m per "muro2" e a 72 m per "muro3", cioè un incremento percentuale rispetto a "senza muro" del 40% e del 24%.

Dall'analisi di questi diagrammi emergono inoltre alcuni aspetti interessanti su cui porre l'accento:

- la distanza maggiore raggiunta da LFL/2 con "muro2" è dovuta all'aggiramento dell'ostacolo da parte della nube, mentre la zona compresa dall'isosuperficie a LFL si estende per circa 10 m in più rispetto a "muro1", ma non arriva a toccare l'ostacolo (Figura 4.13);
- riferendosi al limite per LFL/2 di "muro2", sul piano di simmetria verticale si nota l'assenza di ricaduta al suolo di metano, dovuta ancora alla prevalenza dell'aggiramento della barriera rispetto allo scavalcamento (Figura 4.14);
- la distanza maggiore raggiunta da LFL/2 con "muro3" è viceversa dovuta allo scavalcamento dell'ostacolo da parte della nube, mentre l'area racchiusa dall'isosuperficie a LFL arriva stavolta a lambire l'ostacolo sulla parte sinistra della barriera (Figura 4.15);
- poiché il metano è costretto a riempire lo spazio recintato, si può in parte considerare l'altezza del fence (8,7 m) come quella da cui ha inizio effettivamente la dispersione in atmosfera; nel caso di "muro3" l'altezza della barriera è addirittura inferiore a quella del fence, perciò è maggiormente giustificabile la facilità con cui la nube scavalca tale ostacolo (Figura 4.16).

Nella Tabella 4.2 sono riassunti i risultati più significativi ottenuti per le tre configurazioni studiate e confrontati con quelli della simulazione priva di barriera di mitigazione.

Nome simulazione	Altezza muro [m]	Area impatto [m ²]	LFL/2 lungo x [m]	LFL lungo x [m]
SENZA MURO	-	-	258	112
MURO1	16	1440	183	84
MURO2	12	1080	172	94
MURO3	8	720	181	103

Tabella 4.2 Riassunto simulazioni "muri semplici"

Nella Figura 4.17 è riportato il confronto tra i profili di concentrazione nel tempo, in corrispondenza di un punto posto 50 m sottovento rispetto alla barriera di mitigazione, sull'asse centrale del dominio, a un metro da terra. Oltre all'abbassamento dei livelli complessivi di concentrazione, che è maggiore nel caso del muro più alto, si può notare un rallentamento nel raggiungimento del massimo di ciascuna curva, con ritardi che vanno da 30 s ("muro3", alto 8 m) a 50 s ("muro1", alto 16 m) rispetto al rilascio in assenza di barriere; anche ciò è dovuto alla presenza delle barriere, che costringono il gas rilasciato a compiere un percorso più lungo e nel contempo a diluirsi maggiormente, alterando non solo la forza della nube ma anche la dinamica con cui si disperde.

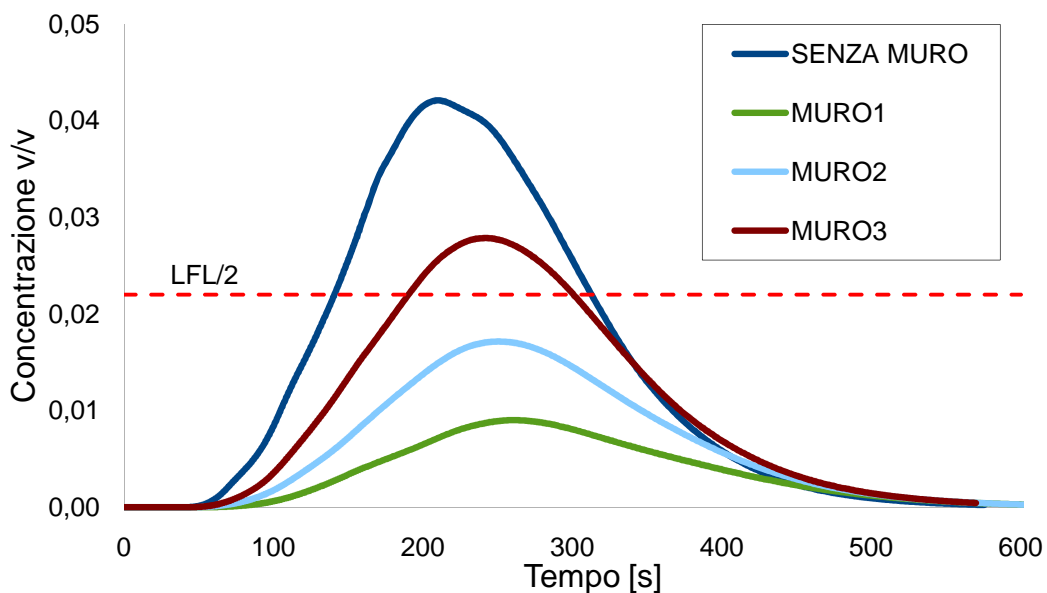


Figura 4.17 Confronto tra profili di concentrazione ottenuti nelle tre configurazioni di muro semplice (150; 0; 1)

Va inoltre sottolineato che l'introduzione delle barriere di mitigazione ha anche l'effetto di ridurre gli intervalli di tempo in cui la nube si trova entro il limite di LFL/2, contribuendo a ridurre la probabilità di un eventuale incendio. In corrispondenza del punto esaminato in Figura 4.17 con "muro1" e "muro2", questo Δt si riduce addirittura a zero, ma anche con "muro3" c'è una diminuzione dell'intervallo di circa 65 s. Questa tendenza si può rilevare, più o meno marcatamente, per tutti i punti indagati.

4.5 MURI MERLATI

Il passo successivo di questo studio ha riguardato l'utilizzo di barriere di mitigazione dalla forma più complessa.

Inizialmente si è indagata l'efficacia della sostituzione della parte superiore del muro con una merlatura; ciò che si auspicava di ottenere con questa modifica era una maggiore produzione di turbolenza locale attorno ai merli, generata dalle ricircolazioni del fluido anche in direzione orizzontale, per compensare l'effetto di diminuzione dell'area d'impatto in termini di efficacia delle barriere nel ridurre la potenziale area di danno.

Come caso di riferimento per questa fase, è stata presa la configurazione "muro3" che, come detto in precedenza, consiste di un muro alto 8 m, largo 90 m e dello spessore di 2 m, per un'area d'impatto frontale di 720 m². Dai risultati delle simulazioni antecedenti, l'altezza di 8 m era stata giudicata come valore limite dell'altezza complessiva della barriera per evitare un eccessivo effetto di scavalciamento.

Sono state realizzate tre simulazioni, corrispondenti ad altrettante strutture: nella prima prova ("merli1") è stata mantenuta l'altezza limite complessiva e sono stati tolti 80 m² di area d'impatto mettendo merli radi (spaziati di 10 m l'uno dall'altro); nella seconda prova ("merli2") è stata mantenuta la stessa sezione d'impatto della barriera alta 8 m (720 m² di superficie) ed è stata aumentata l'altezza complessiva di 2 m mettendo merli più piccoli e fitti (spaziati di 5m l'uno dall'altro); l'ostacolo della terza prova ("merli3") ha invece l'altezza limite del caso "merli1", ma sono stati tolti 90 m² di area d'impatto mettendo merli fitti.

Le Figure 4.18 e 4.19 danno un'interpretazione visiva immediata della fisionomia di queste ultime barriere.

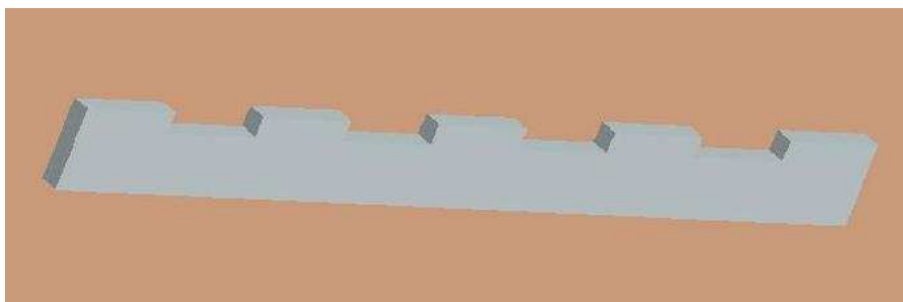


Figura 4.18 Merli1 (con spaziatura 10 m)

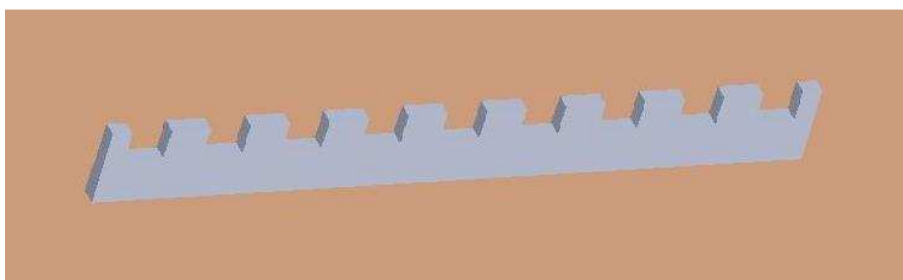


Figura 4.19 Merli2 (con spaziatura 5 m)

Le Figure 4.20 e 4.21 servono anche stavolta a mostrare visivamente il profilo tridimensionale della nube, rispettivamente in presenza delle barriere denominate “merli1” e “merli2”; la forma assunta con la configurazione “merli3” è pressoché identica a quella relativa a “merli1” e non è stata quindi inserita in questo capitolo.

In tutte le configurazioni con muri merlati, la nube scavalca l’ostacolo: ciò è evidentemente dovuto alla limitata altezza delle barriere, che in alcuni tratti è anche sensibilmente inferiore a quella della nube in campo libero e persino a quella del fence.

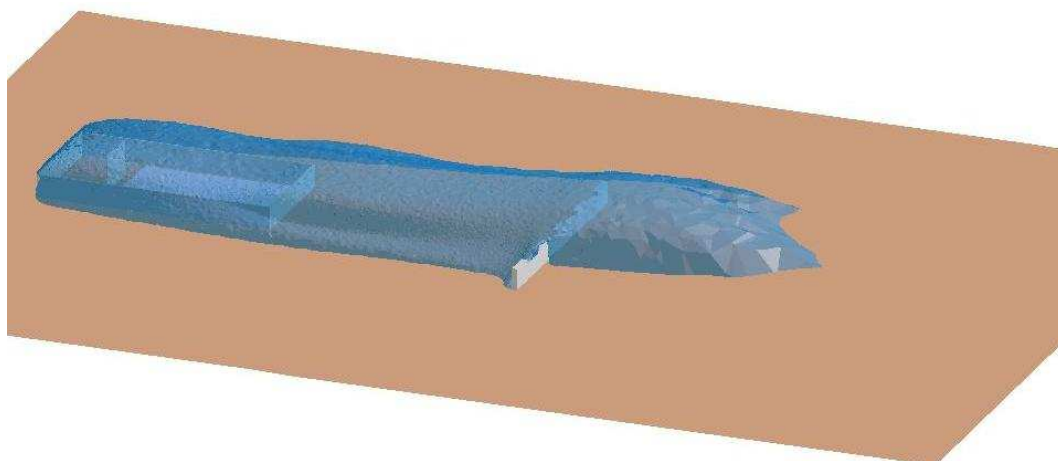


Figura 4.20 Area di danno (LFL/2) ottenuta dalla simulazione "merli1"

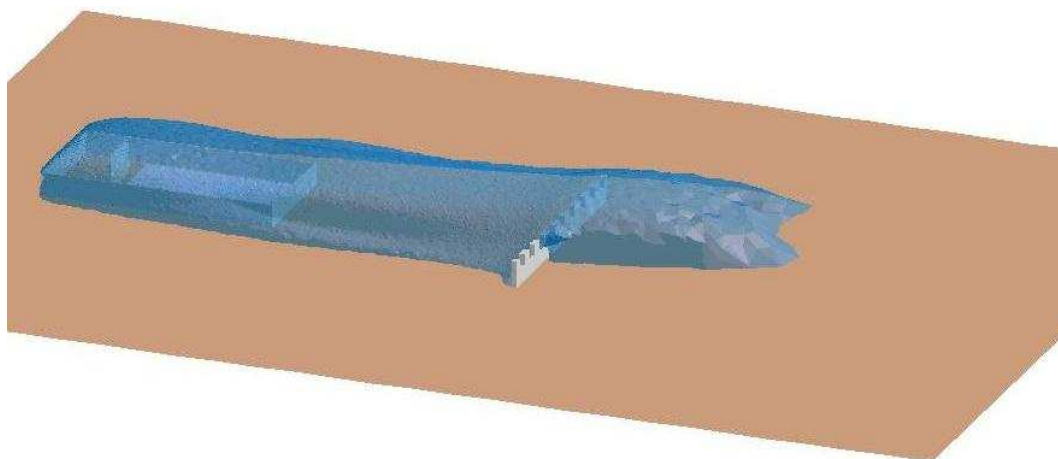


Figura 4.21 Area di danno (LFL/2) ottenuta dalla simulazione "merli2"

I grafici successivi sono analoghi a quelli mostrati nei paragrafi precedenti e descrivono i limiti della nube su un piano orizzontale a livello del terreno (Figure 4.22 e 4.24) e su un piano verticale di simmetria (Figure 4.23 e 4.25) per le configurazioni “merli1” e “merli2”; i diagrammi inerenti alla restante configurazione di muro merlato, “merli3”, sono stati tralasciati in quanto fornivano indicazioni analoghe al caso “merli1”.

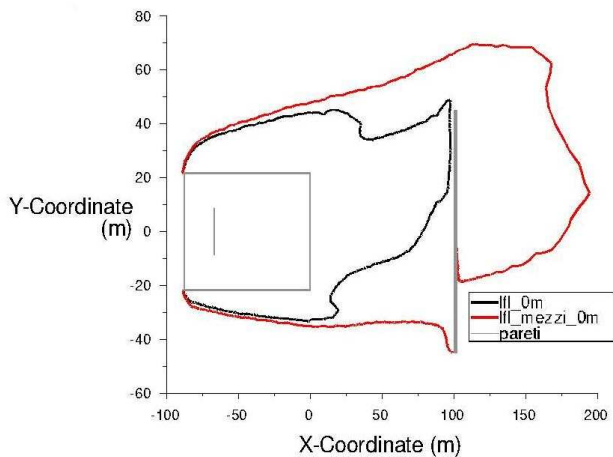


Figura 4.22 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 a livello del terreno ("merli1")

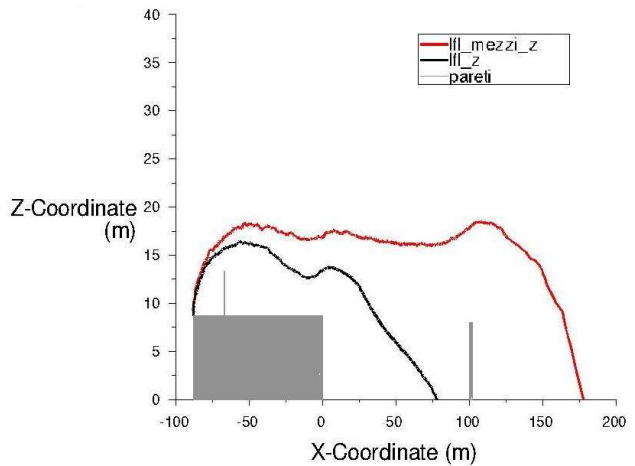


Figura 4.23 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 sul piano di simmetria verticale ("merli1")

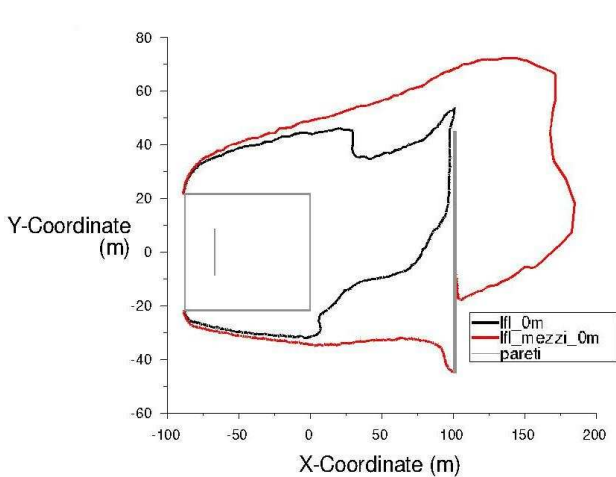


Figura 4.24 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 a livello del terreno ("merli2")

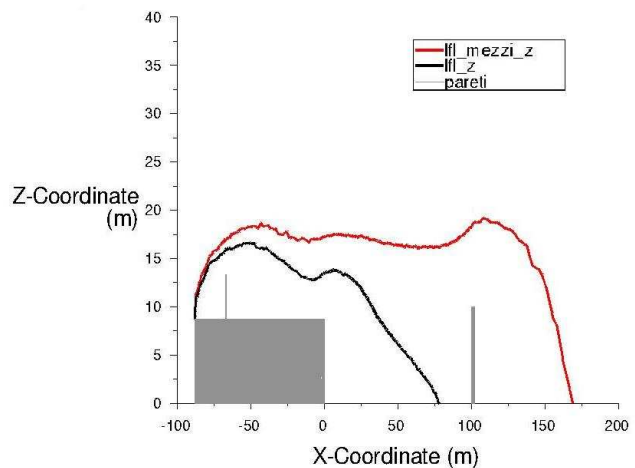


Figura 4.25 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 sul piano di simmetria verticale ("merli2")

I valori delle consuete grandezze di interesse tratti da questi diagrammi sono:

- la massima distanza lungo x raggiunta dall'isosuperficie a LFL/2, pari a 194 m per "merli1", a 185 m per "merli2" e a 190 m per "merli3"; rispetto al caso "senza muro" si ha perciò una riduzione percentuale del 25%, del 28% e del 26%, mentre rispetto al caso "muro3" si ha un aumento della distanza toccata, percentualmente pari al 7%, al 2% e al 5%;
- la massima estensione laterale, sempre a LFL/2, è pari a 70 m per "merli1", a 72 m per "merli2" e "muro3", cioè un incremento percentuale rispetto al caso "senza muro" compreso tra 21 e 24%, dunque con un effetto in direzione laterale quasi uguale a "muro3", come era d'altronde ben prevedibile vista l'altezza del muro.

I risultati forniti dall'utilizzo di muri merlati non si sono rivelati particolarmente soddisfacenti in termini di efficacia; la scarsa utilità delle merlature è però probabilmente riconducibile alla massiccia quantità di LNG interessata dal rilascio, la quale porta alla formazione di una nube caratterizzata da una notevole inerzia, difficilmente influenzabile da strutture di piccole dimensioni come i merli.

La scelta di dimezzare gli spazi tra i merli (mettendo a confronto fra loro le simulazioni "merli1" e "merli3") si è dimostrata abbastanza proficua, fornendo un beneficio quantificabile in circa 4 m, mantenendo sostanzialmente uguale l'area totale. Fisicamente, ciò deriva dal fatto che, con i merli spazati di 10 m (Figura 4.26), i filetti fluidi tendono a viaggiare abbastanza paralleli tra loro e indisturbati, mentre con una spaziatura di solo 5 m (Figura 4.27) c'è una maggiore produzione locale di turbolenza. Le due immagini che descrivono questo comportamento sono ottenute in assenza di metano (prima dell'inizio del rilascio), ma comunque il campo di moto, soprattutto riguardo alla turbolenza, non viene profondamente alterato neanche durante le fasi di rilascio e dispersione della nube.

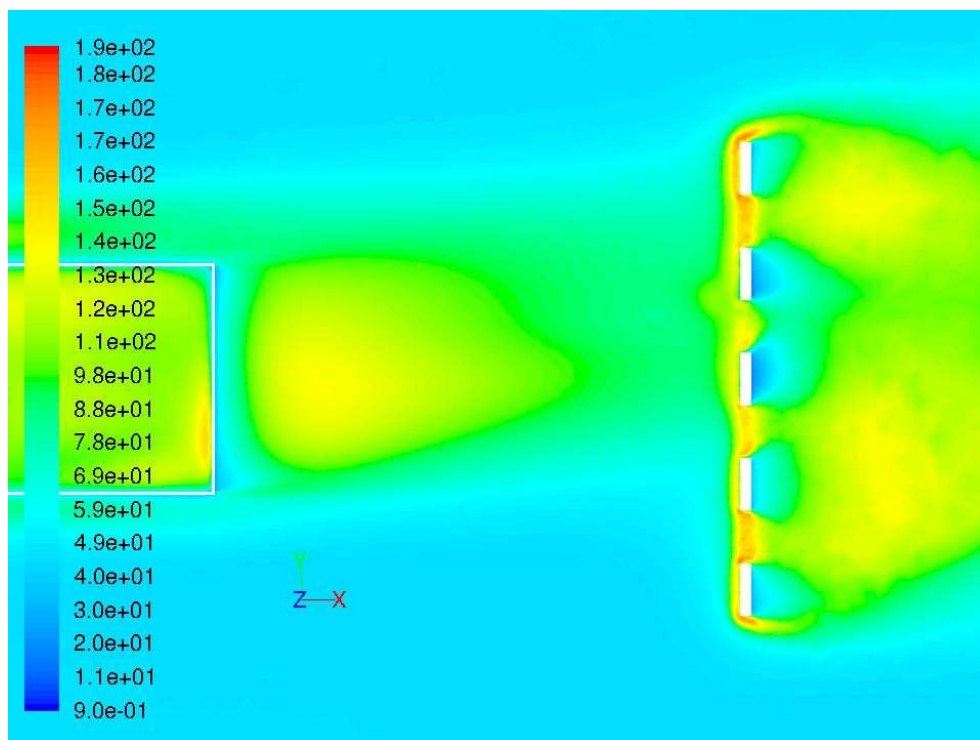


Figura 4.26 Intensità turbolenta sul piano orizzontale a 7 m di quota ("merli1")

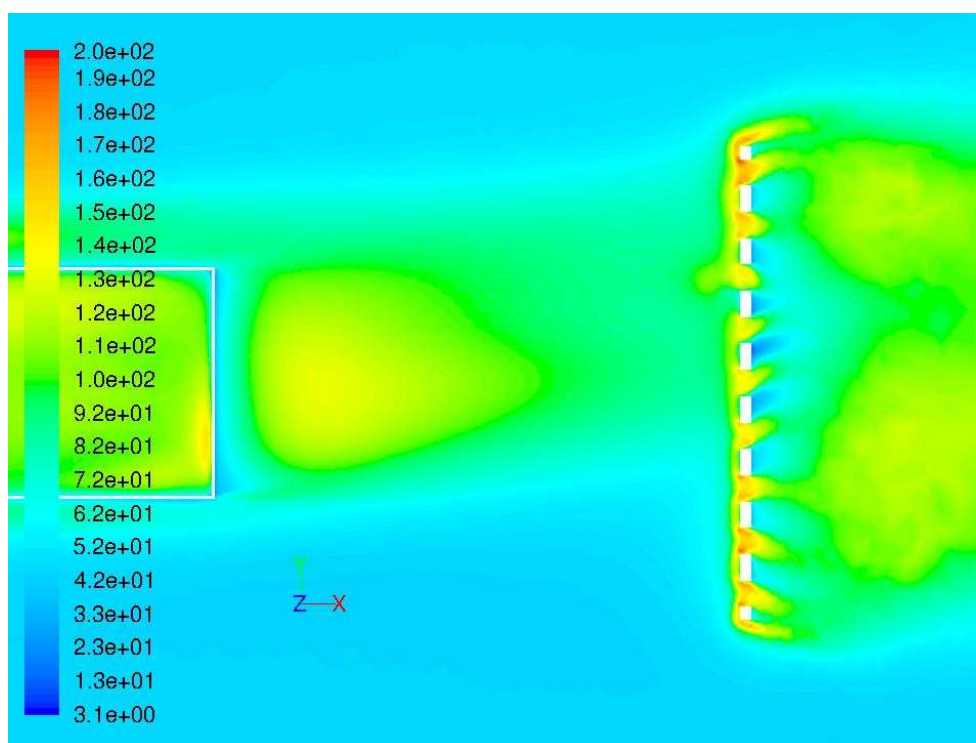


Figura 4.27 Intensità turbolenta sul piano orizzontale a 7 m di quota (“merli2”)

Per quanto il guadagno non sia particolarmente sostanzioso, questo accorgimento fornisce però un miglior risultato fondamentale a costo zero, con solo una piccola modifica della geometria dell’ostacolo.

Nella Tabella 4.3 sono riassunti i risultati ottenuti nei tre tentativi con muri merlati, in aggiunta ai risultati delle simulazioni precedenti.

Nome simulazione	Altezza [m]	Spaziatura merli [m]	Area impatto [m ²]	LFL/2 lungo x [m]
SENZA MURO	-	-	-	258
MURO1	16	-	1440	183
MURO2	12	-	1080	172
MURO3	8	-	720	181
MERLI1	6 + 2	10	640	194
MERLI2	6 + 4	5	720	185
MERLI3	6 + 2	5	630	190

Tabella 4.3 Riassunto simulazioni “muri semplici” e “muri merlati”

Dall’analisi dei dati in Tabella 4.3, sembra emergere come parametro dominante l’area d’impatto poiché la variazione di questa grandezza porta a cambiamenti più significativi dell’estensione della nube. Approssimativamente, nelle condizioni di rilascio analizzate, aree d’impatto di 1080 m² portano a riduzioni delle distanze potenziali di danno di circa 90 m, aree di 720 m² portano a riduzioni di circa 75 m e aree di circa 640 m² portano a riduzioni di circa 65 m.

Fa eccezione il dato di “muro1” che si può giustificare con il forte allungamento della nube sul lato sinistro della barriera, dovuto allo spostamento verso quella zona di gran parte della massa di metano che non ha affatto la possibilità di scavalcare il muro, perché con un muro così alto non posso beneficiare della turbolenza indotta dal muro nella parte alta, quindi la nube si diluisce meglio e più velocemente.

Identificare l'effetto dell'altezza complessiva, in una geometria già abbastanza articolata come questa, è complicato anche perché è difficile slegarlo da quello più rilevante dell'area d'impatto.

4.6 BARRIERE MULTIPLE

In alternativa ad un singolo muro, è stata indagata l'introduzione di una fila di muri stretti, posti uno accanto all'altro ad un certo intervallo di spazio.

La struttura di riferimento è ancora il “muro3”, infatti, ognuno dei 9 muri che costituiscono lo schieramento è alto 8 m, largo 5 m e ha uno spessore di 2 m, la spaziatura fra di loro è di 5 m e l'area d'impatto totale è quindi di 360 m², sebbene non sia ininterrotta. In Figura 4.28 è raffigurata la configurazione appena descritta.

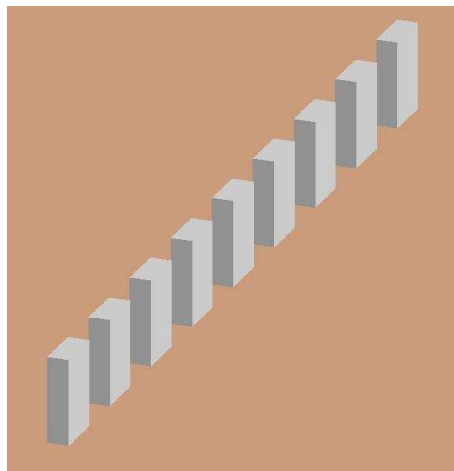


Figura 4.28 Fila singola

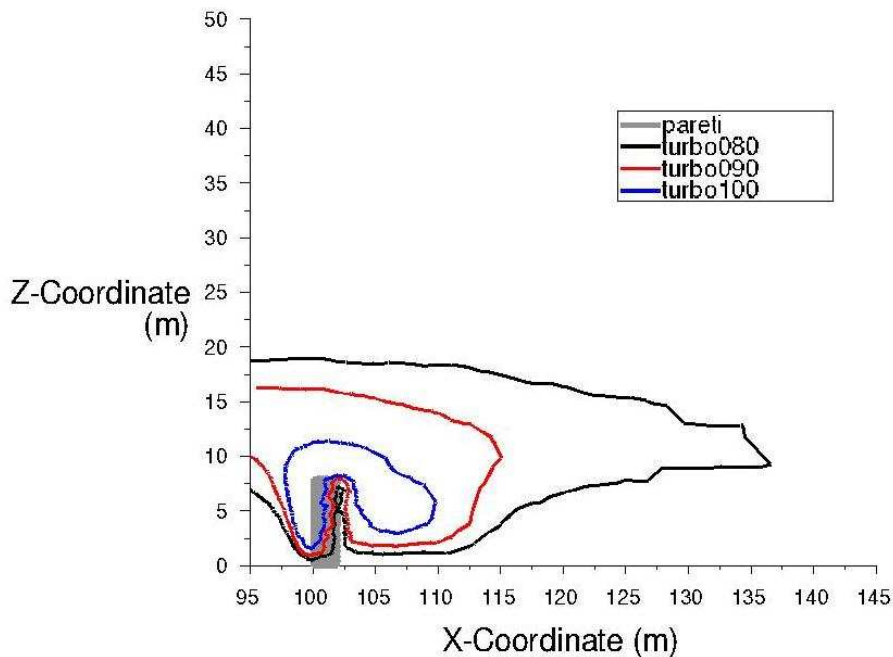


Figura 4.29 Isosuperfici di intensità turbolenta (“fila singola”) dopo 161 s dall’inizio del rilascio

Tale configurazione, denominata “fila singola”, è servita in realtà solo per valutare l’estensione della zona soggetta a incremento di turbolenza dietro al gruppo di ostacoli. Nella Figura 4.29 sono rappresentate tre isosuperfici di intensità turbolenta, per valori dell’80%, del 90% e del 100%, sul piano di simmetria verticale. Queste condizioni di turbolenza si verificano dopo 161 s dall’inizio del rilascio, cioè mentre i valori di concentrazione di metano in quella zona sono ancora alti.

L’intensità turbolenta I è definita come il rapporto tra la media geometrica delle fluttuazioni delle velocità u' e la velocità media del flusso u_{media} :

$$I = u' / u_{media} \quad (4.1)$$

E’ stato scelto di considerare come area influenzata dalla barriera di mitigazione la zona dietro ad essa con un livello di intensità turbolenta di almeno il 90% (linea rossa nella Figura 4.29) e si è quindi deciso di porre una seconda fila di muri a 120 m dal fence; la Figura 4.29 non è completamente esplicativa della scelta di mettere 20 m tra una fila e l’altra, infatti tale spazio è servito a considerare l’estensione dell’area influenzata non solo nella zona centrale, ma anche agli estremi della schiera.

La seconda fila di muri è identica alla prima e sfalsata rispetto a essa, in modo tale da aver nuovamente un’area totale d’impatto di 720 m^2 , ma ancora una volta tutt’altro che ininterrotta. Il nome dato a questa configurazione è “fila doppia” ed è raffigurata in Figura 4.30.

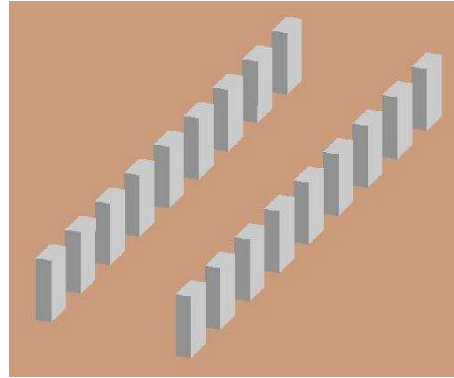


Figura 4.30 Fila doppia

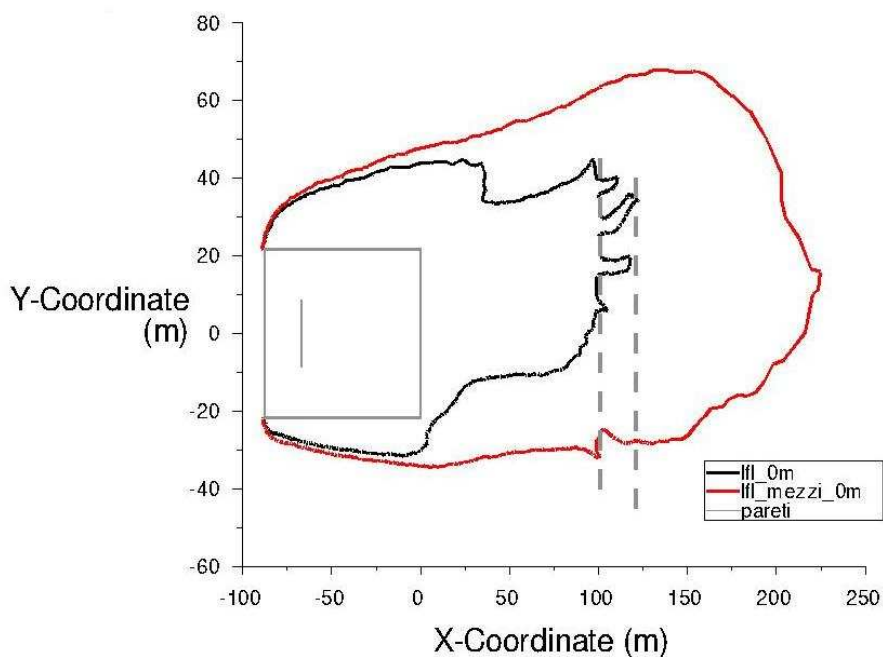


Figura 4.31 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 a livello del terreno ("fila doppia")

La Figura 4.31 rappresenta l'estensione della nube al terreno con la configurazione "fila doppia". L'analogo diagramma per la configurazione "fila singola" non è stato riportato perché, come prevedibile, l'effetto di una singola fila di ostacoli è stato poco rilevante, poiché offriva un'area d'impatto dimezzata; rispetto alla simulazione in assenza di barriere di mitigazione ha comunque prodotto una riduzione della distanza potenziale di danno del 17%, limitando la nube a 214 m in direzione x e a 64 m in direzione y.

L'aggiunta della seconda schiera ha invece notevolmente peggiorato la situazione rispetto alla "fila singola", portando il limite della nube a 225 m in direzione x (limitando l'effetto di dispersione al 13% rispetto al campo libero) e a 68 m in direzione y.

Questo comportamento è probabilmente spiegabile considerando la formazione di zone di ristagno del gas fra le due file di muri; in questa zona, infatti, l'incremento di turbolenza generato dalla prima fila è quasi annullato dall'impatto del fluido contro la seconda fila, portando ad una regione di ristagno. Sulla base di questi dati è stata dedotta la scarsa efficacia di questo tipo di soluzione tecnica come strategia di mitigazione.

Nella Figura 4.32 è riportato il confronto tra i profili di concentrazione nel tempo, in corrispondenza di un punto posto 50 m sottovento rispetto alla barriera di mitigazione, sull'asse centrale del dominio, a un metro da terra, tra le due configurazioni con barriere multiple, "fila singola" e "fila doppia", la configurazione "senza muro" e la configurazione "muro3" provvista di un muro semplice da 8 m.

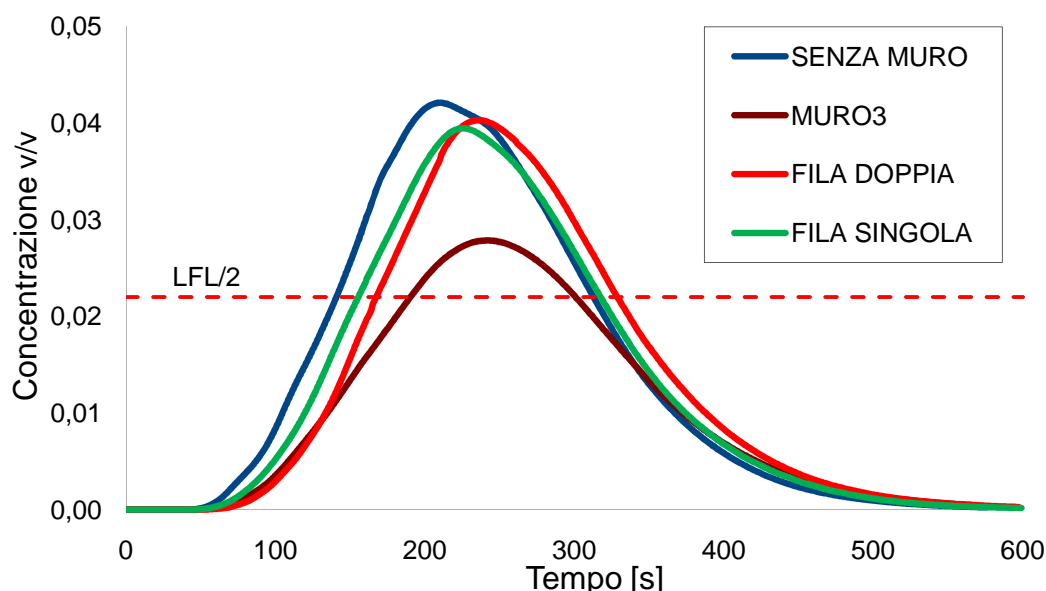


Figura 4.32 Confronto tra profili di concentrazione ottenuti nelle due configurazioni di barriere multiple e casi di riferimento "senza muro" e "muro3" da 8 m (150; 0; 1)

Si può notare anche qui l'inefficacia delle ultime due soluzioni tecniche indagate in termini di livelli di concentrazione massimi, ma anche per quanto riguarda l'intervallo di tempo trascorso sopra il livello di sicurezza, cioè a concentrazioni superiori a LFL/2. Come nel caso dei muri semplici, la presenza di ostacoli induce a ritardi nel raggiungimento dei massimi livelli di concentrazione, ma anche in questo caso con effetti limitati.

Nella Tabella 4.4 sono riassunti i risultati ottenuti con le due simulazioni sulle barriere multiple, insieme a quelli di campo libero e a quelli del "muro3", a cui fanno riferimento le altre due.

Nome simulazione	Altezza [m]	Spaziatura [m]	Area impatto [m ²]	LFL/2 lungo x [m]	LFL lungo x [m]
SENZA MURO	-	-	-	258	112
MURO3	8	-	720	181	103
FILA SINGOLA	8	5	360	214	112
FILA DOPPIA	8	5	720	225	122

Tabella 4.4 Riassunto simulazioni "barriere multiple"

Oltre alle considerazioni precedenti, la Tabella 4.4 offre anche lo spunto per evidenziare come l'area d'impatto totale di "fila doppia", benché sia pari a quella di "muro3", non sia assolutamente sufficiente per esercitare effetti considerevoli sulla riduzione dell'area di rischio e anzi addirittura accresca di circa il 10% la distanza a cui giunge l'isosuperficie corrispondente a LFL (122 m contro 112 m del campo libero).

4.7 FOSSATO

Infine, come ultimo tentativo, è stata sperimentata una struttura che comprendeva l'abbinamento di un muro con un fossato antistante ad esso. Come di consueto, si è usato come riferimento per il dimensionamento di questa tipologia di barriera la configurazione chiamata "muro3"; è stato perciò costruito un muro alto 8 m, largo 90 m e spesso 2 m, collocando, in posizione sopravento rispetto ad esso, una cavità simile ad una trincea della stessa larghezza del muro, profonda 4 m e ampia 5 m; l'area totale d'impatto verticale, considerando l'intera superficie verticale rivolta verso il fence (sopra e sotto il livello del suolo), è di 1080 m², pari a quella della configurazione "muro2". La Figura 4.33 raffigura questa configurazione.

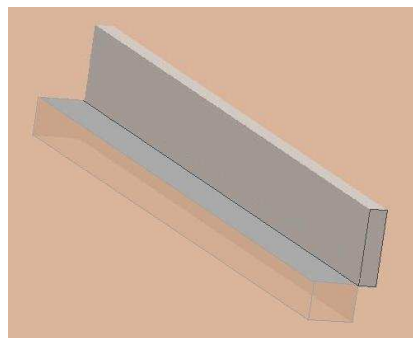


Figura 4.33 Fossato

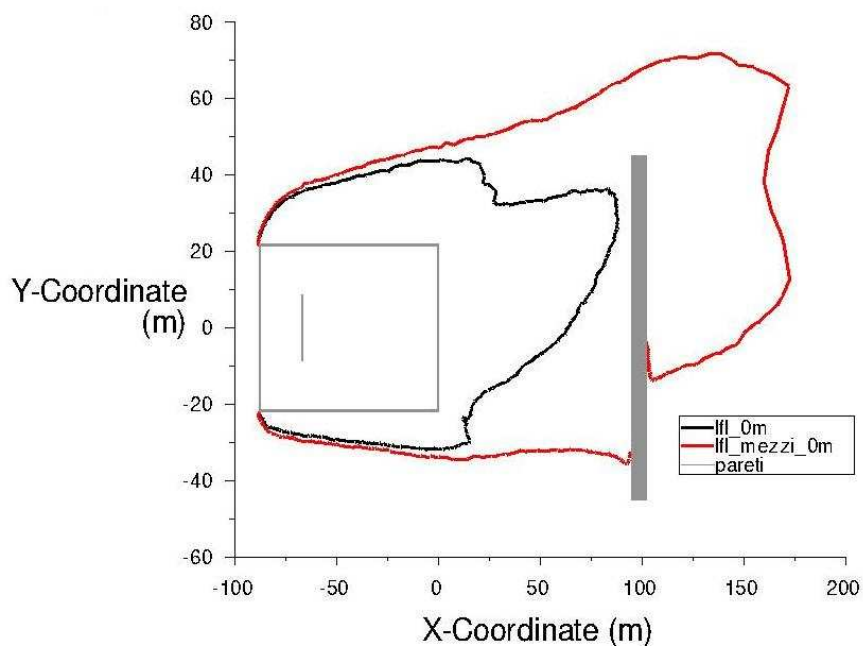


Figura 4.34 Limiti massimi raggiunti da LFL e LFL/2 a livello del terreno ("fossato")

Nella Figura 4.34 vengono mostrati i limiti della nube sul piano orizzontale; i valori di massima estensione qui ottenuti sono di 173 m lungo x e di 72 m lungo y, corrispondenti a una riduzione longitudinale del 33% e a un incremento trasversale del 24%. Il risultato ottenuto è quasi identico a quello della configurazione “muro2”, che ha stessa area d’impatto, con anche un miglioramento in termini di dilatazione laterale della nube; ciò è dovuto alla parziale ricaduta della nube all’interno del fossato che porta a maggiore miscelazione, con conseguente beneficio sulle massime distanze di danno raggiunte. Confrontando questa configurazione con “muro2” e “muro3”, che hanno rispettivamente stessa area d’impatto e stessa altezza del muro, si nota che l’introduzione del fossato apporta i migliori benefici in termini di estensione longitudinale (173 m contro 172 m di “muro2”) e trasversale (72 m come “muro3”), dimostrandosi in quanto ad efficacia la soluzione più apprezzabile tra quelle analizzate in questo lavoro. Inoltre, l’aspetto interessante di questa configurazione consiste nel minore impatto visivo prodotto dalla presenza del muro, che è di altezza minore, ma comunque di pari efficacia grazie all’area aggiuntiva offerta dal fossato.

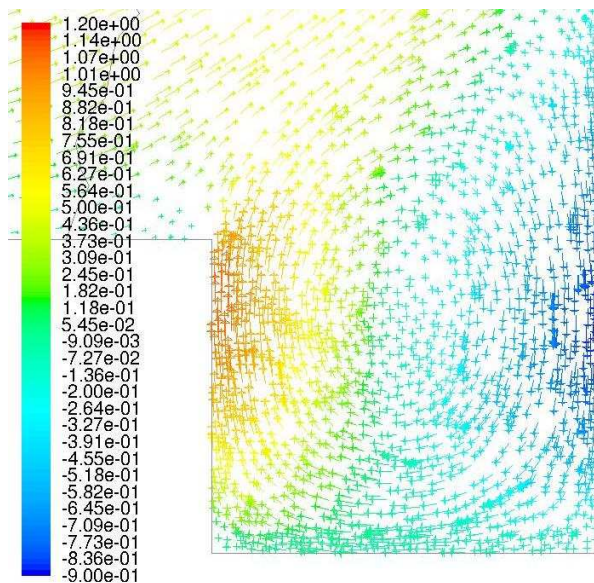


Figura 4.35 Componenti in direzione verticale dei vettori velocità dentro il fossato

Per quanto riguarda la distribuzione del flusso gassoso dentro il fossato, è stata introdotta la Figura 4.35, che illustra l’intensità delle componenti in direzione verticale dei vettori velocità, proiettate su un piano x-z ($y=0$) ristretto alla zona di interesse. Si può vedere come si instaurino dei moti di ricircolazione, caratterizzati da massime velocità di discesa di circa 0,9 m/s e da massime velocità di risalita di circa 1,2 m/s; ciò significa che la presenza di questi moti indotti dal fossato comporta un’accelerazione del flusso gassoso e una maggiore diluizione con l’aria dei gas densi, giustificando quindi il rafforzamento dei fenomeni dispersivi.

La Figura 4.36 si riferisce a un punto di coordinate (150; 0; 1) e riporta il confronto tra il profilo di concentrazione nel tempo della configurazione “fossato”, confrontato con quello in campo libero e con quello di “muro3”, la cui barriera è alta 8 m come quella di “fossato”.

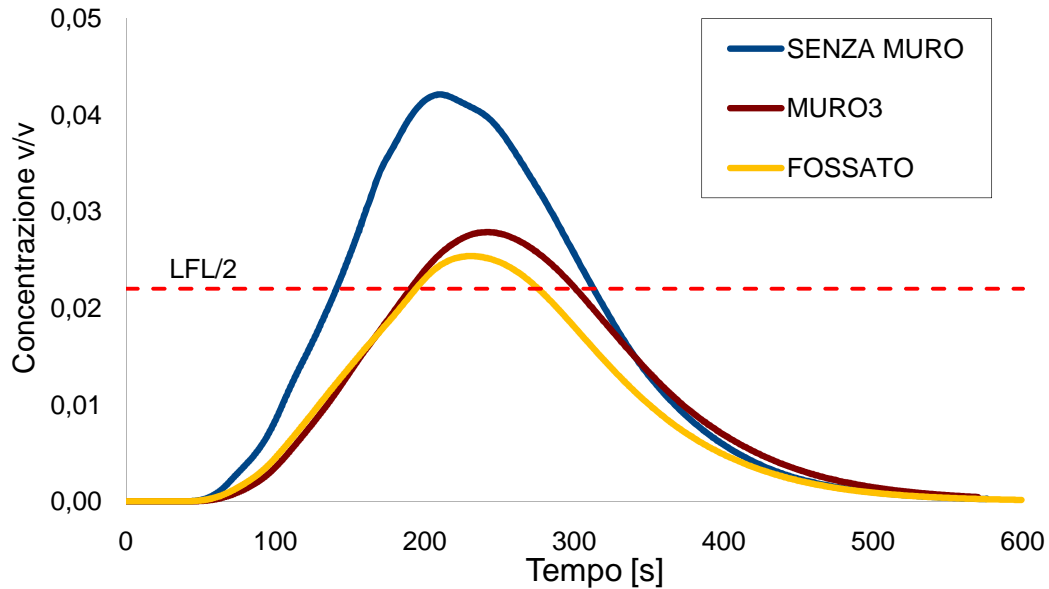


Figura 4.36 Confronto tra profili di concentrazione ottenuti nelle configurazioni “senza muro”, “muro3” e “fossato” (150; 0; 1)

Dalla Figura 4.36 emerge un comportamento simile a “muro3” per quanto riguarda la massima concentrazione raggiunta, ma decisamente migliore in termini di intervallo di tempo trascorso sopra LFL/2, ridotto rispetto a “muro3” di circa 25 s e rispetto a “senza muro” di quasi 90 s. Questo comportamento molto positivo si riscontra, in misura più o meno evidente, in tutti i punti controllati in questo lavoro.

4.8 CONCLUSIONI

Nella Tabella 4.5 sono riassunti tutti i risultati, in termini di distanza lungo x, ottenuti in questo studio sulle barriere di mitigazione (ad eccezione di quelli relativi alle barriere multiple).

Nome simulazione	Altezza [m]	Spaziatura merli [m]	Area impatto [m ²]	LFL/2 lungo x [m]
SENZA MURO	-	-	-	258
MURO1	16	-	1440	183
MURO2	12	-	1080	172
MURO3	8	-	720	181
MERLI1	6 + 2	10	640	194
MERLI2	6 + 4	5	720	185
MERLI3	6 + 2	5	630	190
FOSSATO	8 + 4	-	1080	173

Tabella 4.5 Riassunto simulazioni barriere

Con l'aggiunta dell'ultima simulazione ("fossato"), viene rafforzata l'ipotesi che il parametro fondamentale per stabilire l'efficacia di una barriera di mitigazione sia l'area d'impatto. Dall'analisi svolta è comunque emerso che questo parametro da solo non è sufficiente a determinare completamente le capacità dispersive di un ostacolo, in quanto possono subentrare vari fenomeni, come ad esempio lo scavalco o l'aggiramento della barriera stessa, che possono modificarne anche profondamente le prestazioni. Nella Figura 4.37 i dati della tabella precedente sono riportati in forma grafica: in aggiunta ai punti che indicano il risultato di ciascuna simulazione, è stata tracciata una linea di tendenza parabolica allo scopo di identificare, in via preliminare, il legame tra ingombro degli ostacoli e variazione delle distanze di danno attese per dispersione di gas densi.

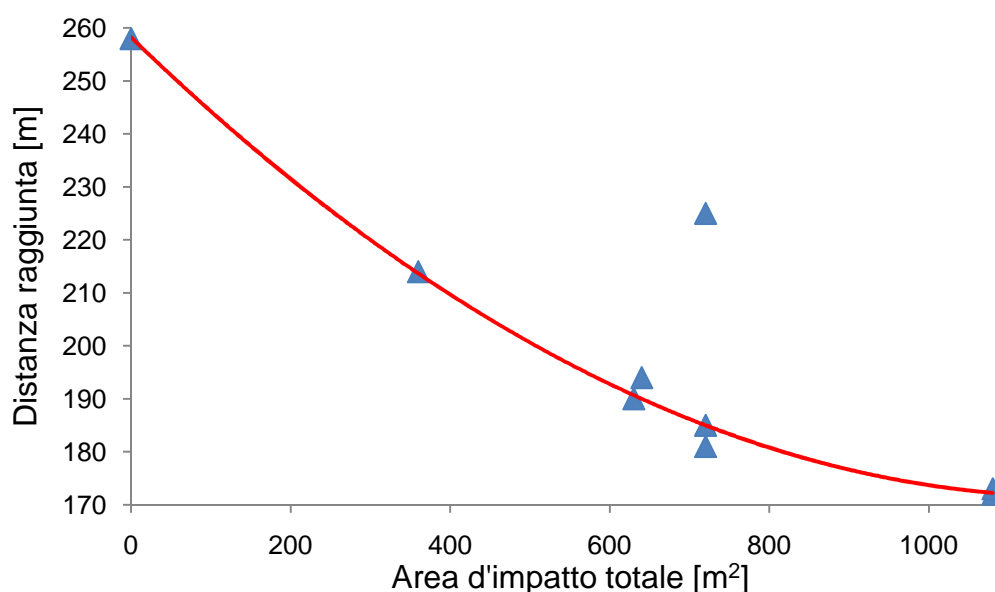


Figura 4.37 Grafico riassuntivo dell'efficacia delle barriere in direzione longitudinale

CONCLUSIONI

Il lavoro che sta alla base di questa tesi ha avuto come obiettivo lo studio dell'efficacia di barriere di mitigazione di vario tipo sulla dispersione di nubi prodotte dal rilascio massiccio di gas densi, in particolare LNG; l'introduzione di questo genere di ostacoli ha lo scopo di ridurre la potenziale area di danno, definita in termini di valori di concentrazione relativi alla metà del limite inferiore di infiammabilità del metano, così da tenere conto di un giusto margine di sicurezza.

Un'indagine di questo tipo rientra nel settore dell'analisi di rischio; questa disciplina ha visto accrescersi enormemente la sua importanza negli ultimi anni, sia grazie al progresso di norme e leggi nel campo della sicurezza industriale, sia per merito del miglioramento delle risorse computazionali a nostra disposizione. Dal punto di vista della salute pubblica, gli eventi incidentali da cui si originano rilasci di gas densi, tossici e/o infiammabili, sono particolarmente pericolosi soprattutto se avvengono in zone densamente abitate e caratterizzate dalla presenza di numerosi ostacoli di svariate forme e dimensioni, poiché i gas densi presentano una maggiore difficoltà di diluizione in atmosfera.

Gli strumenti ideati per la modellazione dei fenomeni di dispersione sono numerosi e hanno livelli di complessità differenti, ma solo i modelli tridimensionali o CFD, a differenza dei più semplici modelli puntuali o integrali, possiedono la capacità di descrivere efficacemente situazioni che contengono elementi di criticità quali gas criogenici, ostacoli e condizioni atmosferiche particolarmente stabili.

Per questo motivo in questo lavoro è stato seguito un approccio fluidodinamico-computazionale; il software che è stato quindi sfruttato è FLUENT, un codice commerciale di vasto utilizzo, associato a un software per la costruzione di griglie di calcolo, GAMBIT.

Allo scopo di ottenere un'adeguata modellazione, in aggiunta ai bilanci fondamentali già previsti dal risolutore numerico, sono stati utilizzati due importanti modelli per la descrizione della turbolenza legata alle classi di stabilità atmosferica e per la definizione del termine sorgente, cioè della pozza da cui ha origine la nube gassosa.

Per convalidare questo modello si è fatto riferimento alla campagna sperimentale denominata "Falcon test", che prevedeva rilasci di LNG da un'area recintata e la successiva dispersione della nube in campo aperto. Questa fase iniziale di convalida è stata completata tramite un'analisi statistica che ha permesso di accertare le capacità predittive del modello impiegato in questo lavoro ed ha evidenziato la necessità dei due modelli aggiuntivi per descrivere correttamente il comportamento del gas durante la dispersione.

Il lavoro ha previsto come sua parte più importante l'analisi degli effetti indotti da ostacoli di diverse dimensioni e disposizioni su nubi gassose generate da rilasci massicci di metano criogenico, in termini di distanza cui esse si propagano; l'obiettivo che si intendeva raggiungere era l'individuazione di un parametro chiave per la definizione dell'efficacia di queste barriere di mitigazione.

Inizialmente sono state studiate la forma e le dimensioni della nube nelle stesse condizioni della prova sperimentale di riferimento (Falcon test), cioè sostanzialmente in campo libero, determinando la zona in cui la nube raggiunge valori di concentrazione di metano pari almeno alla metà del limite inferiore di infiammabilità ($LFL/2 = 2,2\% \text{ v/v}$).

In seguito, sono state introdotte alcune tipologie di soluzioni tecniche, di volta in volta diverse, per la riduzione della potenziale area di danno; come prima alternativa, è stato scelto l'ostacolo più semplice, composto da un muro posto a 100 m dall'area del rilascio e dimensionato sulla base delle dimensioni della nube in campo libero. L'altezza del muro, e quindi anche l'area d'impatto offerta dalla barriera, è stata poi ridotta fino a trovarne un valore limite che si è stabilito di non ridurre ulteriormente, perché avrebbe consentito uno scavalco del muro da parte del gas troppo rilevante, portando a un drastico decremento dell'efficacia della barriera.

Il passo successivo di questo studio ha riguardato l'utilizzo di ostacoli dalla forma più complessa, cominciando dalla sostituzione della parte superiore del muro con una merlatura; ciò che si auspicava di ottenere con questa modifica era una maggiore produzione di turbolenza locale attorno ai merli, generata dalle ricircolazioni del fluido anche in direzione orizzontale, per compensare l'effetto di diminuzione dell'area d'impatto in termini di efficacia delle barriere nel ridurre la potenziale area di danno. Le configurazioni studiate hanno avuto come riferimento il più basso (8 m) dei muri semplici e prevedevano piccole variazioni nella struttura dei merli. I risultati forniti dall'utilizzo di muri merlati non si sono rivelati particolarmente soddisfacenti in termini di efficacia; la scarsa utilità delle merlature è però probabilmente riconducibile alla massiccia quantità di LNG interessata dal rilascio, la quale porta alla formazione di una nube caratterizzata da una notevole inerzia, difficilmente influenzabile da strutture di piccole dimensioni come i merli.

Il terzo gruppo di barriere di mitigazione comprende delle barriere multiple: esse sono costituite da file di muri stretti, posti uno accanto all'altro a un certo intervallo di spazio. Si è verificata l'introduzione prima di una sola e poi di due schiere di muri così fatte, costruiti usando ancora come riferimento il più piccolo dei muri semplici. In particolare, la barriera che avrebbe dovuto fornire una buona efficacia di mitigazione era quella composta da due file di muri, poiché dotata di un'area d'impatto complessiva paragonabile alle configurazioni precedenti; in realtà, l'effetto prodotto è stato insoddisfacente e la spiegazione fisica di questi risultati è probabilmente legata alla formazione di una zona di ristagno del gas fra le due file di muri.

Infine, come ultimo tentativo, è stata sperimentata una struttura che comprendeva l'abbinamento di un muro con un fossato in posizione sopravento rispetto a esso; anche in questa occasione, le dimensioni dell'ostacolo sono state definite servendosi dello stesso caso di riferimento (muro semplice con altezza limite di scavalcamiento). L'introduzione del fossato apporta degli interessanti benefici in termini di estensione longitudinale e trasversale della nube e di tempo trascorso a concentrazioni superiori al valore di sicurezza (LFL/2).

L'interpretazione dei risultati è stata compiuta tramite considerazioni di tipo fluidodinamico, osservando come variano nelle varie configurazioni i limiti raggiunti dalla nube, il campo di moto, il livello di turbolenza e le tempistiche del fenomeno dispersivo, ricollegando ogni volta le variazioni di queste grandezze con la capacità di diluizione della nube in aria. Dall'analisi complessiva dei risultati, l'area d'impatto emerge come parametro dominante per stabilire l'efficacia di una barriera di mitigazione, sebbene da solo non basti alla completa determinazione dell'influenza di ciascuna barriera sulla dispersione della nube; è stato comunque possibile identificare, in via preliminare, una funzione di tipo parabolico per rappresentare il legame tra ingombro degli ostacoli e variazione delle distanze di danno attese, limitatamente a rilasci in condizioni analoghe a quelle studiate in questo lavoro.

Le prospettive future in questo ambito di ricerca probabilmente riguarderanno lo studio di soluzioni tecniche più articolate dal punto di vista tecnologico o modellistico; queste analisi saranno possibili grazie a modellazioni ancor più precise, e poco dispendiose per quanto riguarda i tempi di calcolo, dei fenomeni fisici più importanti e delle geometrie esaminate e sarà ovviamente facilitato dalla maggiore disponibilità di risorse computazionali.

BIBLIOGRAFIA

- [1] J. Havens, T. Spicer, *United states regulations for siting LNG terminals: Problems and potential*, Journal of Hazardous Materials, **140**, 439-443, 2007
- [2] R. P. Koopman, D. L. Ermak, *Lessons learned from LNG safety research*, Journal of Hazardous Materials, **140**, 412-428, 2006
- [3] A. Luketa-Hanlin R. P. Koopman, D. L. Ermak, *On the application of computational fluid dynamics codes for liquefied natural gas dispersion*, Journal of Hazardous Materials, **140**, 504-517, 2007
- [4] R.Rota, G. Nano, *Introduzione alla affidabilità e sicurezza nell'industria di processo*, Pitagora editrice, Bologna, 2007
- [5] F. I. Khan, S. A. Abbasi, *Modelling and simulation of heavy gas dispersion on the basis of modification in plume path theory*, Journal of Hazardous Materials, **80**, 15-30, 1999
- [6] G. Dong, L. Xue, Y. Yang, J. Yang, *Evaluation of hazard range for the natural gas jet released from a high-pressure pipeline: A computational parametric study*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, **23**, 522-530, 2010
- [7] P. Bricard, L. Friedel, *Two-phase jet dispersion*, Journal of Hazardous Materials, **59**, 87-310, 1998
- [8] S. R. Hanna, J. C. Chang, D. G. Strimaitis, *Hazardous gas model evaluation with field observations*, Atmospheric Environment, **27A**, 2265-2285, 1993
- [9] B. R. Cormier, R. Qi, G. W. Yun, Y. Zhang, M. Sam Mannan, *Application of computational fluid dynamics for LNG vapor dispersion modeling: A study of key parameters*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, **22**, 332-352, 2009
- [10] S. T. Chan, *Numerical simulations of LNG vapor dispersion from a fenced storage area*, Journal of Hazardous Materials, **30**, 195-224, 1992

- [11] S. T. Chan, *FEM3A Simulation of selected LNG vapour barrier verification field test*, Lawrence Livermore National Laboratory, 1990
- [12] S. Dharmavaram, S. R. Hanna, O. R. Hansen, *Consequence analysis – Using a CFD model for industrial sites*, *Process Safety Progress*, **24**, 316-327, 2005
- [13] S. R. Hanna, O. R. Hansen, S. Dharmavaram, *FLACS CFD air quality model performance evaluation with Kit Fox, MUST, Prairie Grass, and EMU observations*, *Journal of Atmospheric Environment*, **38**, 4675-4687, 2004
- [14] P. Middha, O. R. Hansen, I. E. Stovrik, *Validation of CFD-model for hydrogen dispersion*, *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, **22**, 1034-1038, 2009
- [15] R. P. Koopman, J. Baker, *Burro series data report LLNL/NWC 1980 LNG spill tests*, Lawrence Livermore National Laboratory, 1982
- [16] H. C. Goldwire Jr., H. C. Rodean, R. T. Cederwall, E. J. Kansa, R. P. Koopman, J. W. McClure, T. G. McRae, L. K. Morris, L. Kamppinen, R. D. Kiefer, *Coyote Series Data Report LLNL/NWC 1981 LNG Spill Tests Dispersion, Vapor Burn, and Rapid-Phase-Transition*, vol. 1, UCID-19953, 1983
- [17] S. Sklavounos, F. Rigas, *Validation of turbulence models in heavy gas dispersion over obstacles*, *Journal of Hazardous Materials*, **A108**, 9-20, 2004
- [18] F. Gavelli, E. Bullister, H. Kytomaa, *Application of CFD (Fluent) to LNG spills into geometrically complex environments*, *Journal of Hazardous Materials*, **159**, 158-168, 2008
- [19] A. Riddle, D. Carruthers, A. Sharpe, C. McHugh, J. Stocker, *Comparisons between FLUENT and ADMS for atmospheric dispersion modelling*, *Atmospheric Environment*, **38**, 1029-1038, 2004
- [20] A. Luketa-Hanlin, *A review of large-scale LNG spills: Experiments and modeling*, *Journal of Hazardous Materials*, **132**, 119-140, 2006
- [21] S. Coldrick, C. J. Lea, M. J. Ivings, *Validation database for evaluating vapor dispersion models for safety analysis of LNG facilities*, Fire Protection Research Foundation, 2010

- [22] A. Kneebone, L. R. Prew, *Shipboard jettison test of LNG onto the sea*, Proceedings of the 4th International Conference on LNG, Algiers, 1-25, 1974
- [23] J. S. Puttock, D. R. Blackmore, G. W. Colenbranden, *Field experiments on dense gas dispersion*, Journal of Hazardous Materials, **6**, 13-41, 1982
- [24] T. C. Brown, R. T. Cederwall, S. T. Chan, D. L. Ermak, R. P. Koopman, K. C. Lamson, J. W. McClure, L. K. Morris, *Falcon Series Data Report*, Lawrence Livermore National Laboratory, 1987
- [25] F. Lees, *Loss prevention in the process industries, Hazard Identification, Assessment and Control*, Butter-worths / Heinemann, Oxford, **15**, 223-257, 1996
- [26] W. H. Snyder, *Some observations of the influences of stratification on diffusion in building wakes*, Stably Stratified Flows: Flow and Dispersion over Topography, Clarendon Press, Oxford, 301-324, 1994
- [27] R. Ohba, A. Kouchi, T. Hara, V. Vieillard, D. Nedelka, *Validation of heavy and light gas dispersion models for the safety analysis of LNG tank*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, **17**, 325-337, 2004
- [28] L. F. Richardson, *Weather Prediction by Numerical Process*, Cambridge University Press, Cambridge, 1922
- [29] J. O. Hinze, *Turbulence*, McGraw-Hill Publishing Co., New York, 1975
- [30] W. P. Jones, B. E. Launder, *The prediction of laminarization with a two-equation model of turbulence*, International Journal of Heat and Mass Transfer, **15**, 301-314, 1972
- [31] Y. Cheng, F. S. Lien, E. Yee, R. Sinclair, *A comparison of large eddy simulations with standard $k-\epsilon$ Reynolds-averaged Navier Stokes model for the prediction of fully developed turbulent flow over a matrix of cubes*, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, **91**, 1301-1328, 2003
- [32] F. Gavelli, M. K. Chernovsky, E. Bullister, H. Kytomaa, *Modeling of LNG spills into trenches*, Journal of Hazardous Materials, **180**, 332-339, 2010
- [33] D. M. Webber, T. K. Fannelop, H. W. M. Witlox, *The "pipebreak" model for two-phase discharge from long pipelines*, Theory Manual, London, 2001

- [34] *GAMBIT 2.2 Tutorial Guide*, FLUENT Inc., Lebanon, NH, USA, 2004
- [35] M. Pontiggia, M. Derudi, V. Busini, R. Rota, *Hazardous gas dispersion: a CFD model accounting for atmospheric stability classes*, *Journal of Hazardous Materials*, **171**, 739-747, 2009
- [36] A. Holt, H. W. M. Witlox, *Validation of the unified dispersion model*, Technical Reference Manual, v. 6.0, DNV, London, 1999
- [37] M. Pontiggia, *Risk assessment of hazardous gas dispersion in urban areas with computational fluid dynamic (CFD) tools*, tesi di dottorato, Politecnico di Milano, 2009
- [38] *FLUENT 6.3 User's Guide*, FLUENT Inc., Lebanon, NH, USA, 2006
- [39] M. A. Barbiano, G. Macrì, *Rilasci di gas densi in ambienti con ostacoli: un approccio fluidodinamico alla valutazione delle conseguenze*, tesi di laurea specialistica, Politecnico di Milano, 2009
- [40] M. Marzorati, G. Scurto, *Studio di parametri caratterizzanti la dispersione di gas densi in ambienti con ostacoli*, tesi di laurea specialistica, Politecnico di Milano, 2008
- [41] F. Gavelli, M. K. Chernovsky, E. Bullister, H. Kytomaa, *Quantification of source level turbulence during LNG spills onto a water pond*, *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, **22**, 809-819, 2009

APPENDICE A

GRAFICI AGGIUNTIVI

Vengono qui riportati una serie di grafici aggiuntivi che non sono stati inseriti nei capitoli precedenti.

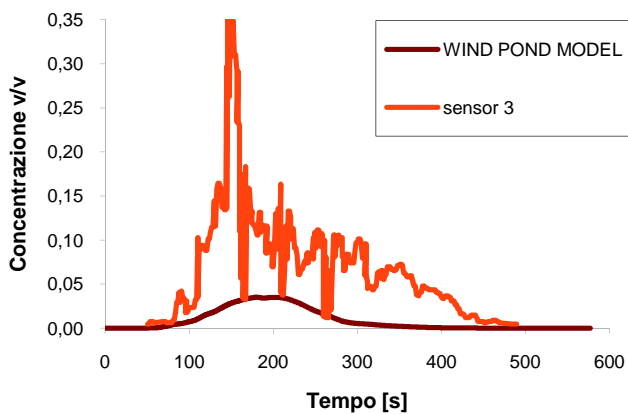
A.1 PROFILI DI CONCENTRAZIONE SPERIMENTALI E SIMULATI (SENZA MURO)

Figura A.1 (50; -22; 1)

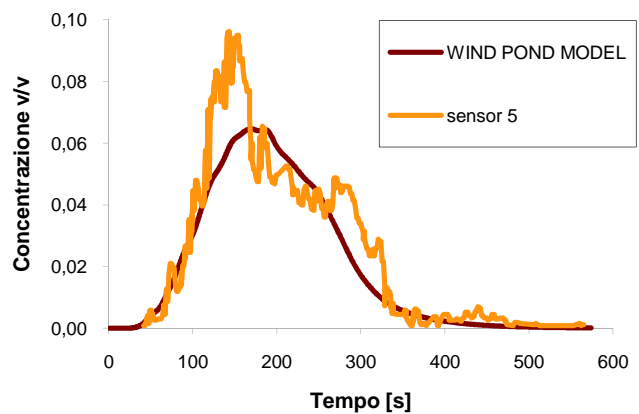


Figura A.2 (50; 22; 1)

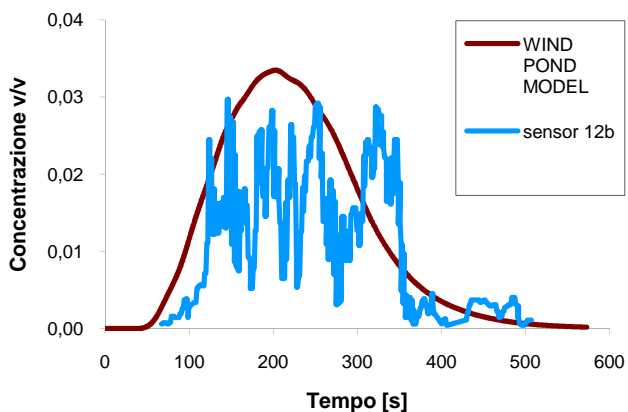


Figura A.3 (150; 25; 5)

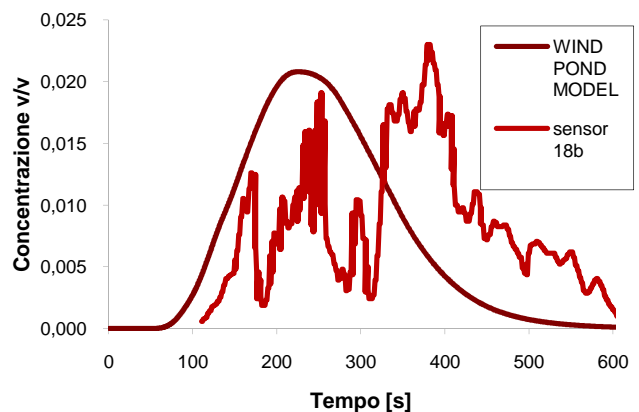


Figura A.4 (250; 0; 5)

APPENDICE B

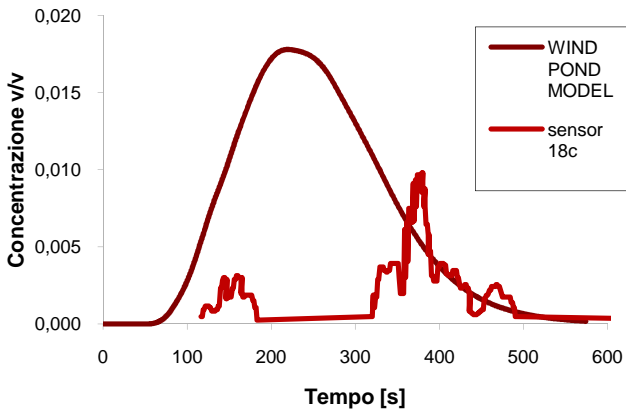


Figura A.5 (250; 0; 11)

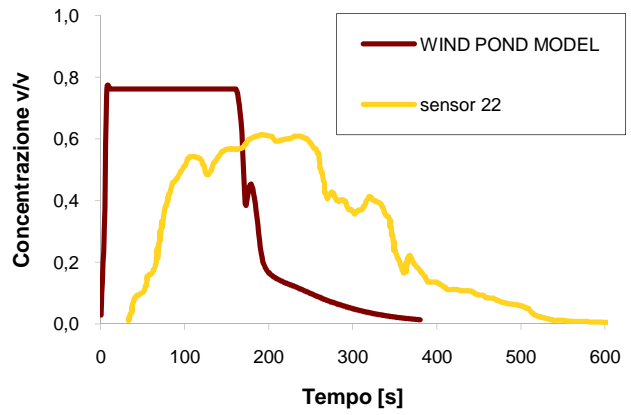


Figura A.6 (-32; 0; 1)

A.2 CONFRONTI TRA PROFILI DI CONCENTRAZIONE OTTENUTI NELLE TRE CONFIGURAZIONI DI MURO SEMPLICE

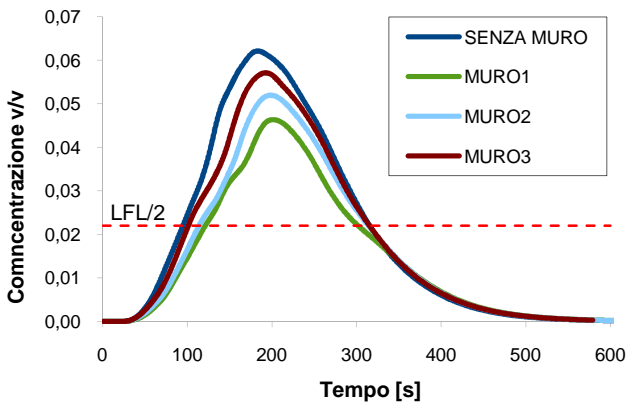


Figura A.7 (50; 0; 1)

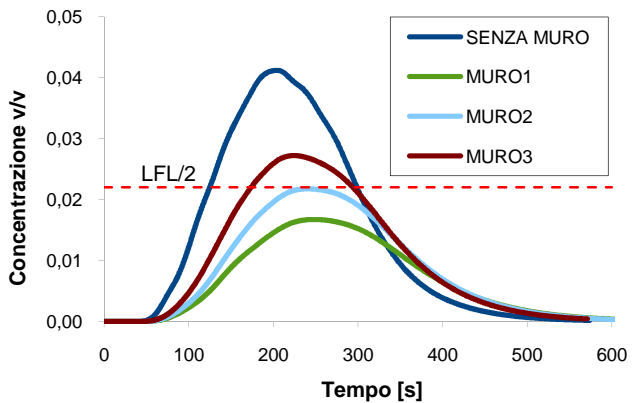


Figura A.8 (150; 25; 1)

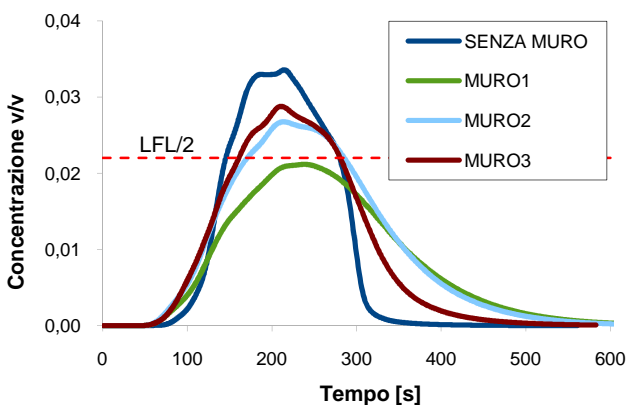


Figura A.9 (150; 50; 1)

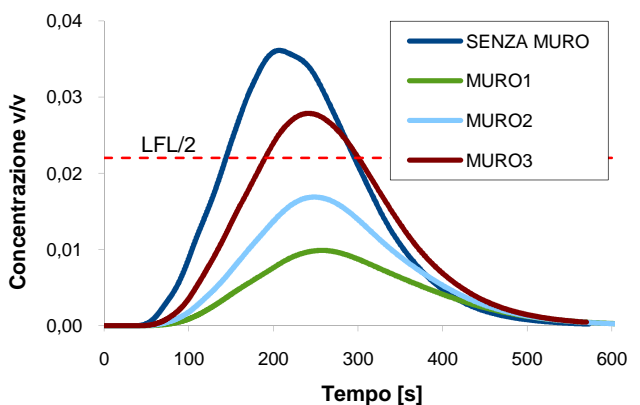


Figura A.10 (150; 0; 5)

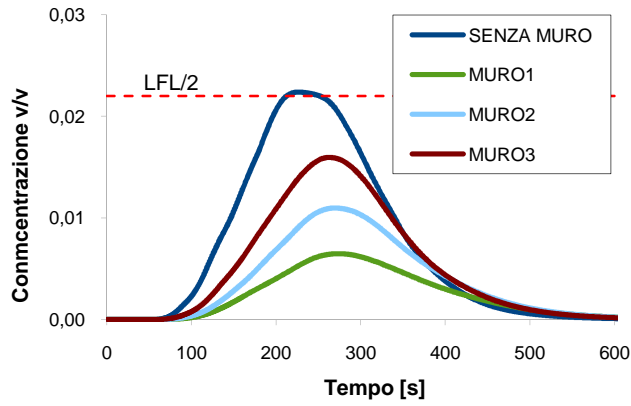


Figura A.11 (250; 0; 1)

A.3 CONFRONTI TRA PROFILI DI CONCENTRAZIONE RIGUARDO ALLE CONFIGURAZIONI DI BARRIERE MULTIPLE

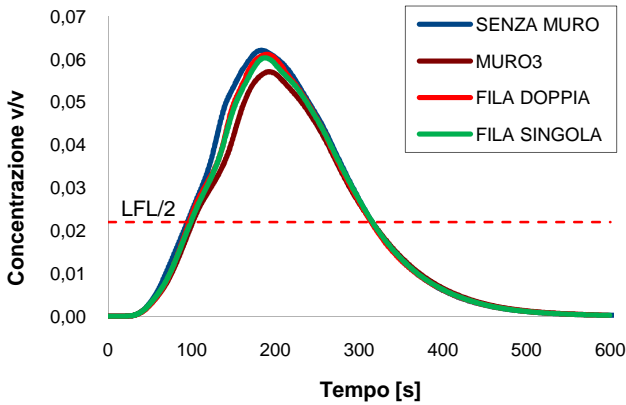


Figura A.12 (50; 0; 1)

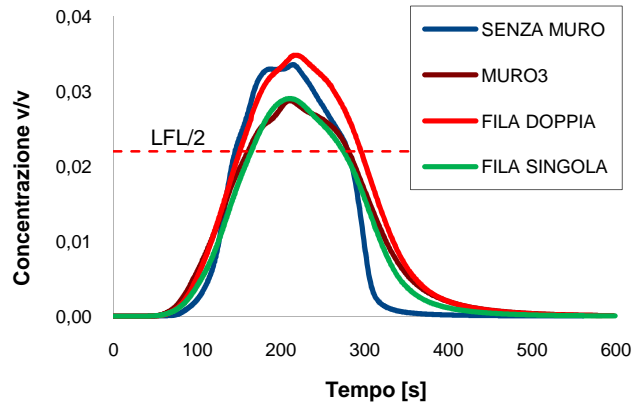


Figura A.13 (150; 50; 1)

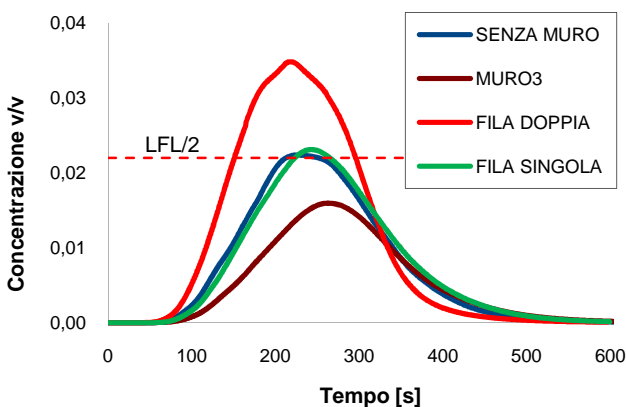


Figura A.14 (250; 0; 1)

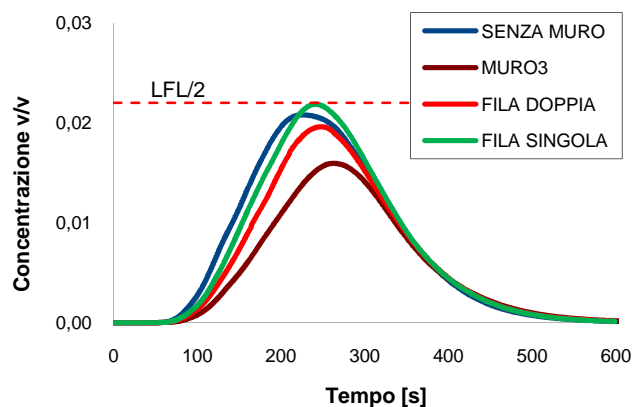


Figura A.15 (250; 0; 5)

A.4 CONFRONTI TRA PROFILI DI CONCENTRAZIONE RIGUARDO ALLE CONFIGURAZIONE "FOSSATO"

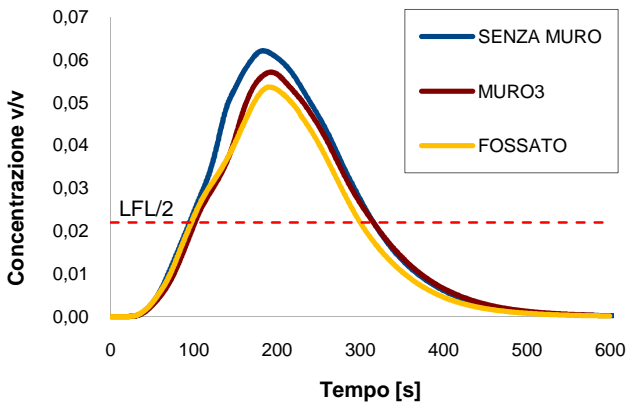


Figura A.16 (50; 0; 1)

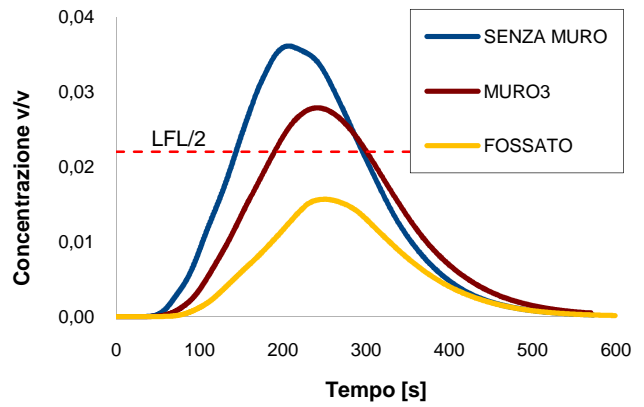


Figura A.17 (150; 0; 5)

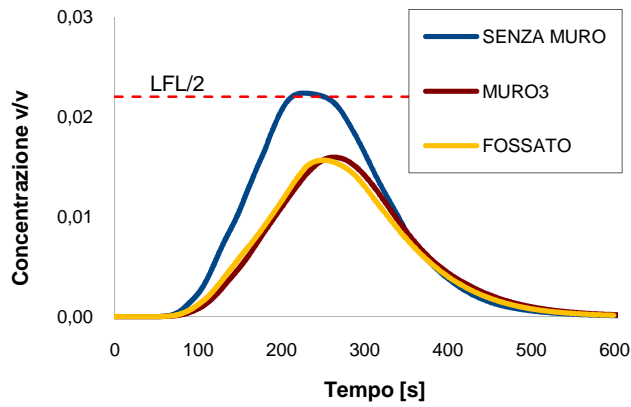


Figura A.18 (250; 0; 1)