

UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI PARMA

Dottorato di ricerca in Ingegneria Industriale

Ciclo XXVI

Approccio avanzato alla progettazione degli impianti
industriali con l'ausilio della fluidodinamica
computazionale

Coordinatore:

Chiar.mo Prof: Marco Spiga

Tutor:

Chiar.mo Prof. Roberto Montanari

Dottorando: Solari Federico

1 Sommario

1	Sommario	2
2	Nomenclatura	4
3	Principi di base della meccanica dei fluidi ed introduzione alla Computational Fluid Dynamics (CFD)	6
3.1	Le equazioni del moto	6
3.2	Risoluzione delle equazioni di Navier-Stokes	7
3.3	Tecniche di discretizzazione	8
3.4	Modelli di turbolenza	10
3.5	La reologia dei fluidi: fluidi newtoniani e non-newtoniani	13
3.5.1	La reologia dei fluidi contenenti pezzatura	14
3.6	La CFD applicata all'industria alimentare	15
4	Applicazione della fluidodinamica computazionale (CFD) alla progettazione dei reattori a raggi ultravioletti per la sterilizzazione delle acque	17
4.1	La tecnologia a raggi ultravioletti	17
4.1.1	Propagazione delle radiazioni UV	19
4.1.2	Effetto germicida	20
4.1.3	Valutazione della dose garantita da un reattore UV	21
4.2	Sviluppo di un nuovo strumento per la progettazione dei reattori UV	22
4.2.1	Il codice per il calcolo dell'irraggiamento UV	22
4.2.2	Validazione del codice per il calcolo dell'irraggiamento UV	23
4.2.3	Integrazione tra modello ottico e modello fluidodinamico	38
4.3	Applicazione nel nuovo strumento simulativo all'ottimizzazione di un reattore	39
4.3.1	Il campo di moto fluidodinamico	42
4.3.2	Calcolo della dose e curve di dimensionamento	46
4.4	Validazione delle simulazioni fluidodinamiche	59
4.4.1	Materiali testati	60
4.4.2	Caratterizzazione dei materiali: ottenimento delle curve di risposta	62
4.5	Integrazione tra campagna simulativa e sperimentale	73
4.5.1	Prove in acqua per la validazione dei modelli	75
4.6	Impianto Pilota	77
4.6.1	Simulazione ottica e calcolo della dose fornita dal reattore	78
4.6.2	Risultati prove sperimentali dall'impianto pilota	80
4.6.3	Case studies	85
4.7	Conclusioni	86
5	Applicazione della fluidodinamica computazionale (CFD) alla progettazione di impianti di miscelazione	87
5.1	Settaggi delle simulazioni	88
5.2	Key performance Indicators (KPIs) nella valutazione delle prestazioni di un impianto di miscelazione	91
5.2.1	Indice di velocità	92
5.2.2	Indice di omogeneità della miscelazione	92

5.2.3	Indice di danneggiamento delle particelle	93
5.2.4	Indice di efficacia della miscelazione	94
5.2.5	Indice globale di performance.....	94
5.3	Case study 1: studio avanzato di un miscelatore batch destinato a liquidi alimentari contenenti pezzatura.....	96
5.3.1	Disposizione del rotore all'interno del serbatoio.....	98
5.3.2	Fattore di forma del serbatoio (aspect ratio)	103
5.3.3	Viscosità del prodotto	104
5.3.4	Risultati	104
5.4	Case study 2: Caratterizzazione delle prestazioni di un miscelatore batch in funzione delle caratteristiche della girante	105
5.5	Conclusioni.....	110
6	Applicazione della fluidodinamica computazionale (CFD) alla progettazione di impianti di essiccazione per la pasta	111
6.1	Il modello di simulazione del processo di essiccazione alle differenze finite (FDM)	112
6.1.1	Le condizioni dell'aria	113
6.1.2	Le condizioni della pasta.....	114
6.1.3	Analisi dei flussi termici alla parete.....	115
6.1.4	Analisi dei flussi termici interni.....	120
6.1.5	Analisi dei flussi massici alla parete	120
6.1.6	Analisi dei flussi massici interni	123
6.2	Validazione del metodo.....	124
6.2.1	Confronto con il ciclo industriale reale.....	124
6.2.2	Validazione mediante CFD	128
6.3	Ottimizzazione di un essiccatore statico tramite analisi CFD	132
6.3.1	Risultati	135
7	Conclusioni	136
8	Bibliografia	138

2 Nomenclatura

Di seguito si riporta la nomenclatura utilizzata nella trattazione:

- a : coefficiente di assorbimento [m^{-1}];
- A : assorbanza [%];
- C : capacità termica [$J/kg\ K$];
- C_f : coefficiente di attrito;
- c_l : calore latente di vaporizzazione dell'acqua [J/kg];
- C_{urto} : coefficiente d'urto [s^{-1}];
- D : diametro [m];
- D_{a-b} : coefficiente di diffusività binaria prodotto a- prodotto b [m^2/s];
- e : energia interna specifica [J/kg];
- E : tensore simmetrico del gradiente di velocità;
- E_a : energia di attivazione, assunta pari a 22.6 [$kJ/g\ mol$];
- F : forza [N];
- GPI : indice globale di performance [%];
- h : coefficiente di convezione [W/kgK];
- h_m : coefficiente di trasporto massico [m/s];
- I : intensità luminosa [W/m^2];
- k_c : fattore di consistenza [Ns^n/m^2];
- L : lunghezza caratteristica della geometria [m];
- l : distanza o lunghezza [m];
- \dot{m} : portata in massa [kg/s];
- MEI : indice di efficacia della miscelazione [%];
- MHI : indice di omogeneità della miscelazione [%];
- n : indice di comportamento del fluido;
- N : indice di rifrazione;
- p : pressione totale del fluido [Pa];
- P : potenza [W];
- PDI : indice di danneggiamento delle particelle [%];
- Pr : numero di Prandtl;
- P_{v,T_∞} : Pressione di saturazione del vapore a temperatura pari a T_∞ [Pa];
- $P_{v,T_{bb}}$: Pressione di saturazione del vapore alla temperatura di bulbo umido T_{bb} [Pa];
- P_λ : Potenza della lampada a 254 nm [W];
- q : calore scambiato [W];
- R : costante dei gas (pari a 8314 [$J/K\ kmol$]);
- r : distanza radiale [m];
- Re : numero di Reynolds;
- Rif : riflettanza [%]
- S : superficie [m^2];
- s : spessore [m];
- Sc : numero di Schmidt;

Sh: numero di Sherwood,
 t: tempo [s];
 T: temperatura del fluido [K];
 Tr: trasmittanza [%];
 T_{τ}^N : temperatura all'istante temporale t dell'elemento N [K];
 u: componente di velocità parallela alla parete [m/s];
 U: titolo secco pasta [kg/kg_{solidosecco}];
 u^+ : componente di velocità parallela alla parete adimensionale;
 UT_{pasta} : umidità relativa della pasta [%];
 v: velocità del fluido [m/s];
 VI: indice di velocità [%];
 x: contenuto su titolo secco [kg/kg_{solidosecco}];
 y^+ : distanza adimensionale dalla parete;
 ε : porosità della pasta, assunta costante e pari a 0.26;
 θ, α, β : angoli [°];
 λ : conducibilità termica [W/m K];
 μ : viscosità dinamica del fluido [Pa·s];
 ξ : peso molecolare dell'acqua (pari a 18,0153 [kg/kmol]);
 ρ : densità [kg/m³];
 ρ_v : pressione del vapore [kg/m³];
 σ : deviazione standard;
 τ : sforzo di taglio [N/m²];
 φ : grado igrometrico dell'acqua [%];

3 Principi di base della meccanica dei fluidi ed introduzione alla Computational Fluid Dynamics (CFD)

3.1 Le equazioni del moto

I fluidi sono quelle sostanze la cui struttura molecolare non offre resistenza alle forze di taglio esterne: anche la più piccola forza provoca la deformazione di una particella di fluido.

Sebbene esista una differenza sostanziale tra liquidi e gas, entrambi i tipi di fluidi sottostanno alle stesse leggi del moto: l'azione di una forza esterna (sia essa un gradiente di pressione, la forza di gravità, uno sforzo di taglio, una rotazione, una tensione superficiale o una loro combinazione) provoca l'instaurarsi del flusso nel fluido stesso.

Le caratteristiche del flusso dipendono strettamente dalle proprietà reologiche del fluido, in particolare dalla viscosità e dalla densità del fluido. Altre proprietà quali il calore specifico e la tensione superficiale influenzano il flusso solo sotto determinate condizioni, quali per esempio, elevate differenze di temperatura o presenza di cavitazione.

Le equazioni che regolano il comportamento di un fluido sono tre, e costituiscono un sistema di equazioni differenziali alle derivate parziali: le equazioni di Navier-Stokes:

- Conservazione della massa:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad [1]$$

Che per fluidi incomprimibili diventa:

$$\nabla \cdot \vec{v} = 0 \quad [2]$$

L'ipotesi di fluido incomprimibile, che permette una notevole semplificazione delle equazioni di Navier-Stokes, è valida anche per fluidi gassosi, qualora si abbiano valori del numero di Mach inferiori a 0.3; sotto queste condizioni di moto infatti le variazioni di densità del fluido non hanno effetti apprezzabili sulla soluzione.

- Conservazione del momento

Corrisponde all'applicazione della seconda legge di Newton ad un elemento fluido

$$\rho \frac{D\vec{v}}{Dt} = -\nabla p + \frac{\mu}{3} \nabla (\nabla \cdot \vec{v}) + \mu \nabla^2 \vec{v} + \rho \vec{f} \quad [3]$$

in cui f è la densità delle forze di volume (nel caso della sola forza peso, f risulterebbe essere l'accelerazione di gravità). La [3] è stata ricavata nel caso di fluido Newtoniano e nell'ipotesi di viscosità costante nello spazio.

Nel caso in cui l'ipotesi di fluido Newtoniano non fosse verificata, occorrerà sostituire alla componente relativa agli sforzi viscosi nella [3] l'opportuna relazione costitutiva del fluido in questione.

- Conservazione dell'energia

L'equazione di conservazione dell'energia si rende necessaria per la risoluzione di flussi comprimibili, in cui la densità del fluido costituisce una variabile del sistema al pari della velocità (3 componenti) e della pressione (1 componente). In tali condizioni quindi, le 4

equazioni scalari derivanti dai bilanci di massa e di quantità di moto risultano insufficienti per chiudere il problema, ed è necessaria un'ulteriore equazione.

L'equazione dell'energia, tuttavia, introduce una nuova incognita: la temperatura. È perciò necessaria un'altra relazione per chiudere il problema che è rappresentata dall'equazione di stato del fluido considerato, la quale mette in relazione le proprietà reologiche (densità) con temperatura e pressione.

L'equazione di bilancio dell'energia interna è la seguente:

$$\rho \frac{De}{Dt} = -p \nabla \cdot \vec{v} + \tau \cdot E + \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + \rho \dot{q} \quad [4]$$

il termine $\rho \dot{q}$ tiene conto della variazione di energia interna causata dalla produzione di calore all'interno della particella fluida, mentre $\nabla \cdot (\lambda \nabla T)$ è il contributo dovuto al calore che entra nella particella dall'esterno. $-p \nabla \cdot \vec{v}$ è invece un termine meccanico e rappresenta l'energia interna immagazzinata dal sistema sotto forma di lavoro di pressione. Il termine $\tau \cdot E$ è la parte di energia meccanica trasformata in calore a causa degli sforzi viscosi.

Per la chiusura del sistema è infine necessario introdurre una serie di relazioni che leghino tra loro le variabili termodinamiche (pressione, densità, temperatura, energia specifica, etc.) così come le variabili termodinamiche stesse con le proprietà di trasporto (viscosità, conducibilità). Tali equazioni sono note come *equazioni di stato*.

Il sistema di equazioni che ne deriva viene tradotto in un sistema di equazioni polinomiali che ammette una soluzione analitica solo sotto determinate condizioni (geometrie molto semplici in condizioni di flusso laminare). In tutti gli altri casi è necessario passare attraverso una soluzione numerica e, nei casi più complessi, attraverso una soluzione numerica approssimata attraverso l'introduzione di alcune semplificazioni (modelli di turbolenza).

3.2 Risoluzione delle equazioni di Navier-Stokes

Dalla [3] emerge come il moto di un fluido abbia una componente di accelerazione non stazionaria ($\rho \frac{D\vec{v}}{Dt}$) ed una convettiva ($\frac{\mu}{3} \nabla (\nabla \cdot \vec{v}) + \mu \nabla^2 \vec{v}$); quest'ultima in particolare, rende non lineari le equazioni di Navier-Stokes rendendone praticamente impossibile la risoluzione analitica, se non, come detto prima, in alcuni casi molto semplici (flusso tra lastre piane e parallele, flusso di Couette, flusso di Hagen-Poiseuille) in cui, a causa di particolari condizioni iniziali ed al contorno, i termini non lineari sono identicamente nulli. Tali soluzioni esatte sono comunque valide all'interno di un intervallo di Numero di Reynolds limitato.

Si definisce *Numero di Reynolds* la grandezza adimensionale ottenuta dal rapporto tra le forze d'inerzia e le forze viscosi:

$$Re = \frac{\rho \cdot v \cdot L}{\mu} \quad [5]$$

Per bassissimi valori del numero di Reynolds ($Re \ll 1$) l'inerzia del fluido può essere ignorata e si è nella condizione di *flusso di Stokes*. Questo regime di moto è tipico di flussi contenenti piccole particelle (sospensioni), di flussi attraverso mezzi porosi o attraverso passaggi stretti.

All'aumentare della velocità le forze d'inerzia diventano via via più importanti ma, al di sotto di un certo valore di velocità ($Re < 2000$), ogni particella di fluido segue una traiettoria lineare e definita; il

regime di moto è detto *laminare*. Un ulteriore aumento di velocità ($Re > 4000$) può portare all'instabilità del moto che produce un tipo di flusso più casuale che si chiama *turbolento*. La regione di passaggio tra regime laminare e turbolento avviene all'interno di quello che viene chiamato regime di *transizione* (Ferziger et al. 1996).

Al di fuori delle approssimazioni sopra descritte, le equazioni di Navier-Stokes possono essere risolte solo attraverso una soluzione numerica. A seconda dei casi, la soluzione numerica può essere più o meno approssimata, in funzione delle semplificazioni che si introducono nelle equazioni (incomprimibilità del fluido, assenza di effetti viscosi, irrotazionalità del moto, etc...), della bontà della discretizzazione del dominio fluido e delle approssimazioni nella risoluzione delle equazioni (soluzione diretta (Direct Numerical Simulation) o iterativa). Il livello di approssimazione dipende fortemente dalla complessità della geometria, del modello fisico e dall'entità del *Numero di Reynolds*.

In condizioni di moto turbolento, infatti, la fisica del moto diventa molto complessa anche per semplici configurazioni geometriche, in quanto la struttura del flusso diventa altamente non lineare e tempo-dipendente, e coinvolge scale spaziali che si sviluppano su diversi ordini di grandezza, generalmente molto piccoli (scala di Kolmogorov). In questi casi la simulazione numerica diretta (DNS) richiederebbe una potenza di calcolo di molti ordini di grandezza superiore rispetto a quella disponibile attualmente e nel prossimo futuro, per cui si procede per via iterativa introducendo opportuni *modelli di turbolenza* che sono stati sviluppati specificamente per tenere conto degli effetti della turbolenza senza ricorrere ad una discretizzazione proibitiva e ad una simulazione numerica diretta.

3.3 Tecniche di discretizzazione

Come già accennato in precedenza, la soluzione numerica delle equazioni differenziali che descrivono il moto di un fluido deve passare attraverso un'opportuna discretizzazione del dominio in modo da approssimare le equazioni differenziali con un sistema di equazioni algebriche in un numero discreto di posizioni nello spazio e nel tempo. L'insieme di elementi nei quali è suddiviso l'intero dominio viene comunemente chiamato *griglia* o *mesh*. Si possono distinguere tre differenti tipologie di griglia:

- Griglia strutturata: è una griglia regolare, molto semplice, che consente di alleggerire molto l'algoritmo di generazione della griglia stessa e di risoluzione delle matrici di equazioni algebriche in ogni nodo. In una griglia strutturata ogni nodo rappresenta il vertice di 4 elementi (nel caso di geometria bidimensionale) o di 6 elementi (nel caso di geometria tridimensionale). I principali svantaggi di questo tipo di griglia sono legati al fatto che è adottabile solo con geometrie relativamente semplici e che garantisce una scarsa flessibilità nella gestione delle dimensioni degli elementi in particolari regioni del dominio.

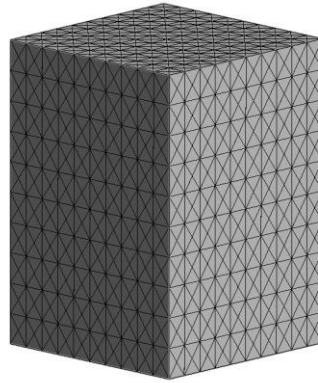


Figura 1

Negli ultimi anni sta prendendo piede un nuovo algoritmo di generazione della griglia, *Immersed Boundary method*, che consente di aggirare gli svantaggi citati sopra, permettendo di utilizzare griglie strutturate anche per la risoluzione di problemi che coinvolgono geometrie complesse con un notevole risparmio nel tempo di generazione della griglia (Russel et al. 2012).

- Griglia non strutturata: è una griglia molto più flessibile rispetto a quella strutturata e permette di discretizzare anche geometrie molto complesse. Ogni nodo può confinare con un numero indefinito di elementi che generalmente sono di forma triangolare o quadrangolare (per geometrie bidimensionali) o tetraedrica o esaedrica (per geometrie tridimensionali). Il fattore di forma (*aspect ratio*) degli elementi può essere controllato così come la dimensione degli elementi in diversi punti della geometria. La flessibilità è compensata dallo svantaggio dell'irregolarità della struttura dei dati che non sono più costituiti da matrici regolari e diagonali. I solutori per questo tipo di griglia sono solitamente più lenti di quelli per griglie regolari.

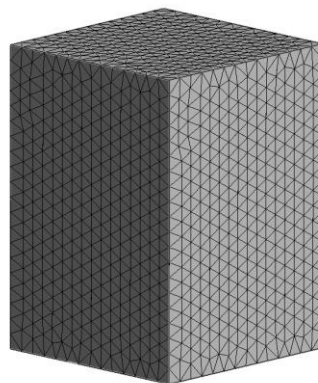


Figura 2

- Griglia semi-strutturata: in alcuni casi è possibile abbinare i vantaggi dei due tipi di griglia visti sopra adottando una griglia semi-strutturata. Essa consiste in una mesh strutturata in una direzione e non strutturata nell'altra. Consente di discretizzare geometrie più complesse rispetto ad una griglia strutturata mantenendo una struttura ordinata delle matrici di equazioni algebriche.

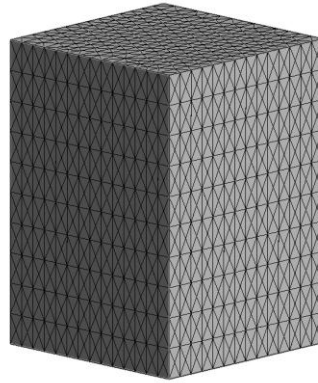


Figura 3

I principali metodi di risoluzione, comunemente adottati, sono tre:

- Metodo alle differenze finite
- Metodo agli elementi finiti
- Metodo ai volumi finiti

Se la griglia è sufficientemente fitta, la soluzione è indipendente dal metodo di discretizzazione adottato.

Il metodo alle differenze finite fu sviluppato da Eulero nel diciottesimo secolo; nonostante possa essere applicato a qualsiasi tipo di griglia (strutturata o non strutturata) viene usualmente applicato a griglie strutturate. In ciascun nodo della griglia, le equazioni differenziali sono approssimate sostituendo le derivate parziali con le differenze tra i valori nodali delle funzioni stesse. Il risultato è un'equazione algebrica per nodo di rete, il cui valore dipende dal valore assunto dalla funzione stessa nei nodi adiacenti. Andando ad imporre determinate condizioni al contorno su alcuni nodi nella griglia si riesce a far propagare la soluzione in tutto il dominio fluido.

Il metodo ai volumi finiti utilizza le equazioni di conservazione nella loro forma integrale. Il dominio di calcolo è suddiviso in un numero finito di volumi di controllo adiacenti (*Control Volume*), e le equazioni di conservazione sono risolte in ogni CV. Questo metodo si adatta bene a tutti i tipi di griglia descritti sopra. In corrispondenza del baricentro di ciascun volume di controllo si trova un nodo computazionale nel quale vengono calcolati i valori delle variabili. Tramite opportuna interpolazione i valori delle variabili vengono quindi calcolati sulle superfici del volume di controllo.

Il metodo agli elementi finiti è molto simile a quello ai volumi finiti se non nel fatto che le equazioni sono moltiplicate per una funzione di forma prima di essere integrate sull'intero dominio.

3.4 Modelli di turbolenza

La turbolenza è un fenomeno che s'instaura quando gli effetti inerziali del moto prevalgono sulle forze viscosi (elevati numeri di Reynolds) e ciò porta all'insorgere di un moto irregolare, rotazionale (si genera vorticità), tridimensionale e non stazionario.

All'instaurarsi di questo regime di moto, infatti, insorgono variazioni, apparentemente caotiche, delle proprietà del flusso, incluse rapide fluttuazioni nel tempo e nello spazio di pressione e velocità; ma soprattutto si ha un aumento della vorticità tridimensionale.

Come conseguenza si ha la formazione di vortici aventi differenti scale di lunghezza. All'aumentare della turbolenza, infatti, i vortici di grandi dimensioni subiscono una contrazione in direzione

ortogonale alla vorticità stessa e un conseguente allungamento nella direzione della vorticità al fine di conservare il momento angolare. Questo fenomeno è noto come meccanismo di stiramento dei vortici (*vortex stretching*) ed è responsabile dell'amplificazione locale di vorticità così come della formazione in seno al flusso di strutture di scala sempre più piccole. Tale fenomeno implica quindi il trasferimento di energia dai vortici di dimensioni maggiori a quelli via via più piccoli, processo noto come la cascata di energia (Ferziger et al. 1996).

La maggior parte dell'energia cinetica del moto turbolento è contenuta nei vortici maggiori. Il fenomeno della cascata di energia trasferisce energia dalle strutture di grandi dimensioni a quelle più piccole generando una gerarchia infinita di vortici, in cui i vortici assorbono energia dai vortici più grandi nei quali sono contenuti. Questo processo, che è sostanzialmente inerziale e privo di dissipazioni viscosi, arriva a formare strutture abbastanza piccole per le quali la diffusione molecolare e quindi la dissipazione di energia a causa degli sforzi viscosi, diventano rilevanti. Questo fenomeno avviene ad una scala di lunghezza che è la cosiddetta scala di lunghezza di Kolmogorov.

La complessità del fenomeno appena descritto evidenzia come la comprensione della turbolenza, la sua quantificazione, la sua previsione, la sua simulazione ed il suo controllo siano tutt'oggi uno dei problemi più rilevanti nella scienza e nell'ingegneria. Infatti, l'ampio range di scale di lunghezze e di scale di tempo in gioco rende pressoché impossibile, date le attuali potenzialità computazionali, la risoluzione del campo di moto attraverso una simulazione numerica diretta (DNS). Si rende perciò necessaria l'introduzione di alcune ipotesi semplificative: inizialmente i tentativi di simulazione del fenomeno turbolento si sono concentrati su modelli basati sulla media nel tempo o nello spazio delle grandezze coinvolte nel problema (velocità, pressione, ...). Si è dato origine ai primi modelli di turbolenza associati con le equazioni RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes), come il $k-\epsilon$ ed il $k-\omega$. Questi modelli sono stati ampiamente utilizzati in ingegneria come una valida alternativa all'impossibilità di superare le difficoltà della simulazione numerica diretta (Tdyn 2008, Wilcox 2002).

Negli ultimi anni è stato realizzato un progresso significativo nello sviluppo di nuovi modelli di turbolenza basati sul concetto che non l'intera gamma di scale di lunghezza coinvolte nel flusso è interessante nella maggior parte delle applicazioni ingegneristiche per le quali, le informazioni contenute nelle scale di lunghezza del flusso più grandi sono sufficienti per analizzare le grandezze di interesse quali velocità, temperatura, etc. Pertanto, l'idea che il comportamento del flusso può essere approssimato con buona approssimazione senza la necessità di ricostruire correttamente le scale più piccole, può essere visto come un possibile grande progresso nella modellazione della turbolenza. Questo ha originato lo sviluppo di modelli di turbolenza che descrivono l'interazione delle piccole scale con le grandi scale. Questi modelli sono comunemente noti come Large Eddy Simulations (LES).

Le due metodologie descritte, che vengono utilizzate per la simulazione dei flussi turbolenti, approcci RANS o LES, sono basati sullo stesso concetto: impossibilità di simulare un flusso turbolento con una discretizzazione finita nel tempo e nello spazio.

Tali modelli di turbolenza introducono ulteriori informazioni per ottenere soluzioni fisicamente coerenti.

La maggior parte dei flussi d'interesse pratico in ambito ingegneristico sono turbolenti, e la turbolenza ricopre un ruolo cruciale nella determinazione di molti parametri tecnici rilevanti, quali, per esempio il coefficiente di trascinamento, i coefficienti di scambio termico, lo spessore di strato

limite, etc.. Quando la turbolenza è presente, di solito domina tutti gli altri fenomeni fluidodinamici e si traduce in un aumento nella forza di trascinamento, nella dissipazione di energia, nella miscelazione e nel trasferimento di calore.

Gli stati turbolenti che si possono incontrare in tutta la gamma di flussi d'interesse industriale sono ricchi, complessi e variegati. La scelta del modello di turbolenza che meglio si adatta al fenomeno che si vuole studiare, così come la scelta della tecnica e della precisione della discretizzazione, è una delle scelte cruciali nell'impostazione di una simulazione fluidodinamica, e spesso occorre passare attraverso una validazione dei risultati tramite confronto con prove sperimentali.

3.5 La reologia dei fluidi: fluidi newtoniani e non-newtoniani

La resistenza di un fluido allo scorrimento è quantificata dalla grandezza fisica definita come viscosità dinamica. Essa può essere, quindi, interpretata come una misura della coesione interna del fluido.

Consideriamo un corpo che scorre su un piano fermo ed uno strato di fluido interposto tra il corpo in moto e la parete immobile. Per mantenere costante la velocità del corpo è necessario mantenere applicata ad esso una forza F diretta nel senso del moto. Trattandosi di moto uniforme la risultante delle forze agenti sul sistema dovrà essere nulla. Di conseguenza il fluido opporrà al moto una forza F uguale in modulo alla precedente ma di verso opposto. Per la teoria dell'aderenza in tutti i fluidi, le particelle a contatto diretto con i confini solidi non scorrono rispetto ad essi, quindi la velocità del fluido è nulla per le particelle a contatto con la parete, poi cresce spostandosi in direzione normale al piano fino a raggiungere il valore di velocità che ha il corpo stesso. Questo fenomeno testimonia la presenza di una forza interna al fluido che si oppone allo scorrimento relativo degli strati l'uno sull'altro e che è proporzionale al gradiente di velocità $\partial u/\partial y$ in direzione normale a quella del moto. Indichiamo ora con τ_{xy} la tensione che si esercita nella direzione x sulla superficie normale a y , si ha la relazione:

$$\tau_{xy} = \frac{dF}{dS} = -\mu \frac{du}{dy} \quad [6]$$

L'equazione, attribuita a Isaac Newton, definisce un comportamento viscoso ideale, caratterizzato da un valore del coefficiente di viscosità indipendente dallo sforzo di taglio τ e dal gradiente del flusso di scorrimento: i fluidi che vi obbediscono sono detti fluidi newtoniani.

In realtà per molti fluidi il coefficiente di viscosità μ è variabile con τ . Un fluido caratterizzato da una risposta nel gradiente del flusso di scorrimento non lineare rispetto allo sforzo di taglio si definisce fluido non-newtoniano.

I fluidi non newtoniani, quando il loro comportamento viene visto in funzione della velocità di deformazione, si distinguono in fluidi alla Bingham, pseudoplastici e dilatanti; i primi sono molto simili a quelli newtoniani, infatti, in un diagramma reologico (velocità di deformazione in funzione degli sforzi tangenziali) quelli newtoniani sono caratterizzati da una linea che inizia nell'origine e ha un'inclinazione pari all'arcotangente di μ , quelli alla Bingham sono traslati sull'asse delle ordinate di una quantità, che viene indicata con τ_0 , che è lo sforzo che serve loro come "innesco" al movimento. I fluidi pseudoplastici e dilatanti variano il loro comportamento in funzione della velocità di deformazione, i primi presentano notevole deformazione iniziale con bassi sforzi e piccole deformazioni con sforzi elevati; per i dilatanti vale la regola opposta.

Un'ultima differenziazione dei fluidi può essere fatta in funzione del loro comportamento dal punto di vista temporale; si distinguono fluidi tixotropici e fluidi reopectici.

Per quanto detto i fluidi non newtoniani non hanno un valore definito di viscosità.

Nonostante il concetto di viscosità sia usato comunemente per caratterizzare un materiale, esso risulta inadeguato a descrivere il comportamento meccanico di un fluido non-newtoniano.

Per la modellazione di questa categoria di fluidi ci siamo serviti del modello di Herschel–Bulkley. In accordo con tale modello, introdotto dai due nel 1926, il gradiente di velocità è correlato allo sforzo di taglio da una legge non lineare.

$$\tau_{xy} = k_c \left(\frac{du}{dy} \right)^n + \tau_0 \quad [7]$$

La relazione è caratterizzata da tre parametri:

- il fattore di consistenza k_c ;
- l'indice di comportamento (flow index) n ;
- lo sforzo tangenziale sterile τ_0 .

Il fattore di consistenza rappresenta una semplice costante di proporzionalità mentre l'indice di comportamento n caratterizza la tipologia di fluido, indicando quanto esso si avvicini ad un fluido ($n < 1$) o dilatante ($n > 1$). Lo sforzo tangenziale sterile, infine, quantifica la soglia minima di sforzo oltre la quale il fluido inizia a scorrere.

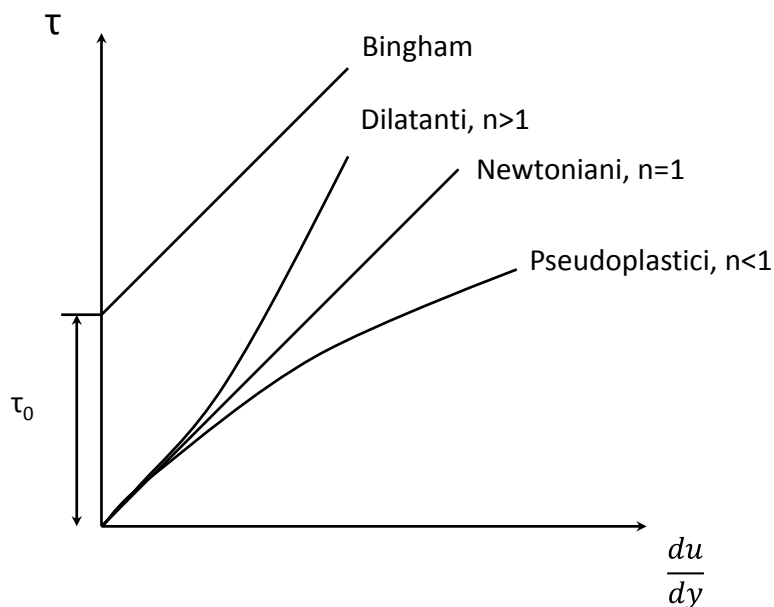


Figura 4: comportamento dei fluidi

3.5.1 La reologia dei fluidi contenenti pezzatura

La reologia di una sospensione di particelle è una funzione complessa delle sue proprietà fisiche e dei processi che avvengono alle lunghezze di scala delle particelle sospese. Le caratteristiche principali della sospensione che possono influenzare la sua reologia sono (Mueller et al, 2009; Jeffrey and Acrivos, 1976; Maron and Pierce , 1956):

- frazione volumetrica di particelle;
- forma delle particelle;
- interazioni tra particelle;
- disposizione spaziale delle particelle;
- natura del campo di flusso,
- distribuzione dimensionale e di forma delle particelle,
- forze di interazione tra le particelle.

Per semplicità, Einstein (1906) suppose che per le sospensioni solide, la viscosità apparente della sospensione stessa (μ_s) può essere normalizzata secondo la viscosità del liquido μ_0 (per un liquido newtoniano) e riportata come viscosità relativa μ_r apparente:

$$\mu_r = \frac{\mu_s}{\mu_0} \quad [8]$$

Se il liquido di sospensione fosse un liquido non newtoniano, μ_0 dovrebbe essere sostituita dalla viscosità apparente μ .

Più recentemente, Mueller et al. (2009) hanno dimostrato che il modello di Herschel e Bulkley (1926) fornisce una base eccellente per una ricca caratterizzazione reologica attraverso i suoi tre parametri. Essi fornirono inoltre una serie di equazioni che possono essere utilizzate per calcolare le proprietà reologiche della sospensione in funzione della frazione volumetrica di particelle, della loro distribuzione e della loro forma. Essi dimostrarono che il comportamento reologico di una sospensione di particelle solide è simile al comportamento di una fase liquida avente specifiche proprietà reologiche, calcolate a partire dalle caratteristiche specifiche della sospensione stessa.

Sulla base di tali considerazioni, nel seguente lavoro verranno condotte le simulazioni considerando sempre un fluido monofase, ed i risultati verranno elaborati per prevedere il comportamento del particolato solido in sospensione.

3.6 La CFD applicata all'industria alimentare

Negli ultimi anni si sta registrando un progressivo aumento nell'utilizzo della fluidodinamica computazionale per la risoluzione di problemi connessi alla dinamica dei fluidi; questo è legato a numerose cause che possono essere riassunte nei seguenti punti:

- Aumento progressivo delle prestazioni computazionali a disposizione dell'industria;
- Riduzione dei costi di licenza dei software CFD;
- Continuo sviluppo di nuove tecniche numeriche per la risoluzione delle equazioni di Navier-Stokes;
- Elevato dispendio di tempo e di denaro connessi all'utilizzo di metodi tradizionali di sperimentazione e di modellazione analitica.

Nell'industria alimentare si è riscontrato un aumento pressoché esponenziale dei lavori pubblicati su riviste scientifiche internazionali inerenti all'applicazione della CFD allo studio dei processi alimentari (Figura 5).

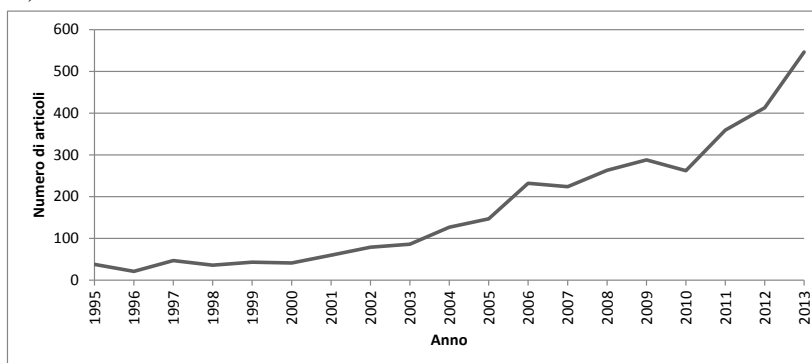


Figura 5: numero di pubblicazioni sulla CFD applicata all'industria alimentare negli ultimi 20 anni (fonte: Science Direct)

Un resoconto approfondito della letteratura disponibile riguardo all'applicazione della CFD nei processi dell'industria alimentare è reperibile in letteratura (Scott and Richardson 1997; Xia and Sun 2002; Anandharamakrishnan 2003; Norton and Sun 2006, Sun 2007, Anandharamakrishnan 2013) L'ambito di applicazione spazia su tutti i processi d'interesse alimentare:

- spray drying (Langrish and Fletcher 2001, 2003)
- processo di cottura (Therdthai et al. 2003; DeVries et al. 1994; Mills 1998–1999, Sablani et al. 1998);
- Distribuzione della temperatura e dei flussi d'aria nelle celle di refrigerazione e nei banchi vendita al dettaglio (Cortella et al. 1998),
- Sterilizzazione termica (Datta and Teixeira 1987; Abdul Ghani et al. 1999a, b, 2001),
- Pastorizzazione delle uova (Denys et al. 2003, 2004, 2005),
- Miscelazione (Sahu et al. 1999; Scott 1977),
- Essiccazione termica (Mathioulakis et al. 1998, Jamaledine and Ray 2010),
- Refrigerazione (Hu and Sun 1999, 2000; Davey and Pham 1997, 2000; Moureh and Derens 2000; Mariotti et al. 1995),
- Spray freezing (Anandharamakrishnan et al. 2010),
- Processi di riscaldamento e raffreddamento (Wang and Sun 2003),
- Umidificazione di magazzini refrigerati (Verboven and Nicolai 2008, 2009).

4 Applicazione della fluidodinamica computazionale (CFD) alla progettazione dei reattori a raggi ultravioletti per la sterilizzazione delle acque

4.1 La tecnologia a raggi ultravioletti

La luce UV è la regione dello spettro elettromagnetico che si trova tra i raggi X e la luce visibile, con lunghezza d'onda variabile tra 100 e 400 nm. Come stabilito dalla Seconda Conferenza sulla Luce (Copenaghen, 1932) i raggi UV vengono a loro volta classificati in :

- **UV-A** (315-400 nm) responsabili degli effetti abbronzanti e ustionanti per lunghe esposizioni al sole durante i periodi estivi ;
- **UV-B** (280-315 nm) con proprietà terapeutiche e di sintesi della vitamina "D";
- **UV-C** (200-280 nm) con proprietà germicide;
- **UV Vacuum** (100-200 nm) con elevato potere germicida ma limitato a pochi mm d'acqua, in grado di produrre ionizzazione e ozono.

La scoperta della proprietà germicida della radiazione ultravioletta risale alla fine del XIX secolo (Downes and Blunt, 1877). Oggi tale tecnologia viene utilizzata sia nei processi di sterilizzazione (su acque reflue e su acque per uso umano) sia nei processi di ossidazione avanzata (AOPs) per l'abbattimento degli inquinanti.

La radiazione UV viene generata da opportune lampade che, a seconda della tipologia, emettono una determinata radiazione luminosa. Le principali tipologie di lampade sono (Temporelli e Porro 2005):

- Lampade a vapori di mercurio a bassa pressione (LP) e ad amalgama; caratterizzate da un'elevata efficienza e da un'emissione quasi monocromatica a 253.7 nm. Il loro rendimento è alto per basse temperature di funzionamento (40-60°C) e decresce rapidamente all'aumentare della temperatura. Esiste un particolare tipo di lampada a bassa pressione, detto ad alta emissione (Low Pressure High Output), che, rispetto ai modelli "tradizionali", ha una maggiore emissione UV per unità di lunghezza.
Nelle lampade ad amalgama, il mercurio è amalgamato con alogenuro di indio in modo da innalzare l'intensità dello spettro luminoso (di circa tre volte) pur mantenendolo monocromatico.
- Lampade a vapori di mercurio a media pressione (MP); caratterizzate da una pressione del mercurio superiore a quella delle lampade a bassa pressione (50-300 kPa contro 0.1-10 kPa). Lo spettro di emissione è policromatico e l'efficienza relativamente bassa. Hanno il vantaggio di avere potenze più elevate e di essere meno influenzate da variazioni della temperatura esterna.
- Lampade allo xenon (a pulsazione) caratterizzate da "lampi" luminosi di breve durata (1 μ s) ed elevata frequenza (1-30 Hz) che trasformano il gas in plasma ad elevatissima temperatura (8000-25000 K) che emette radiazioni secondo la legge del corpo nero: genera uno spettro continuo dall'ultravioletto all'infrarosso con significativa componente nella regione dell'UV-C. Utilizzate nel trattamento delle acque.

- Lampade ad eccimeri; gli eccimeri sono dimeri (formati dall'unione di due molecole uguali) eccitati. I più utilizzati sono gli alogenuri dei gas nobili che, opportunamente eccitati per mezzo di una scarica elettrica, emettono radiazioni coerenti ad una determinata lunghezza d'onda (dipendente dal tipo di eccimero) e ad un'intensità molto amplificata.
- Lampade LED; i LED (light emitting diode) sono elementi semiconduttori in grado di convertire la corrente elettrica che li attraversa in flusso luminoso. La lunghezza d'onda a cui viene generato il fascio luminoso dipende dal tipo di drogaggio cui sono sottoposti i materiali della giunzione. L'alimentazione elettrica è nell'ordine dei Volt ed è importante che la corrente sia continua. Tali lampade sono caratterizzate da dimensioni e costi molto contenuti.

A seconda della particolare applicazione occorre scegliere opportunamente la sorgente luminosa; per esempio le radiazioni a 185 nm, ottenute da lampade a bassa pressione standard vengono utilizzate principalmente nei processi in cui si utilizza la radiazione ultravioletta in combinazione con ozono o perossido di idrogeno, dove la fotolisi diretta produce radicali altamente reattivi, O o OH[•] rispettivamente (Schalk et al.2005). Per quanto riguarda il trattamento di sterilizzazione delle acque, si utilizzano in genere lampade a bassa pressione standard (per limitati valori di portata) oppure lampade ad alta emissione (LPHO), ad amalgama o a media pressione (per elevati valori di portata).

4.1.1 Propagazione delle radiazioni UV

La luce UV che si propaga dalla sorgente interagisce con i materiali che incontra per assorbimento, riflessione, rifrazione e dispersione:

- **Assorbimento:** trasformazione della luce che passa attraverso una sostanza in altre forme di energia; per ogni sostanza varia con la lunghezza d'onda della luce.
- **Rifrazione:** cambiamento nella direzione di propagazione della luce quando la stessa attraversa l'interfaccia tra un mezzo ed un altro. Nei reattori UV, si verifica quando la luce passa dall'interno della lampada, attraverso il rivestimento della lampada, e da questo in acqua.

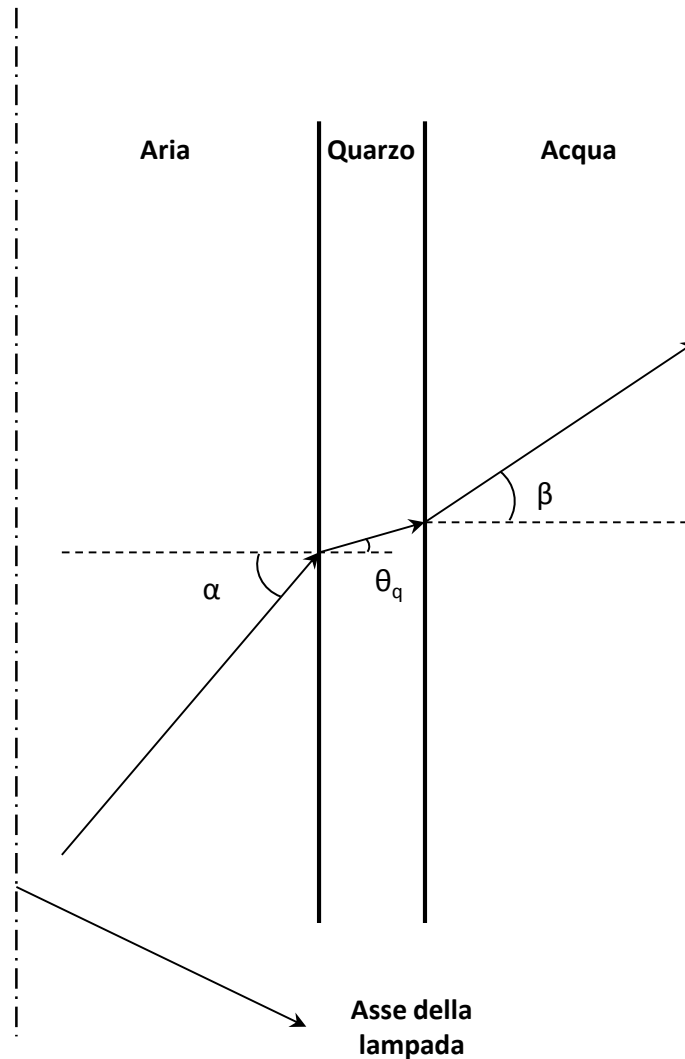


Figura 6: rifrazione della luce

- **Riflessione:** cambiamento della direzione di propagazione della luce quando viene deviata da una superficie, può essere distinta come speculare(angolo d'incidenza uguale all'angolo di riflessione) o diffusa (su superficie ruvide dove la luce diffonde in tutte le direzioni in funzione dell'angolo d'incidenza).
- **Assorbanza:** quantifica la diminuzione della quantità di luce incidente che passa attraverso un campione di materiale. L'assorbanza UV a 254 nm è un parametro di qualità dell'acqua. Questo parametro definisce la quantità di luce UV che attraversa l'acqua e raggiunge gli organismi bersaglio.

- **Trasmittanza:** percentuale di luce che passa attraverso il materiale. L'UVT può essere calcolata utilizzando la legge di Lambert-Beer, secondo la quale, l'intensità luminosa che raggiunge un punto è uguale all'intensità luminosa emessa della sorgente meno la percentuale di luce assorbita dai mezzi attraversati dal fascio luminoso stesso:

$$I = I_0 \cdot e^{-a_\lambda \cdot l} \quad [9]$$

Il rapporto tra la luce trasmessa attraverso il campione e l'intensità incidente sul campione stesso viene definito trasmittanza:

$$Tr_\lambda = \frac{I}{I_0} = e^{-a_\lambda \cdot l} \quad [10]$$

4.1.2 Effetto germicida

L'effetto dei raggi UV sui microrganismi si può definire come un intervento di demolizione fotochimica del DNA, che impedisce alla cellula di riprodursi. Ciò avviene durante l'esposizione della cellula a radiazioni luminose comprese nel campo dell'UV-C (tra 200 e 310 nanometri). Si è dimostrato che la maggiore efficacia nella riduzione di colonie batteriche, si ottiene con radiazioni aventi lunghezze d'onda nell'intorno di 260 nanometri; tali radiazioni sono emesse solo dalle lampade a media pressione. Le lampade a bassa pressione, con un'unica emissione a 253,7 nanometri, hanno efficacia minore di circa il 15% e non riescono, tra l'altro, ad impedire il fenomeno della foto riabilitazione del batterio. Tra le varie specie di microrganismi, la sensibilità ai raggi ultravioletti è diversa anche in modo notevole e dipende da vari fattori:

- frequenza delle "sequenze di base", nel DNA, sensibili agli UV.
- disponibilità e la forza dei meccanismi cellulari di riparare i danni prodotti dagli UV.
- permeabilità agli UV delle membrane cellulari esterne

Analogamente a quanto si fa per la sterilizzazione chimica o termica, anche per il trattamento a raggi ultravioletti si definisce dosaggio, il prodotto tra l'intensità del campo (che nel caso specifico è l'intensità luminosa) per il tempo di contatto.

In letteratura sono reperibili numerosi dati sull'inattivazione di diversi microrganismi in funzione della radiazione UV-C. Tali curve di inattivazione sono ottenute da studi sperimentali sfruttando una radiazione luminosa a 254 nm.

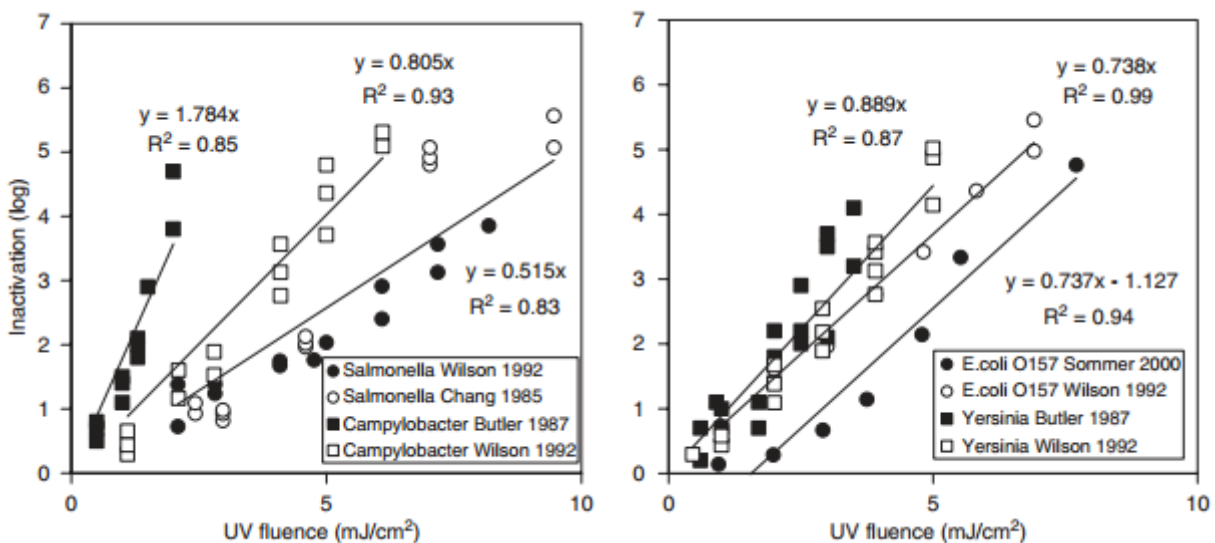


Figura 7: curve di risposta per alcuni batteri patogeni (Hijnen et al. 2006)

Per ogni microrganismo conosciuto e catalogato si riporta la dose UV necessaria per la riduzione del 90% delle sue “colonie” (che viene indicata con D_{10}).

4.1.3 Valutazione della dose garantita da un reattore UV

Per la disinfezione dell'acqua potabile è di recente emersa la pratica di applicare la Reduction Equivalent Dose (RED) per la determinazione del dosaggio effettivamente garantito da un reattore in determinate condizioni di funzionamento. Tale tecnica biosimetrica consiste nell'introdurre alcuni microrganismi target (generalmente spore di *Bacillus Subtilis* e batteriofagi MS2), di cui si conoscono le curve di inattivazione, in quantità nota nell'apparato da validare che viene fatto funzionare nelle condizioni operative reali. Al termine della procedura si ottengono delle curve di dimensionamento che consentono di correlare le caratteristiche di funzionamento (in genere portata e torbidità) al dosaggio medio garantito dalla macchina.

Questi test sono alla base delle procedure di validazione in Germania (DVGW, 2006) e Austria (ONORM, 2001). Nel 2006 l'USEPA ha pubblicato l' *”Ultraviolet Disinfection Guidance Manual”* (USEPA, 2006), che fornisce le linee guida circa la progettazione, la validazione, la gestione e la manutenzione dei sistemi di disinfezione UV. Questi test (Qualls and Johnson, 1983) hanno il vantaggio di valutare le prestazioni del reattore nelle sue reali condizioni di funzionamento e di trarre considerazioni oggettive sull'effettivo abbattimento ottenuto; tuttavia, sono poco pratici e molto costosi, soprattutto per quanto riguarda sistemi UV di grosse dimensioni. Anche l'ottimizzazione della geometria stessa del reattore con un approccio del tipo “trial and error” sarebbe particolarmente gravosa da un punto di vista economico, in quanto richiederebbe la creazione e la sperimentazione di molti prototipi. Inoltre, proprio perché sono test a posteriori, non consentono, durante la fase di progettazione, analisi a priori di diverse configurazioni. Infine, non forniscono informazioni sulla distribuzione delle dosi assorbite e sull'uniformità di trattamento, ma solo sulla dose media garantita dal reattore. Per questa serie di motivi, da diversi anni, la comunità scientifica si sta muovendo per affiancare a questo tipo di test, ulteriori analisi in grado di fornire informazioni sempre più dettagliate sulle prestazioni garantite da un reattore UV.

Un approccio sperimentale emergente, che può fornire una descrizione dettagliata delle performance di un reattore, utilizza microsfele che subiscono una reazione chimica quando esposte alla radiazione UV (Blatchley et al. 2008). Le microsfele vengono iniettate a monte del reattore UV e sono raccolte a valle. L'entità della reazione chimica indotta dalla luce UV all'interno di ciascuna sfera è misurata mediante citometria a flusso grazie alla quale è possibile risalire alla dose assorbita da ciascuna sfera nell'attraversamento del reattore. Questa tecnica (attinometria lagrangiana) è molto promettente in quanto, ad oggi, è l'unico metodo, unitamente alle simulazioni fluidodinamiche (che verranno dettagliate in seguito), in grado di fornire informazioni a livello di distribuzione delle dosi garantite dal reattore. Si tratta tuttavia di una procedura complessa che richiede attrezzature molto avanzate e costose e competenze che sono ancora difficili da trovare.

Negli ultimi anni, i miglioramenti nelle capacità di calcolo hanno messo a disposizione dei progettisti strumenti sempre più performanti in grado di facilitare e migliorare la fase di progettazione. In particolare, l'uso della fluidodinamica computazionale (CFD) per simulare il processo di disinfezione UV ha attirato sempre maggiore attenzione (Chiu et al., 1999; Lyn et al., 1999; Wright and Hargreaves, 2001; Lyn, 2004; Ducoste et al., 2005; Liu et al., 2007, Ferretti et al. 2010, 2011a, 2011b). Recenti studi (CIMdata, 2009) hanno dimostrato come l'uso della CFD durante le fasi di progettazione possa portare ad un notevole abbassamento dei costi di

prototipazione e test (-35 %), dei costi di progettazione (-17 %), del rischio di errori di progettazione (-15 %), ad un miglioramento delle prestazioni e della funzionalità del prodotto (+22 %), dell'affidabilità e della durata (+5 %) e dell'efficienza del prodotto (+5 %).

Per poter simulare correttamente il funzionamento di un reattore UV occorre ricostruire con la massima precisione tre aspetti principali:

- campo di moto fluidodinamico
- distribuzione della radiazione UV
- funzione di distribuzione della dose fornita dal reattore

4.2 Sviluppo di un nuovo strumento per la progettazione dei reattori UV

Come detto in precedenza, per simulare adeguatamente le prestazioni di un reattore a raggi ultravioletti, è necessario uno strumento in grado di combinare un'analisi fluidodinamica con un'analisi ottica. Dalla prima, infatti, è possibile ricostruire le traiettorie di un adeguato numero di microorganismi che attraversano l'impianto; dalla seconda, la distribuzione della radiazione sterilizzante all'interno del reattore stesso che, opportunamente integrata lungo le traiettorie di cui sopra, permette di ottenere la dose assorbita da ciascun microorganismo.

In commercio sono disponibili numerosi software di simulazione fluidodinamica (Fluent, Ansys CFX, Comsol Multiphysics, TDyn multiphysics, CD-Adapco, etc...) ma nessuno di questi consente un'analisi ottica parallela ed una sua rapida integrazione con i risultati fluidodinamici.

Si è quindi deciso di partire da un codice fluidodinamico (nel caso particolare si è utilizzato il software Tdyn multiphysics) e di integrarlo con un modulo ottico opportunamente sviluppato che consentisse una rapida integrazione dei risultati ottenuti. Le attività si sono svolte in stretta collaborazione con l'azienda Puro s.r.l., produttrice dei reattori UV e con SmartCAE s.r.l., che ha collaborato nello sviluppo del software.

4.2.1 Il codice per il calcolo dell'irraggiamento UV

La legge di Lambert-Beer è la base principale per il calcolo matematico della distribuzione dell'intensità della radiazione UV emessa da una lampada. La formulazione base di tale legge (descritta nel paragrafo 4.1.1) è stata opportunamente modificata per tener conto della rifrazione della luce che avviene all'interfaccia aria/quarzo/acqua così come descritto al paragrafo 4.1.1.

Una rappresentazione schematica dei termini utilizzati nel modello per il calcolo dell'irraggiamento UV è mostrata in Figura 8 (Blatchely, 1997).

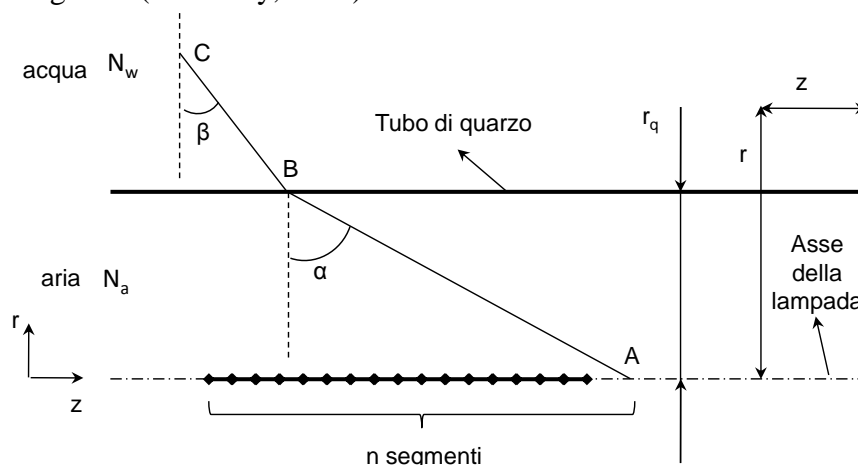


Figura 8: rappresentazione schematica dei termini utilizzati per il calcolo dell'irraggiamento

Il codice sviluppato utilizza il modello MSSS (Bolton, 2000). La lampada viene suddivisa in un numero sufficientemente grande di segmenti, ciascuno dei quali emette la luce in maniera diffusa: ogni segmento non emette la stessa intensità in tutte le direzioni, ma l'intensità diminuisce con il coseno dell'angolo (α) compreso tra la direzione normale all'asse della lampada e la direzione della luce. Il modello, come detto, tiene conto della rifrazione che si verifica all'interfaccia aria/quarzo/acqua, come determinato dalla legge di Snell:

$$\sin \beta = \frac{N_a}{N_w} \sin \alpha \quad [11]$$

L'intensità UV in ogni punto del dominio viene calcolato come la somma del contributo fornito da ciascun segmento:

$$I_\lambda(r, z) = \sum_{i=1}^n \frac{P_\lambda / n}{4\pi l_i^2} \cdot \cos \alpha \cdot \exp \left[- \left(a_q s_q + a_\lambda (r - r_q) \right) \right] \frac{l_i}{r} \quad [12]$$

Dove l_i è la distanza percorsa dal raggio luminoso per andare dal segmento luminoso i al punto situato nel dominio:

$$l_i = \overline{AB} + \overline{BC} \quad [13]$$

Poiché β è indipendente dal tipo di materiale compreso tra aria ed acqua (Bolton, 2000) e poiché lo spessore del quarzo è molto piccolo (circa 2 mm), la presenza del tubo di quarzo all'interfaccia aria/acqua può essere trascurata nel calcolo della rifrazione. Anche la riflessione della luce causata dalle pareti di acciaio del reattore non è stata tenuta in considerazione, così come l'effetto ombra causato dalle altre lampade all'interno del reattore. Il coefficiente di assorbimento (a) è legato all'assorbanza (A_λ) ad una data lunghezza d'onda (λ) dalla seguente equazione (Bolton et al 2000.):

$$a_\lambda = \left(\frac{A_\lambda}{s} \right) \cdot \ln(10) \quad [14]$$

In cui s è lo spessore di materiale attraversato dal raggio luminoso. L'assorbanza è a sua volta legata alla trasmittanza (T) dalla seguente funzione:

$$A_\lambda = -\text{Log}Tr_\lambda \quad [15]$$

4.2.2 Validazione del codice per il calcolo dell'irraggiamento UV

Il calcolo dell'intensità UV, secondo quanto descritto nel paragrafo precedente, avviene per mezzo di una serie di relazioni reperite in letteratura scientifica che tengono conto della torbidità del fluido, del grado di trasparenza del quarzo e della rifrazione. Il calcolo, in prima istanza, è stato validato confrontando i risultati ottenuti con il modello sviluppato nell'intorno di una lampada con i dati forniti dal produttore della lampada stessa. Tale confronto ha dato esito positivo. Questi risultati sono tuttavia ottenuti sotto precise condizioni di funzionamento (in quanto i dati forniti dai produttori delle lampade si riferiscono al caso specifico in cui il fluido irraggiato sia l'aria) e nell'ipotesi, a nostro avviso forte, di un'efficienza della lampada pari a quella teorica. Per una validazione più accurata è stato necessario eseguire le misurazioni di intensità in condizioni di funzionamento note.

4.2.2.1 Campagna sperimentale

L'apparato sperimentale impiegato per la misura delle curve di emissione UV è costituito da:

- un sensore UV a banda spettrale stretta e centrata a 254nm, basato sul fotodiode JEC 0,1S. Tale sensore è stato appositamente calibrato confrontandone la risposta con sensori a risposta spettrale larga in dotazione al Dipartimento di Fisica e precedentemente calibrati usando una sorgente laser Ar-Kr multi riga.

Al sensore è applicata una tensione di bias di 10V, ed una resistenza di carico di 10M Ω .

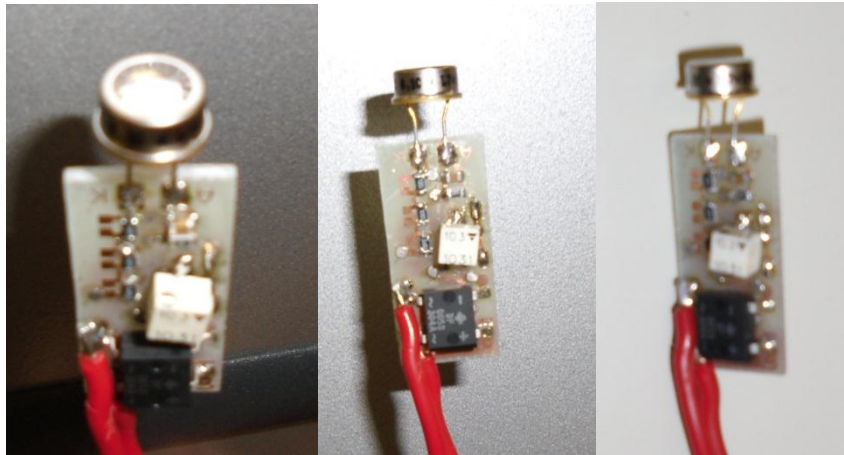


Figura 9: sensore utilizzato nella campagna sperimentale

- Un set di guide motorizzate passo-passo ad alta precisione (Standa 8MT184-13), controllato tramite computer, in grado di coprire una distanza complessiva di 3cm;

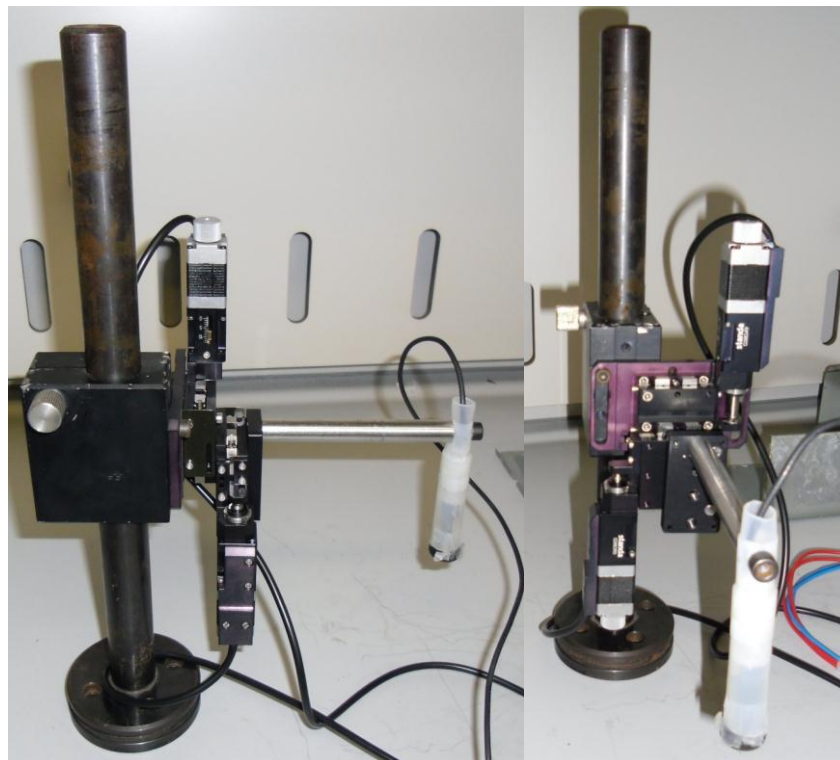


Figura 10: strumentazione utilizzata per la realizzazione delle misurazioni radiali: sulla sinistra si notano le due guide motorizzate passo-passo; il sensore è inserito all'interno del cilindro bianco

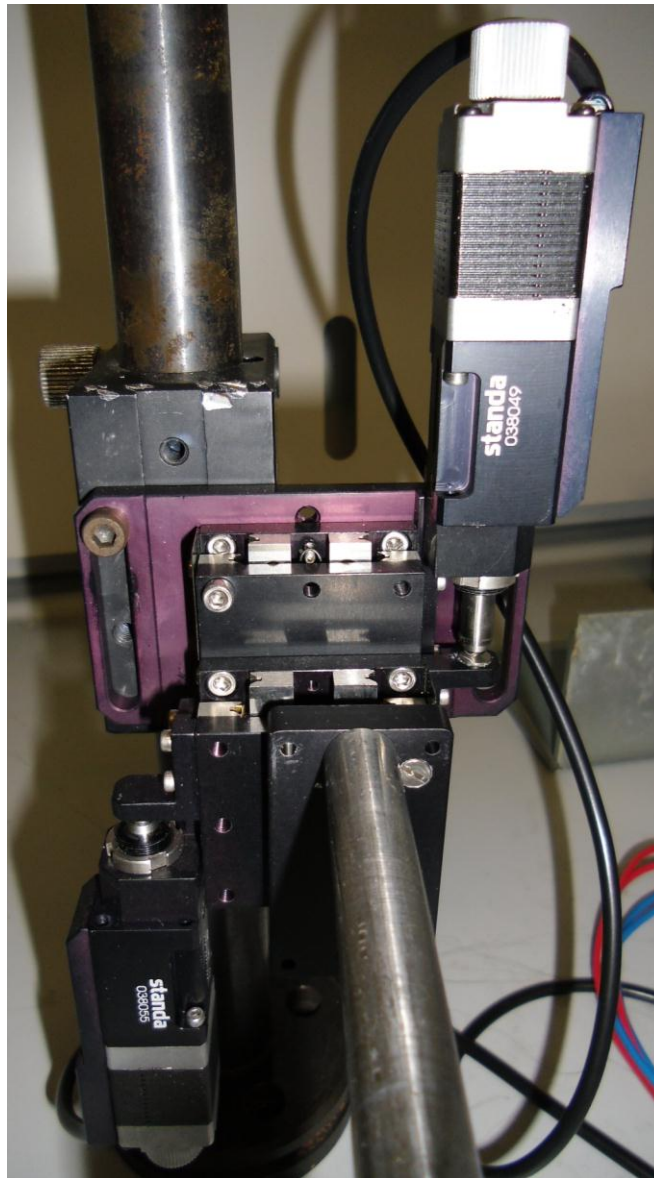


Figura 11: dettaglio delle due guide motorizzate: una in alto a destra e l'altra in basso a sinistra

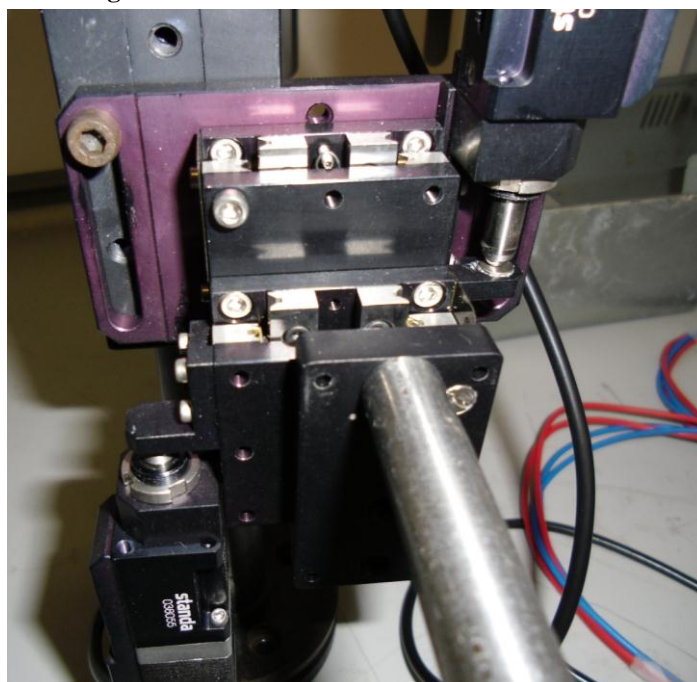


Figura 12: ulteriore dettaglio delle guide motorizzate

- Un reattore appositamente realizzato da Puro Srl, che presenta
 - ✓ tre fori nella parete laterale, in diverse posizioni lungo l'asse longitudinale del reattore, per le misure in direzione radiale;
 - ✓ una lunga fessura parallela all'asse del reattore, per le misure in direzione longitudinale

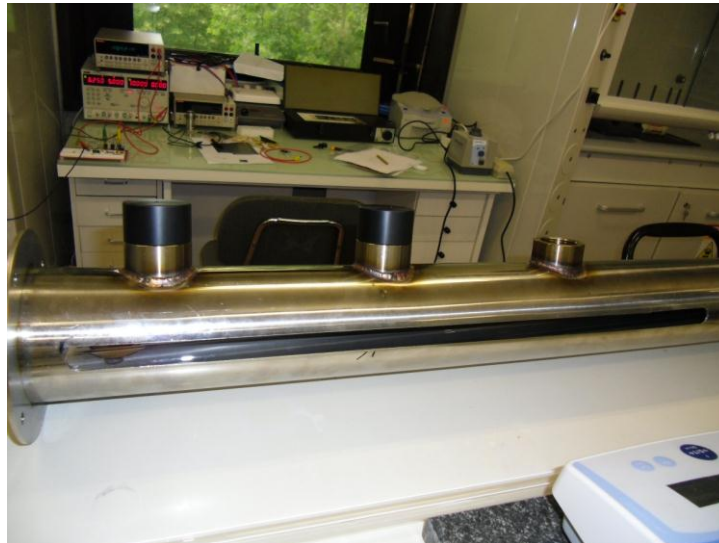


Figura 13: reattore utilizzato per la campagna sperimentale: si notano i tre fori per le misurazioni radiali e la fessura longitudinale;

- Una lampada a bassa pressione UV-C 39 avente le seguenti caratteristiche:
 - ✓ Potenza totale (P): 41 W
 - ✓ Potenza a 254 nm (P_λ): 15 W

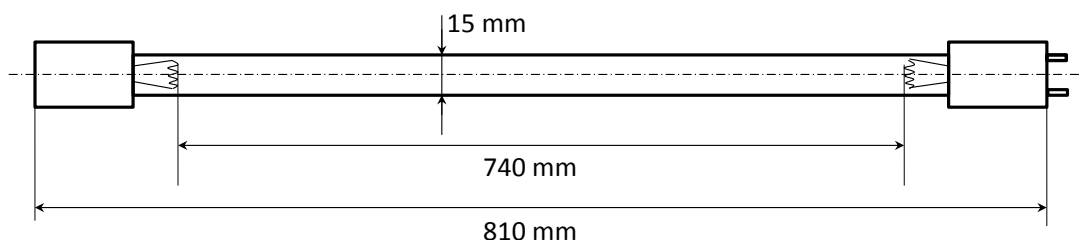


Figura 14: caratteristiche geometriche della lampada



Figura 15: particolare relativo alla lampada a bassa pressione utilizzata nella campagna sperimentale

- Una cappa aspirante sia per aspirare l'ozono che viene prodotto a causa della ionizzazione dell'aria sottoposta alla radiazione ultravioletta sia per schermare la radiazione UV, al fine di garantire un ambiente di lavoro privo di rischi.

La densità di potenza UV è stata misurata in tempo reale tramite PC, in funzione della posizione del sensore rispetto alla lampada.

Le misurazioni sono state effettuate in due differenti configurazioni:

- **RADIALE:** il sensore è fissato tramite un braccio metallico alla guida motorizzata, ed è stato calato all'interno del reattore in uno dei fori appositamente realizzati; in questo modo si misura l'emissione UV della lampada in funzione della distanza radiale da essa.

- **LONGITUDINALE:** Il sensore è fissato tramite un braccio metallico ad una lunga guida scorrevole, dotata di scala millimetrata. Il sensore è allineato alla fessura longitudinale appositamente creata nel reattore; mantenendo costante la distanza radiale sensore-lampada, si varia la posizione del sensore lungo l'asse del reattore, misurando eventuali disomogeneità di emissione UV della lampada.

In entrambe le configurazioni le misure sono state ripetute più volte, variando diverse condizioni al contorno, in modo da indagare il maggior numero di aspetti possibile. In particolare, si è provveduto a:

- Variare la posizione longitudinale lungo cui è stata effettuata la misura in direzione radiale;
- Schermare la riflessione della luce UV ricoprendo di cartoncino nero le pareti del reattore;
- Inserire diaframmi in vari punti del reattore per simulare condizioni di reale utilizzo
- Rimuovere il tubo in quarzo contenente la lampada, per quantificare le percentuali di luce UV assorbita e riflessa dallo stesso.

I risultati ottenuti durante la campagna sperimentale sono di seguito riportati.

4.2.2.1.1 Misurazioni longitudinali

Come accennato sopra, in questo caso si è posizionato il sensore all'interno del taglio longitudinale appositamente realizzato:

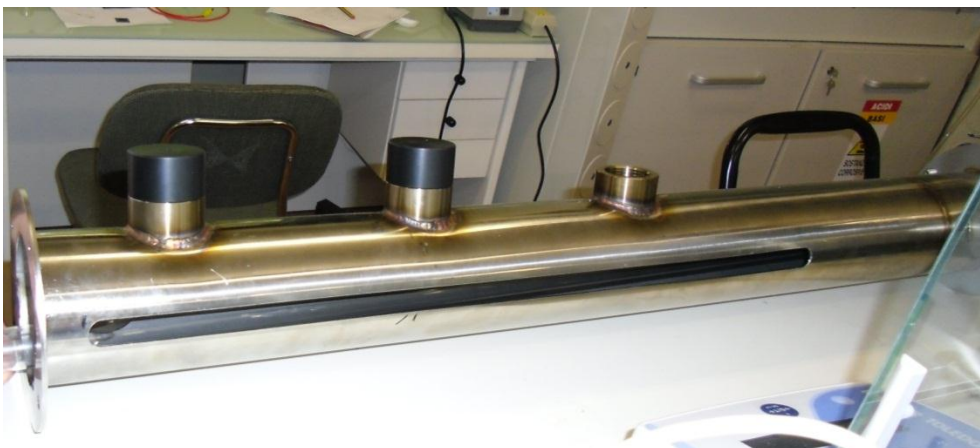


Figura 16: dettaglio del taglio trasversale realizzato sul reattore per poter realizzare la misurazione

La distribuzione UV in misurata è la seguente:

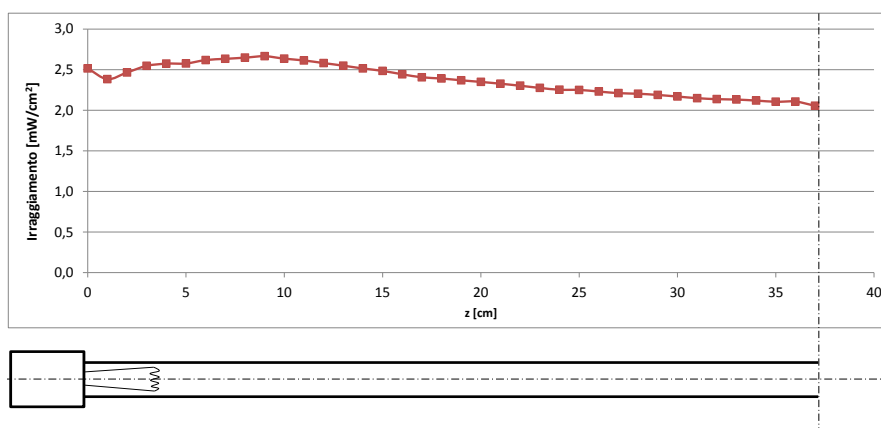


Figura 17: distribuzione dell'irraggiamento UV in direzione longitudinale misurata su metà dell'intera lunghezza della lampada

Come si nota in Figura 17, l'irraggiamento tocca il valore massimo in corrispondenza dell'inizio della lampada; questo aspetto, che come vedremo in seguito risulta in disaccordo con quanto ottenuto tramite il modello simulativo, è dovuto alla presenza dell'elettrodo che comporta una concentrazione di potenza in questa zona. Il modello, per contro, considera la lampada come un elemento la cui potenza è spalmata uniformemente lungo tutta la lunghezza e non più o meno concentrata a seconda della posizione.

Siccome, da un lato, risulterebbe difficile simulare la distribuzione dell'irraggiamento tenendo conto della posizione degli elettrodi (che, oltretutto, dipenderebbe dal tipo di lampada utilizzata), e, dall'altro, il grado di approssimazione introdotto facendo l'ipotesi di potenza distribuita uniformemente sulla lunghezza della lampada è comunque accettabile e conservativa, si è deciso di non modificare il modello.

4.2.2.1.2 Misurazioni in direzione radiale

Le misurazioni in direzione radiale sono state effettuate in tre diverse posizioni dislocate lungo il reattore:

- Posizione 1: al centro del reattore;
- Posizione 2: intermedia tra la posizione 1 e la posizione 3;
- Posizione 3: in prossimità dell'estremità della lampada (in particolare ad una distanza da essa pari a 7 cm).

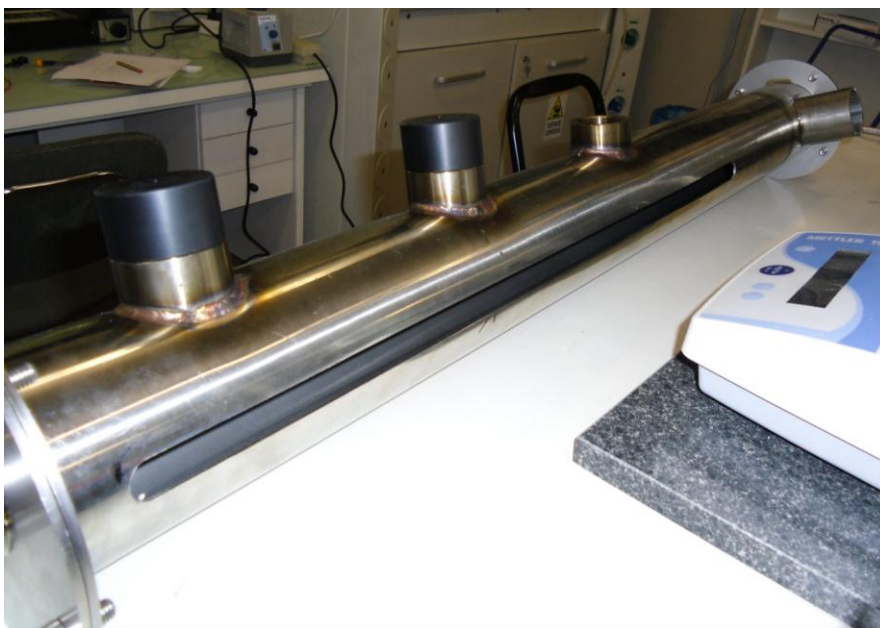


Figura 18: particolare delle tre posizioni per la realizzazione delle misurazioni radiali: in primo piano la posizione 3, poi la 2 e quindi la 1

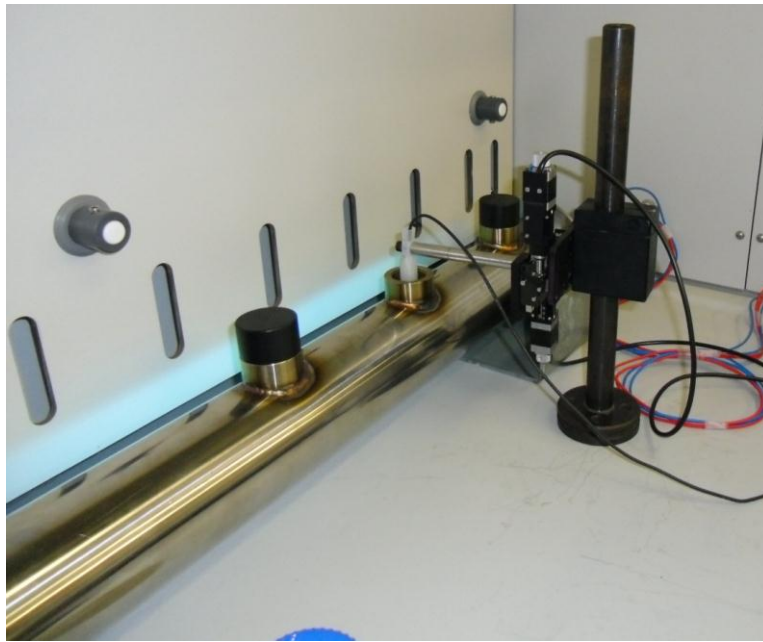


Figura 19: sensore posizionato nella posizione 2 per la realizzazione della misurazione in direzione radiale

Queste misurazioni sono state effettuate in diverse condizioni in modo da poter avere una stima di massima di fenomeni che non sono ancora tenuti in considerazione all'interno del modello di calcolo ma che in futuro potrebbero anche essere considerati. Per il momento, tali dati sono interessanti per poter stimare l'influenza sull'irraggiamento UV di fenomeni quali la riflessione delle pareti del reattore e la presenza di diaframmi.

4.2.2.1.2.1 Misurazioni radiali in presenza di riflessione

Tali misurazioni sono state effettuate in condizioni standard, cioè nelle normali condizioni in cui si troverebbe a lavorare il reattore, ad eccezione del fluido circostante la lampada (il reattore sarebbe destinato al trattamento di acqua mentre le prove sono state condotte in aria). In queste condizioni si risente ovviamente della riflessione dei raggi UV ad opera delle pareti metalliche del reattore. I risultati sono i seguenti:

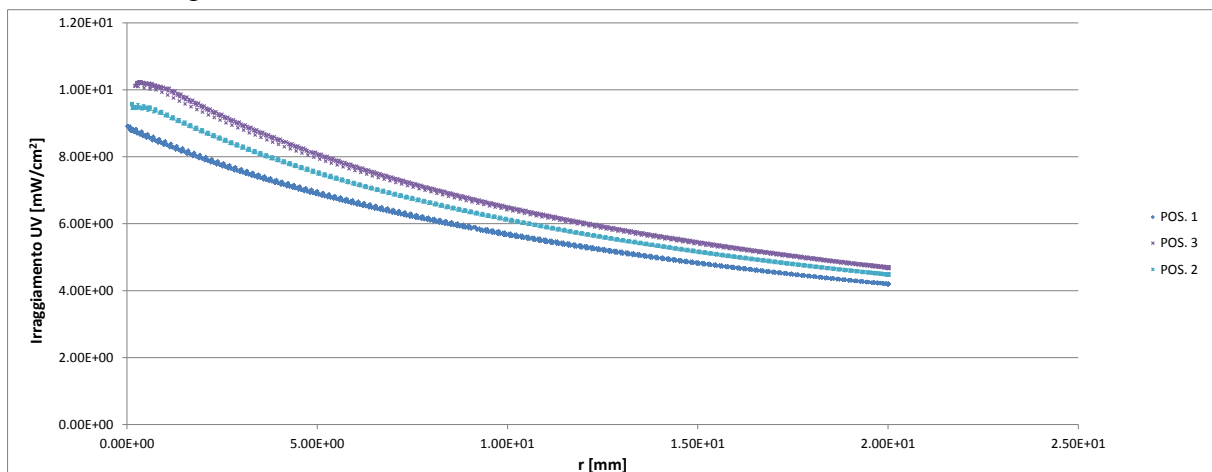


Figura 20: distribuzione dell'irraggiamento UV in direzione radiale nelle tre diverse posizioni di misura

A conferma di quanto visto nel paragrafo precedente, si nota anche in questo caso come nelle posizioni più vicine all'elettrodo (posizione 2 e posizione 3) si abbia un irraggiamento superiore rispetto a quello registrato al centro della lampada (posizione 1).

4.2.2.1.2.2 Misurazioni radiali in assenza di riflessione

Per escludere il contributo della riflessione si sono rivestite le pareti del reattore con un cartoncino nero in modo da renderle completamente opache; queste misurazioni sono state effettuate solo in due posizioni (1 e 2). Di seguito si riportano i risultati ottenuti:

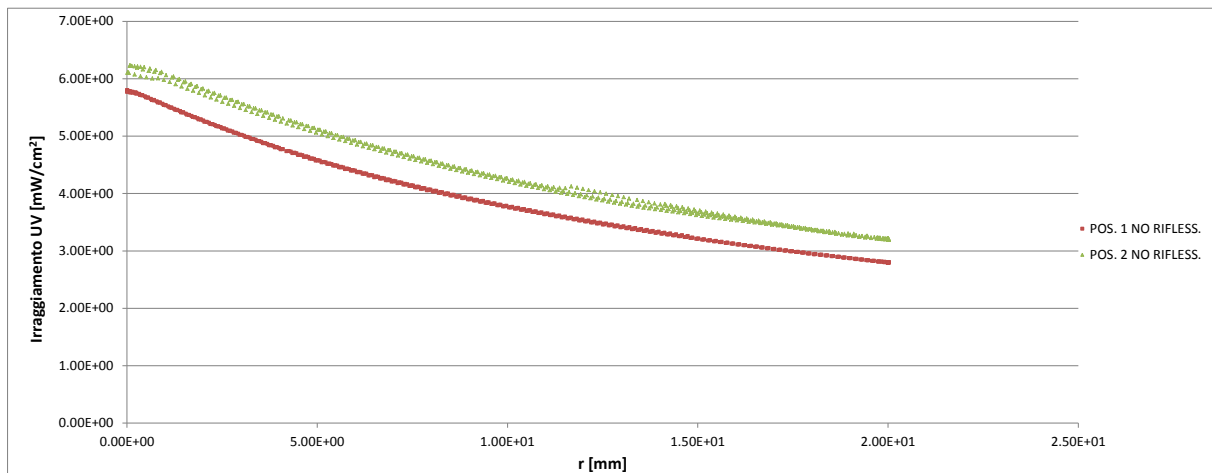


Figura 21: distribuzione dell'irraggiamento UV in direzione radiale nelle posizioni 1 (rosso) e 2 (verde) in assenza di riflessione

Confrontando le misurazioni effettuate in assenza di riflessione con quelle effettuate in presenza di riflessione si può ricavare, in termini percentuali, il contributo che questo fenomeno ottico dà per questa particolare configurazione del reattore (per altre configurazioni, con più lampade e con altre disposizioni delle stesse il contributo sarà diverso):

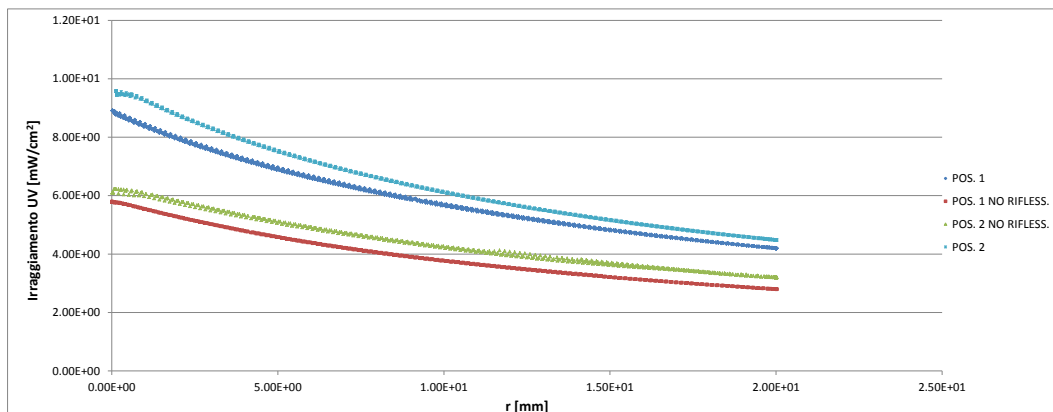


Figura 22: confronto tra la distribuzione dell'irraggiamento UV con o senza riflessione nelle posizioni 1 e 2

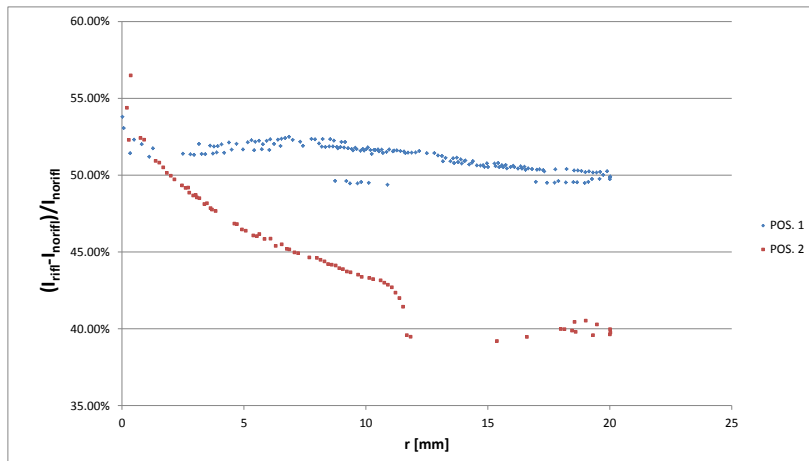


Figura 23: differenza percentuale tra l'irraggiamento UV con riflessione e irraggiamento senza riflessione nelle posizioni 1 e 2

Come si nota dalla Figura 23, nella posizione 1 la riflessione aumenta l'irraggiamento di circa il 52% su tutta la sezione; per quanto riguarda invece la posizione 2, l'influenza della riflessione sembra dipendere dalla distanza radiale dalla lampada. L'irraggiamento infatti sembrerebbe influire maggiormente nelle zone prossime alla lampada (aumento dell'irraggiamento di circa il 50%) mentre la sua influenza diminuisce all'aumentare della distanza dalla lampada fino a raggiungere un'influenza del 40% ad una distanza di 2 centimetri. Per approfondire meglio l'influenza della riflessione occorrerebbero analisi più approfondite. Si può comunque concludere che la riflessione va ad incrementare l'intensità dell'irraggiamento UV del 40÷50%. Va inoltre sottolineato il fatto che tali risultati sono influenzati dallo strumento di misura, la cui presenza schermo inevitabilmente parte della radiazione riflessa dalle pareti metalliche; per questo motivo si può affermare che l'irraggiamento misurato è cautelativo e ci si attende che il contributo della riflessione nella realtà sia leggermente superiore rispetto ai valori indicati in precedenza.

4.2.2.1.2.3 Misurazioni radiali in assenza del tubo di quarzo

All'interno del modello per il calcolo dell'irraggiamento UV, una delle variabili presenti è l'assorbanza del quarzo, che è un indice della quantità di luce assorbita o riflessa dal tubo di quarzo. Per avere una stima di tale coefficiente, si è deciso di eseguire misurazioni in assenza del tubo di quarzo ed effettuare successivamente un confronto con i risultati ottenuti dalle misurazioni realizzate in presenza dello stesso.

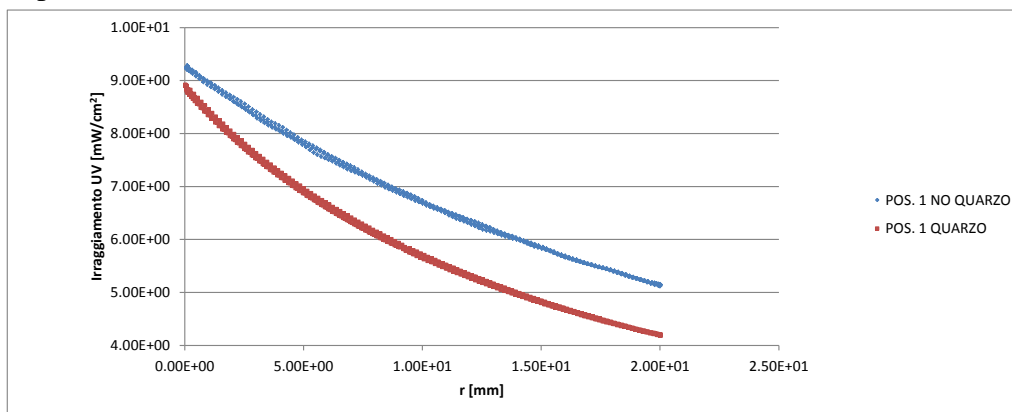


Figura 24: confronto tra l'irraggiamento con o senza quarzo nella posizione 1

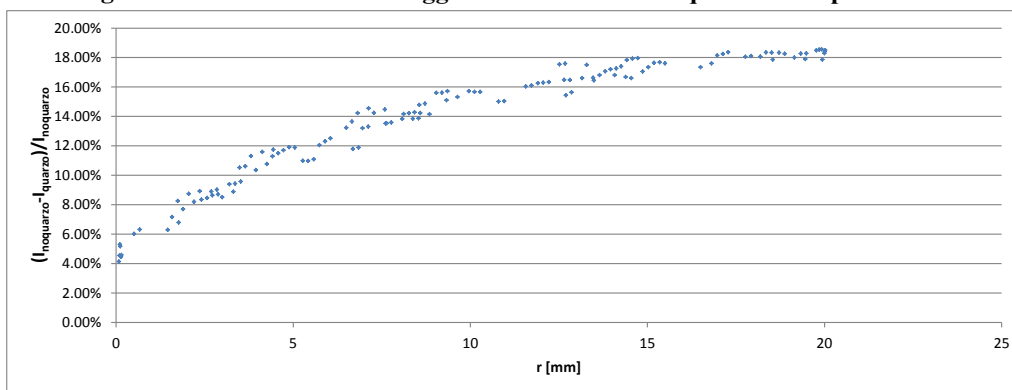


Figura 25: differenza percentuale tra l'irraggiamento UV con e senza quarzo nella posizione 1

Dai risultati ottenuti emerge che l'influenza del quarzo si risente maggiormente a posizioni distanti radialmente dalla lampada; la riduzione dell'intensità di luce causata dalla presenza del quarzo, tende asintoticamente a circa il 19÷20% (ciò corrisponde ad un valore di trasmittanza dell'80%). Questo valore di trasmittanza sembrerebbe a prima vista un po' troppo basso in quanto solitamente si considera che il quarzo sia pressoché trasparente alla radiazione UV (trasmittanza nell'ordine del

95÷98%); dall'osservazione del grafico di Figura 25 si nota come l'influenza del quarzo abbia un'incidenza del 4% nella zona immediatamente a contatto con lo stesso; si nota inoltre che tale incidenza aumenta all'aumentare della distanza radiale dalla lampada e tende asintoticamente al 20%. Tale andamento non è imputabile alla sola assorbanza, in quanto essa dovrebbe agire in modo indipendente dalla distanza. In prima analisi si potrebbe concludere che l'attenuazione del 4% registrata a contatto con il quarzo sia da attribuire effettivamente all'assorbanza del quarzo, mentre man mano che ci si allontana dallo stesso, la sua incidenza aumenta per l'intervento di altri fenomeni ottici come l'effetto lente del quarzo e la riflessione di una percentuale di luce all'interfaccia aria/quarzo e quarzo/aria, che sarà tanto più rilevante tanto maggiore sarà l'angolo di incidenza del raggio di luce sulla superficie di interfaccia (questa percentuale di luce può raggiungere valori del 20% (Bolton, 2000). Tali ulteriori fenomeni non sono considerati nel modello di calcolo, ma siccome da quanto emerge dalle evidenze sperimentali, risultano essere abbastanza rilevanti, si è deciso di considerarli andando a ricavare un indice di "assorbanza apparente" che permettesse di inglobare vari aspetti che contribuiscono all'attenuazione dell'intensità luminosa. Da questo valore di "trasmissione apparente" (80%) si può ricavare il corrispondente coefficiente di "assorbanza apparente" del quarzo da inserire all'interno del modello di calcolo:

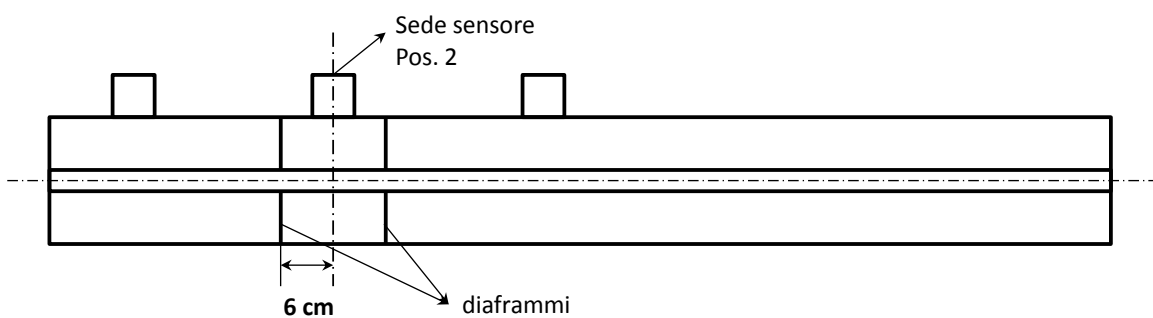
$$a_q = (-\text{Log}Tr_\lambda / s_q) \cdot \ln 10 = 1.11 \text{cm}^{-1} \quad [16]$$

Dove con s si è indicato lo spessore del tubo di quarzo (nel caso in questione pari a 0.2 cm)

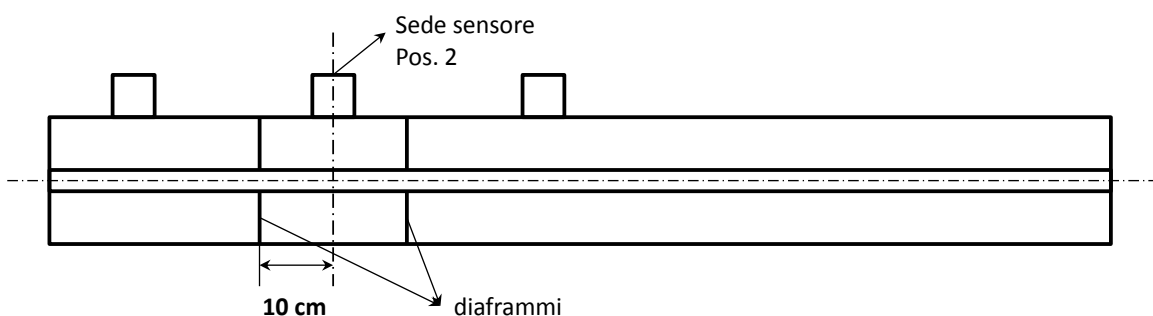
4.2.2.1.2.4 Misurazioni radiali con diaframmi

In questo caso sono stati realizzati dei diaframmi in cartoncino e sono stati posti a distanza variabile dalla posizione di misura in modo da valutare come questi andassero ad influenzare l'intensità luminosa registrata dal sensore. Le misurazioni sono state realizzate in corrispondenza della posizione 2 ed i diaframmi sono stati posti a due diverse distanze dalla sede per il sensore, come rappresentato nelle seguenti figure:

Caso 1: diaframmi posti ad una distanza di 6 cm dalla sede del sensore:



Caso 2: diaframmi posti ad una distanza di 10 cm dalla sede del sensore:



Di seguito sono riportati i risultati delle misurazioni ed il loro confronto con i risultati ottenuti in assenza dei diaframmi:

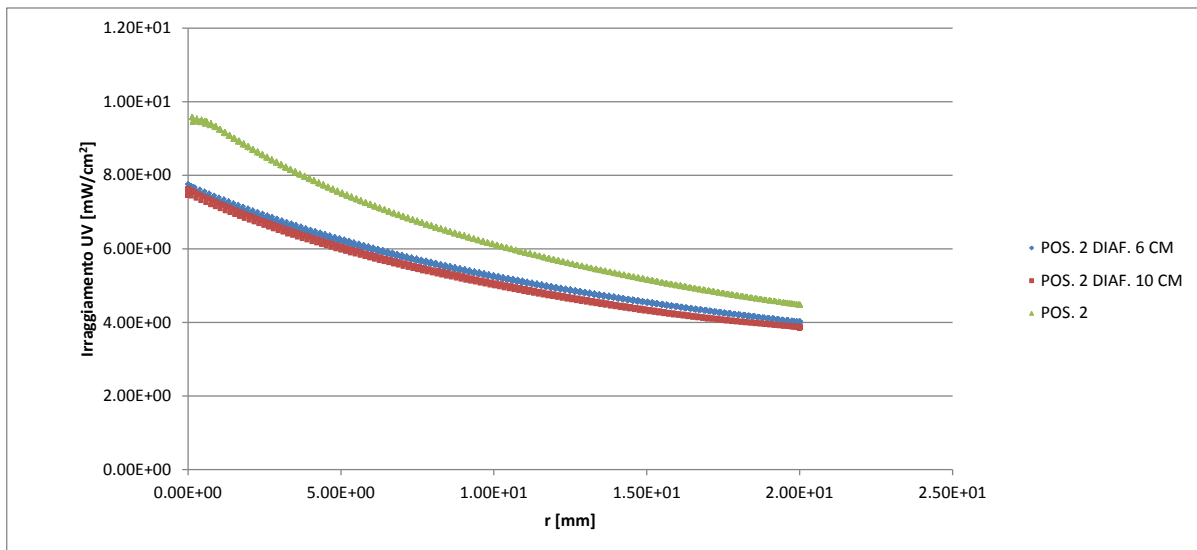


Figura 26: confronto tra l'irraggiamento con o senza diaframmi nella posizione 2

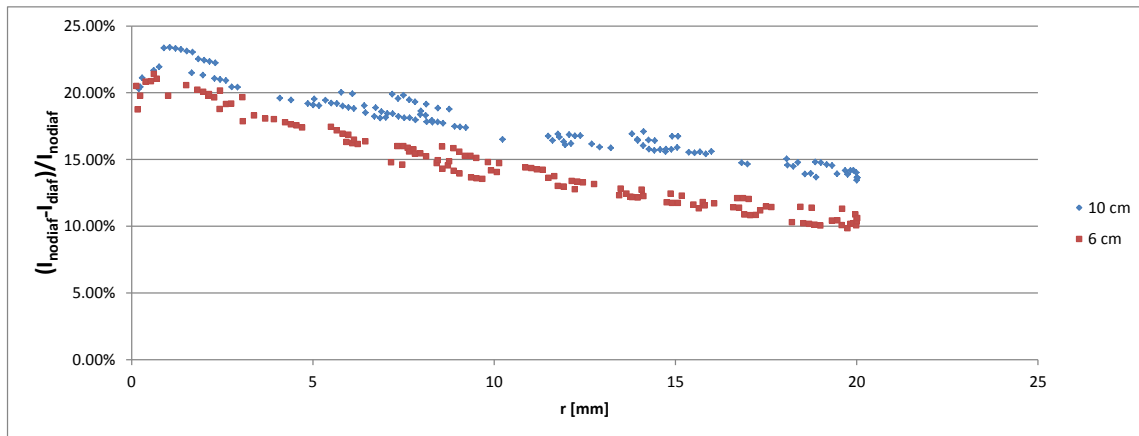


Figura 27: differenza percentuale tra l'irraggiamento UV con e senza diaframmi nella posizione 2

Dai risultati appena mostrati si deduce che la presenza dei diaframmi provoca una riduzione dell'irraggiamento tra il 10% ed il 20% in funzione della distanza radiale dalla lampada; la distanza dei diaframmi dalla posizione di misura, invece, influisce relativamente poco sull'intensità luminosa registrata dal sensore.

4.2.2.1.3 Campagna simulativa

L'obiettivo della campagna simulativa è quello di riprodurre virtualmente le condizioni di misura reali al fine di confrontare i risultati con quelli della campagna sperimentale al fine di valutare l'attendibilità dello strumento di simulazione. Come detto in precedenza il modello utilizzato è il Multiple Segment Summation Source (MSSS).

Per riprodurre fedelmente le condizioni di misurazione della campagna sperimentale occorre inoltre tenere in considerazione le caratteristiche tecniche del sensore. Il modello MSSS infatti, calcola l'intensità luminosa in ciascun punto sommando i contributi di tutte le n sorgenti puntiformi in cui è stata suddivisa la lampada; il sensore invece ha un certo angolo di visuale per cui non percepisce la luce proveniente dall'intera lampada ma solo quella proveniente dalla frazione di lampada sottesa al suo particolare angolo di visuale. Inoltre, a seconda dell'angolo di incidenza, il sensore rileva solo una frazione dell'intensità incidente. Di seguito si riporta la caratteristica del sensore utilizzato nella campagna sperimentale:

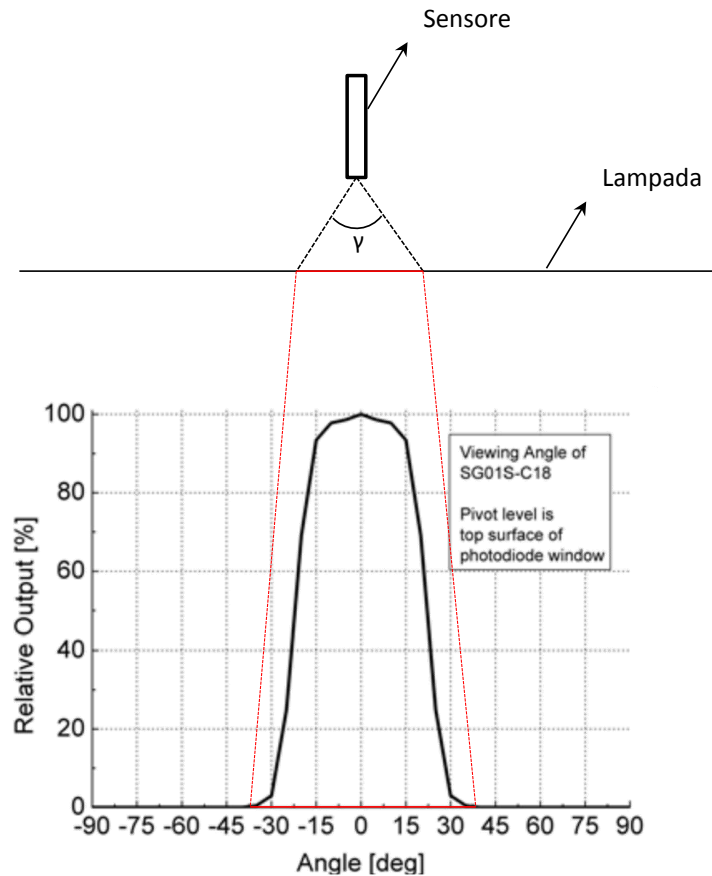


Figura 28: caratteristica del sensore utilizzato nella campagna sperimentale che mette in relazione l'angolo di incidenza del raggio di luce con la percentuale di intensità di tale raggio percepita dal sensore

Per poter tener conto della caratteristica del sensore si è dovuto ricavare, o per lo meno approssimare, l'equazione della curva rappresentata in Figura 28. Il modello diventerà quindi il seguente:

$$I_{\lambda}(r, z) = \sum_{i=1}^n \frac{P_{\lambda}}{4\pi d_i^2} \cdot \cos \alpha \cdot \exp\left[-(a_q s_q + a_{\lambda}(r - r_q))\right] \frac{l_i}{r} \cdot f(\alpha) \quad [17]$$

Dove $f(\alpha)$ è l'equazione della curva di Figura 28 che permette di calcolare il “relative output” in funzione dell'angolo di incidenza, e può essere approssimata dalla seguente funzione:

$$f(\alpha) = \begin{cases} 0 & |\alpha| > 40^\circ \\ -0.003 \cdot \alpha + 1.83 & 30^\circ < |\alpha| \leq 40^\circ \\ -0.05776 \cdot \alpha + 1.83 & 15^\circ < |\alpha| \leq 30^\circ \\ -0.0003 \cdot \alpha^2 + 1 & |\alpha| \leq 15^\circ \end{cases} \quad [18]$$

Di seguito si riporta il confronto tra la curva caratteristica reale e quella riprodotta tramite la funzione precedente:

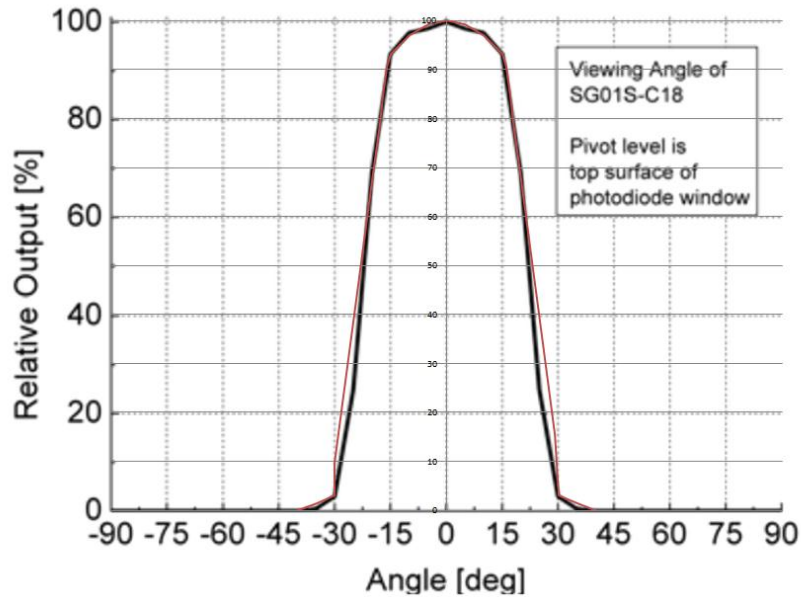


Figura 29: confronto tra la curva caratteristica reale del sensore e $f(\alpha)$

Come si nota da Figura 29, la curva $f(\alpha)$ approssima abbastanza bene la caratteristica del sensore e laddove se ne discosta, va comunque a sovrastimare la percentuale di intensità percepita dal sensore, rimanendo quindi in ottica conservativa. A questo punto l'unica variabile del modello che rimane ancora da determinare è il coefficiente di assorbimento dell'aria (a_λ); non potendo misurarla, si è deciso di assumere un valore tipico di trasmittanza della stessa ($Tr'_{10}=99\%$) dal quale si è ricavato il corrispondente coefficiente di assorbimento:

$$a_\lambda = \left(-\text{Log}Tr'_{\lambda/s_a} \right) \cdot \ln(10) = 0.01 \text{cm}^{-1} \quad [19]$$

4.2.2.1.4 Confronto tra campagna sperimentale e campagna simulativa

Impostando i valori ricavati in precedenza grazie alla campagna sperimentale all'interno del modello analitico si ottiene la seguente distribuzione dell'irraggiamento nella posizione 1:

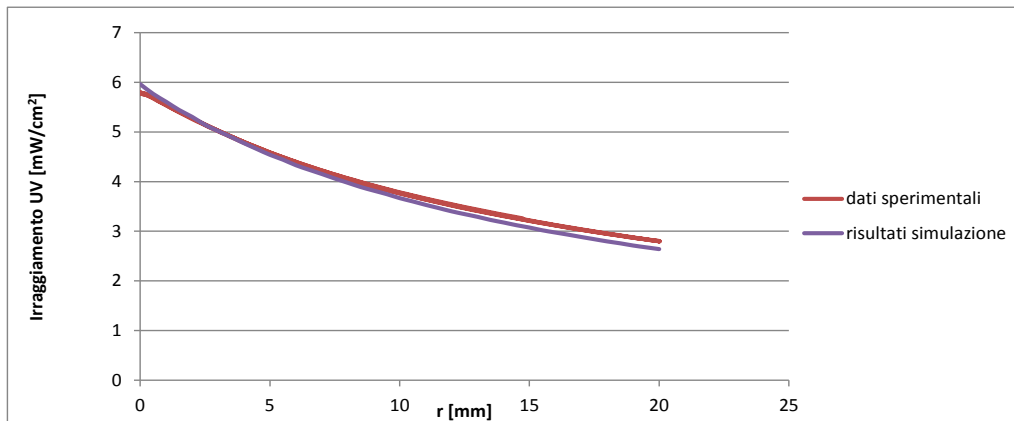


Figura 30: posizione 1: confronto tra i dati sperimentali ed i risultati ottenuti con il modello simulativo impostando i seguenti valori dei coefficienti di assorbimento: $a_i=0,01 \text{ cm}^{-1}$ $a_q=1,11 \text{ cm}^{-1}$.

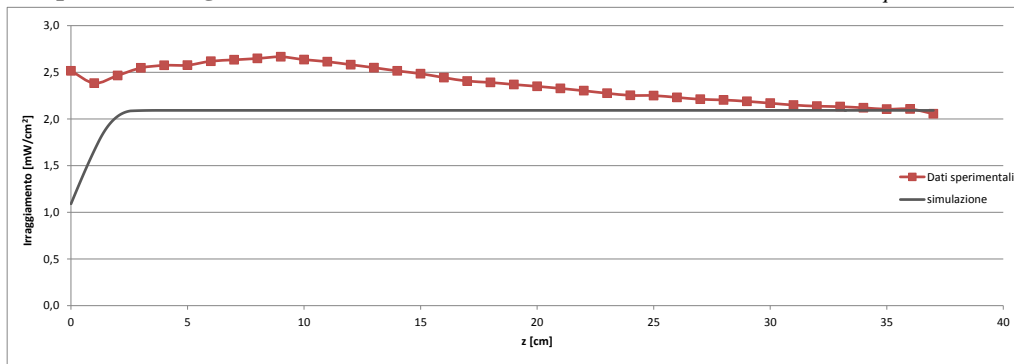


Figura 31: confronto tra la distribuzione longitudinale dell'irraggiamento UV ottenuta sperimentalmente e per via simulativa

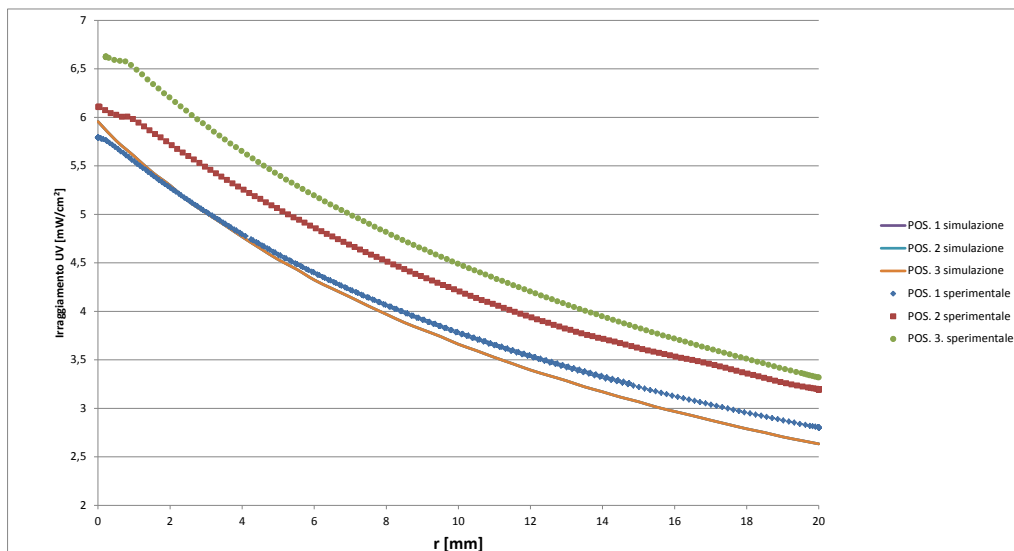


Figura 32: confronto tra le distribuzioni radiali (sperimentali e simulative) dell'irraggiamento UV nelle tre posizioni

Come già accennato in precedenza, il modello matematico riesce ad approssimare molto bene l'andamento dell'irraggiamento nelle zone centrali della lampada, mentre si osservano discostamenti abbastanza rilevanti alle estremità della stessa. Questa discordanza è riconducibile alla presenza in queste zone degli elettrodi che causano delle concentrazioni di potenza che non

possono essere modellate analiticamente (anche perché dipendono fortemente dal modello di lampada che si utilizza e andrebbe fatta un'analisi contestualizzata di volta in volta). La differenza maggiore tra misure sperimentali e risultati del modello infatti si registra sulla posizione 3, mentre nella posizione 1 si ha una corrispondenza quasi perfetta. Le differenze di cui sopra comunque, tendono sempre a sottostimare, seppur di poco, il reale irraggiamento generato dalla lampada e pongono quindi in una condizione conservativa, che tutela da un'eventuale sovrastima del dosaggio assorbito da un certo microrganismo.

Le analisi effettuate hanno quindi permesso di validare definitivamente il software realizzato da un punto di vista ottico ed hanno permesso di ricavare alcuni coefficienti, che per ora erano solo stati ipotizzati o ricavati da letteratura, come il coefficiente di assorbimento del quarzo (pari a $1,11 \text{ cm}^{-1}$) e quello dell'aria (pari a $0,01 \text{ cm}^{-1}$). Il modello analitico si è dimostrato affidabile nel calcolo dell'irraggiamento UV generato da una lampada a bassa pressione, e laddove si sono riscontrate le incongruenze più marcate tra dati sperimentali e simulati (nelle zone prossime agli elettrodi) il modello permette comunque di mantenersi in ottica cautelativa, evitando in questo modo eventuali sottodimensionamenti del reattore.

La campagna sperimentale ha messo in evidenza come la lampada non abbia un'emissione costante in direzione longitudinale. In particolare si ha un aumento della potenza emessa in corrispondenza dei due elettrodi. Tale fenomeno si è scelto di non modellarlo sul simulatore per i seguenti motivi:

1. Non è possibile creare un modello generico valido per ogni lampada in quanto tale fenomeno sarà funzione sia del modello di lampada, sia della specifica lampada (in quanto anche a parità di modello si potranno riscontrare da lampada a lampada differenze negli elettrodi);
2. Il fenomeno agisce in ottica cautelativa sul modello proposto che, trascurandolo, sottostima l'irraggiamento nelle zone in prossimità degli elettrodi;
3. Il fenomeno è comunque limitato alle zone in corrispondenza degli elettrodi.

La campagna sperimentale ha permesso inoltre di stimare l'influenza che fenomeni quali la riflessione delle pareti metalliche del reattore e l'effetto ombra generato da eventuali diaframmi, hanno sull'irraggiamento UV interno al reattore. In particolare si è visto come la riflessione incrementi l'irraggiamento di circa il 50% (questo valore dipende comunque dalla configurazione, ed è plausibile che per reattori multi-lampada tale percentuale sia leggermente minore), mentre la presenza di diaframmi provoca nelle regioni immediatamente prossime agli stessi (a distanze di 10 cm) delle riduzioni dell'irraggiamento del 10-20%.

4.2.3 Integrazione tra modello ottico e modello fluidodinamico

Il calcolo della dose consiste nell'integrazione del campo di irradiazione UV lungo il percorso di ogni microrganismo.

$$Dose = \sum_{t=0}^{\infty} I_t \cdot dt \quad [20]$$

Poiché i microrganismi hanno una densità prossima alla densità del fluido, e sono più piccoli delle scale di lunghezza di Kolmogorov ($\sim 10^{-4}$ m), si può supporre che la loro velocità sia uguale alla velocità del fluido (Baldyga and Orciuch, 2001). In particolare è stato utilizzato un modello di tipo Lagrangiano, basato su un algoritmo del tipo “random walk”, in quanto, a differenza di un approccio euleriano, consente di ottenere una funzione di distribuzione della dose fornita e non solo un valore medio di inattivazione logaritmica (Ducoste et al. 2005, 2006). In questo modello il microrganismo, in un certo istante di tempo t , assume la stessa velocità che il fluido ha nella posizione occupata dal microrganismo all'interno del dominio fluido. All'istante successivo tempo $(t + dt)$ il microrganismo avrà una nuova posizione che dipende dal modulo e dalla direzione della velocità che aveva nel precedente istante di tempo t . Considerando un numero sufficientemente ampio di microrganismi (≈ 1000) si ottiene una funzione di distribuzione delle dosi rappresentativa delle performance del reattore, dalla quale è possibile estrapolare informazioni relative al dosaggio minimo e all'uniformità di trattamento garantite dal sistema di disinfezione.

4.3 Applicazione nel nuovo strumento simulativo all'ottimizzazione di un reattore

In Figura 33 è riportata un'immagine del reattore che si è deciso di analizzare:



Figura 33: reattore installato sull'impianto di trattamento acqua

Si tratta di un reattore che monta 3 lampade a media pressione da 2000 W l'una (potenza nel campo UV-C 300 W), installate trasversalmente alla direzione principale del flusso. Questo reattore è stato disegnato per trattare una portata d'acqua di 260 m³/h. Per valutare a fondo le performance di questa macchina si è deciso di ricavarne le curve di dimensionamento al fine di identificare le condizioni di funzionamento che garantiscono le performance minime del reattore (in termini di portata d'acqua e torbidità). Di seguito si riporta uno schema di massima della geometria del reattore importata nel CFD con le misure principali necessarie per effettuare la simulazione:

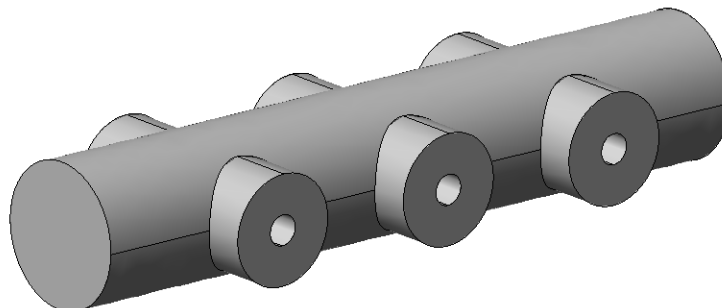
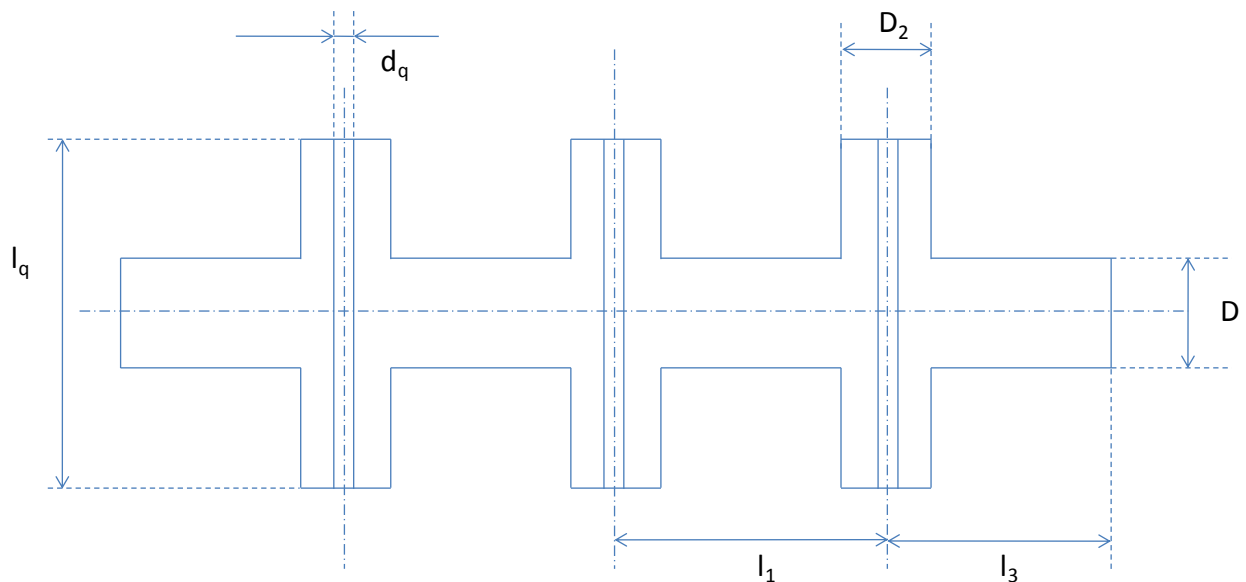


Figura 34: geometria semplificata utilizzata per le simulazione CFD



$D = 213 \text{ mm}$	Diametro interno del reattore; portata d'acqua trattata: $260 \text{ m}^3/\text{h}$
$d_q = 45 \text{ mm}$	Diametro esterno del tubo di quarzo
$l_q = 333 \text{ mm}$	Lunghezza del tubo di quarzo (l bulbo luminoso = 220 mm) Potenza lampada: 2000 W , 300 W nell'UVC
$l_1 = 300 \text{ mm}$	Interasse tra le lampade
$D_2 = 163 \text{ mm}$	Diametro interno del tubo trasversale
$l_3 = 260 \text{ mm}$	Lunghezza delle regioni di ingresso e di uscita

Figura 35: dimensioni della geometria.

Si è quindi deciso di realizzare una serie di simulazioni con diversi valori di portata e di assorbanza dell'acqua, al fine di ottenere diagrammi e tabelle progettuali in base alle quali poter scegliere la portata massima trattabile con questo determinato reattore. In particolare, i valori che si sono decisi di indagare sono i seguenti:

Tabella 1

		Portata [m^3/h]								
		130	182	208	234	260	312	338	364	390
Coefficiente di assorbimento [$1/\text{cm}$]	0,097									
	0,086									
	0,076									
	0,066									
	0,056									
	0,046									
	0,036									
	0,027									

Dati i valori di portata da indagare ed il diametro della sezione di ingresso del reattore è immediato risalire ai valori di velocità in ingresso:

Tabella 2

Portata [m³/h]	Velocità [m/s]
130	1,013
182	1,42
208	1,62
234	1,82
260	2,03
312	2,43
338	2,63
364	2,84
390	3,04

Di seguito si riportano, per chiarezza, i valori di trasmittanza (espressi in %) associati ai valori di assorbimento per i quali verranno effettuate le analisi:

Tabella 3

Coeff. assorbimento [1/cm]	Trasmittanza [%]
0,009	98
0,018	96
0,027	94
0,036	92
0,046	90
0,056	88
0,066	86
0,076	84

4.3.1 Il campo di moto fluidodinamico

Per ricostruire con precisione le traiettorie dei microrganismi che attraversano il reattore è necessaria un'accurata caratterizzazione del campo di moto fluidodinamico. Wols et al. (2010) hanno dimostrato che i modelli di turbolenza più avanzati, quali sono i modelli LES, in grado di riprodurre le scale di turbolenza più grandi con le loro variazioni nel tempo e nello spazio, sono in grado di garantire una soluzione più accurata. Ciò vale, in particolare, nelle situazioni in cui sono presenti forti differenze di velocità e si possono sviluppare consistenti "effetti scia" dovuti, per esempio, alla presenza di lampade disposte perpendicolarmente alla direzione del flusso.

Nella simulazione di impianti industriali, in cui il predetto "effetto scia" risulta limitato a causa della presenza contemporanea di più lampade (perciò la sovrapposizione degli effetti ha come risultato un appiattimento della fluttuazione dei vortici), i modelli di turbolenza RANS sono generalmente preferiti in quanto consentono di ottenere risultati accurati con ragionevoli costi computazionali (Liu et al. 2007).

In particolare, Liu et al. (2007) hanno valutato sei diversi modelli di turbolenza di tipo RANS per predire le prestazioni di un reattore UV: hanno osservato che le differenze nei livelli di disinfezione previsti dai diversi modelli di turbolenza erano piccole (entro il 10%).

Sulla base di questi risultati, si è deciso di utilizzare un modello di turbolenza RANS in modo da ottenere buoni risultati in tempi compatibili (1-2 giorni), in particolare è stato utilizzato il modello di turbolenza Spalart-Allmaras, che è un modello ad un'equazione per flussi turbolenti con integrazione alla parete, che risolve direttamente un'equazione di trasporto per la viscosità turbolenta (*eddy viscosity*). È molto popolare grazie al fatto di ottenere buoni risultati per una vasta gamma di problemi fluidodinamici (Deck et al., 2002). Lo scopo di questo modello è di migliorare le previsioni ottenute con i modelli algebrici del tipo "mixing length" e di fornire una semplice alternativa ai modelli di turbolenza a "due equazioni". Infatti, il modello di turbolenza Spalart-Allmaras, non richiede una risoluzione della mesh, in prossimità delle pareti, così fitta come invece è richiesta dai modelli a "due equazioni". Questo permette di ridurre i tempi di simulazione, pur mantenendo una buona convergenza dei risultati in flussi relativamente semplici (Tdyn, 2008). Queste caratteristiche garantiscono il raggiungimento di un buon compromesso tra precisione nei risultati e riduzione dei tempi computazionali, soprattutto quando si lavora su grande scala.

Il flusso in prossimità della parete (strato limite dinamico), è stato calcolato mediante una funzione di parete che consente una riduzione significativa del numero di nodi all'interno dello strato limite (Kalitzin et al. 2005). Il primo nodo, infatti, non deve rientrare nel sub-strato viscoso ($y^+ < 1$), cosa necessaria se si volesse utilizzare una condizione di no-slip, ma all'interno dello strato logaritmico ($30 < y^+ < 500$).

La legge di parete, in Tdyn, è data dalla seguente funzione, nota come legge estesa di parete di Reichardt.

$$u^+ = \frac{\ln(1 + 0.4 \cdot y^+)}{0.41} + 7.8 \cdot \left(1 - e^{-\frac{y^+}{11}} - \frac{y^+}{11} \cdot e^{-\frac{y^+}{13}} \right) \quad [21]$$

Questa formulazione è considerata valida tra $y^+ = 0$ e $y^+ = 300$.

u^+ e y^+ sono rispettivamente la velocità adimensionale parallela alla parete e la distanza adimensionale dalla parete, sono definite come:

$$u^+ = \frac{u}{u_\tau} \quad [22]$$

$$y^+ = y \cdot \rho \cdot \frac{u_\tau}{\mu} \quad [23]$$

Dove $\rho \cdot \frac{u_\tau}{\mu}$ è l'inverso dello strato limite dinamico δ :

$$\delta = \frac{\mu}{\rho \cdot u_\tau} \quad [24]$$

y è la distanza normale tra la parete ed il punto centrale della cella adiacente alla parete stessa. u è la velocità media parallela alla parete, μ è la viscosità dinamica del fluido e u_τ è la velocità di attrito a parete che è definito come :

$$u_\tau = \left(\frac{\tau_w}{\rho} \right)^{1/2} \quad [25]$$

dove τ_w è lo sforzo di taglio che può essere calcolato come:

$$\tau_w = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v^2 \cdot C_f \quad [26]$$

Dove C_f è il coefficiente di attrito che viene ricavato attraverso diverse formulazioni reperibili in letteratura, in funzione della particolare geometria del problema. Nel caso di un moto turbolento completamente sviluppato all'interno di condotti si utilizza la formulazione di Colebrook-White:

$$\frac{1}{\sqrt{4 \cdot C_f}} = -2 \cdot \text{Log} \left(\frac{2.51}{\text{Re} \cdot \sqrt{4 \cdot C_f}} \right) \quad [27]$$

y^+ è stato preso pari a 30 per tutte le superfici delle pareti. Il valore di y (dimensione degli elementi della mesh in contatto con le pareti), è stato quindi calcolato secondo la [23] per ciascuna parete a seconda delle caratteristiche del flusso in prossimità della parete stessa.

Per le varie configurazioni studiate si sono utilizzate le seguenti impostazioni della griglia:

Tabella 4: dimensioni assegnate agli elementi della mesh nelle varie configurazioni;

Velocità media [m/s]	Dimensione elementi [mm]	
	Pareti reattore	Pareti tubi di quarzo
1.013	0.67	0.57
1.42	0.49	0.42
1.62	0.44	0.38
1.82	0.4	0.34
2.03	0.36	0.31
2.43	0.31	0.26
2.63	0.28	0.24
2.84	0.27	0.23
3.04	0.25	0.21

Di seguito si riportano i risultati ottenuti per alcune delle configurazioni considerate:

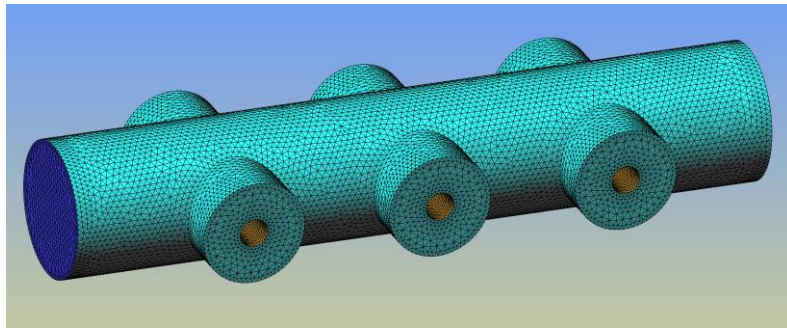


Figura 36: dettaglio della mesh ottenuta in una particolare configurazione

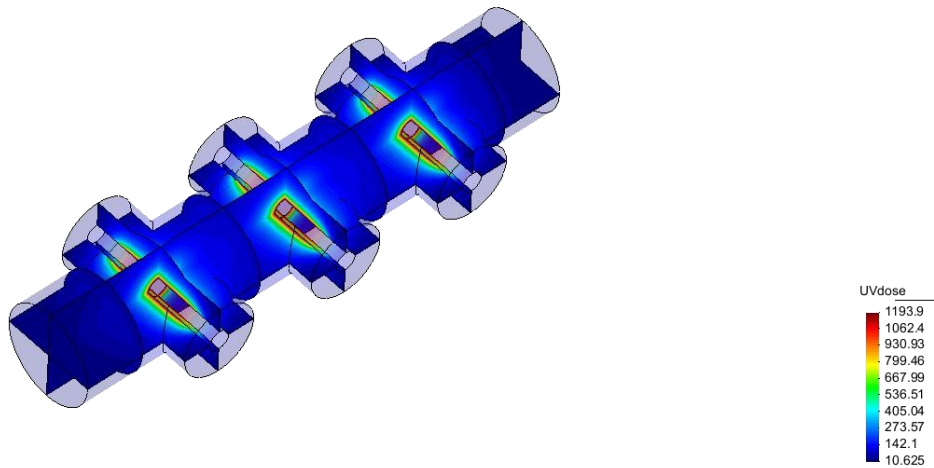


Figura 37: distribuzione dell'irraggiamento [mW/cm^2] nel caso di acqua avente trasmittanza pari al 94%

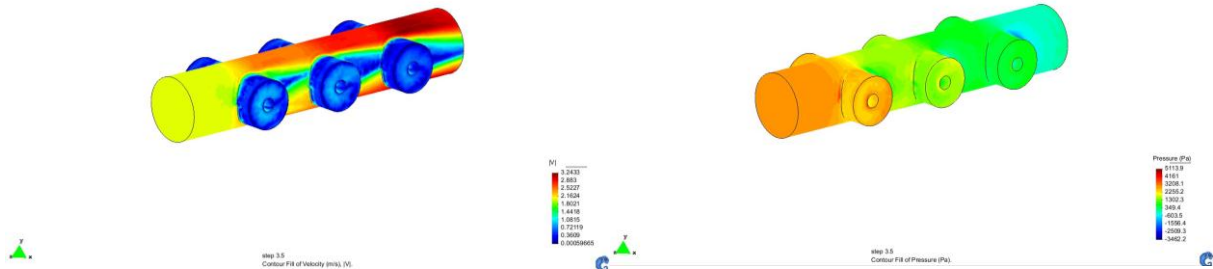


Figura 38: campo di moto all'interno del reattore in termini di distribuzione delle velocità [m/s] (sinistra) e delle pressioni [Pa] (destra)

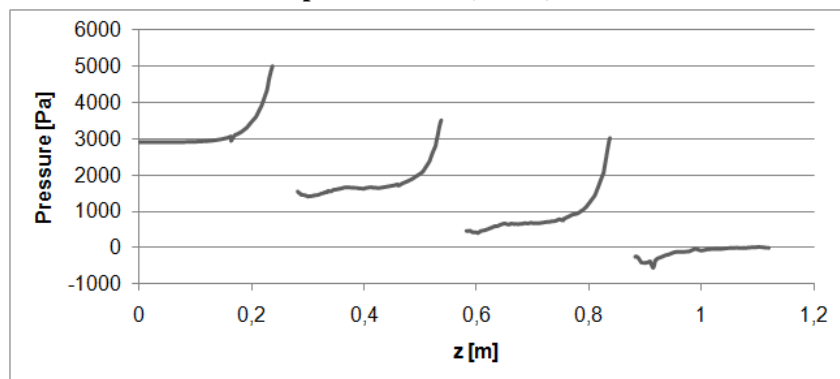


Figura 39: andamento della pressione lungo l'asse del reattore (portata $260 \text{ m}^3/\text{h}$)

Sfruttando le analisi fluidodinamiche appena descritte è possibile ricavare un importante strumento progettuale quale è la curva caratteristica del reattore in questione (Figura 40) che mette in relazione la portata d'acqua trattata con le perdite di carico interne al reattore stesso:

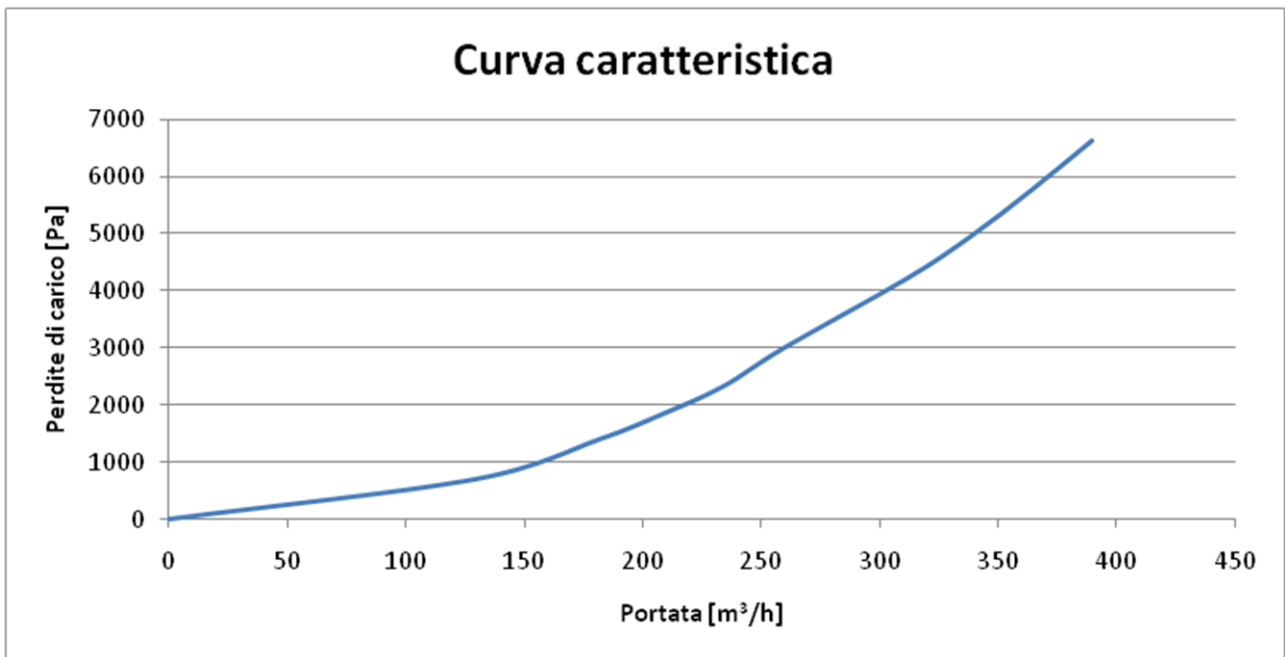


Figura 40: curva caratteristica del reattore

Andando per esempio ad incrociare la curva caratteristica del reattore rappresentata in Figura 40 con la curva caratteristica della pompa che alimenta il reattore è possibile risalire alla portata di funzionamento dell'impianto. In Figura 41, a titolo di esempio, si è intersecata la curva caratteristica del reattore con quella, ipotetica, di una pompa, ricavando in questo caso come portata di funzionamento un valore prossimo a 320 m³/h.

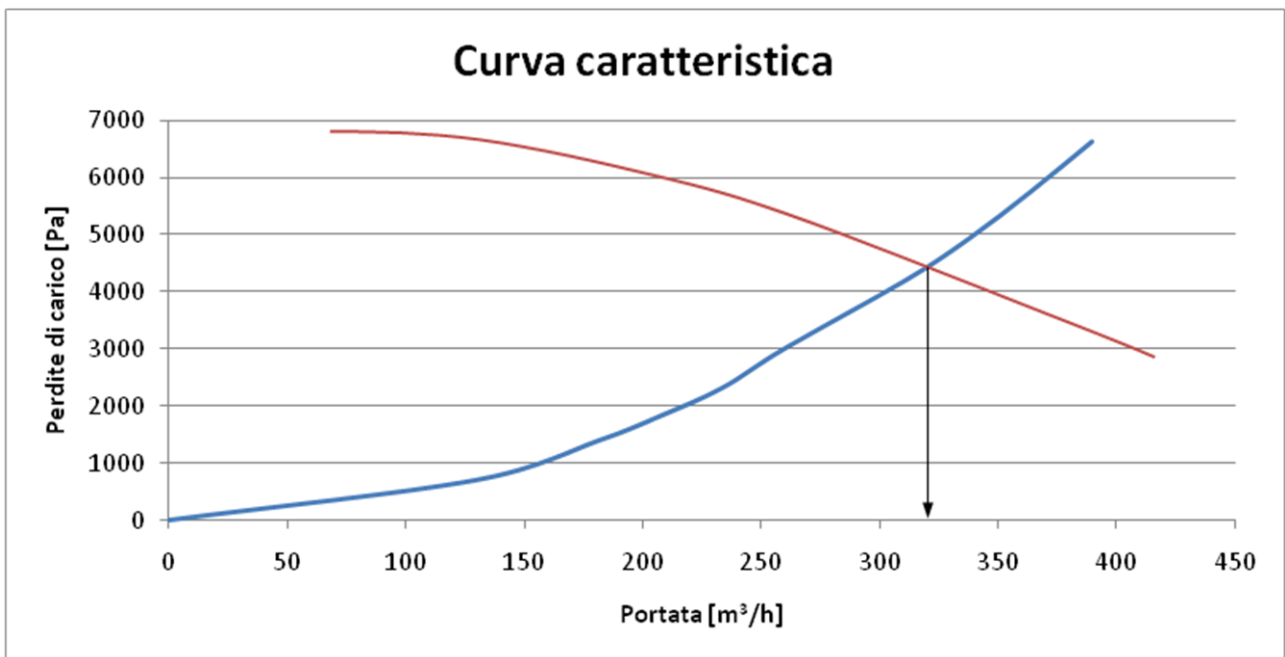


Figura 41: portata di funzionamento dell'impianto (pompa+reattore) ricavata intersecando la curva caratteristica del reattore (in blu) con quella, ipotetica, di una pompa (in rosso)

4.3.2 Calcolo della dose e curve di dimensionamento

Nel corso dell'analisi fluidodinamica il software ha tracciato le traiettorie di circa 500 diverse particelle, ciascuna delle quali giacente su un diverso nodo della mesh della sezione di inlet; di seguito si riporta un'immagine a scopo illustrativo:

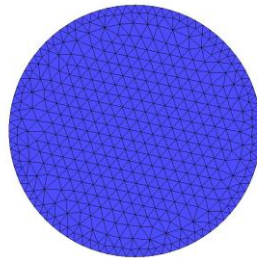


Figura 42: sezione di ingresso, in corrispondenza dei nodi della mesh sono state prese le particelle delle quali il software ha calcolato le traiettorie

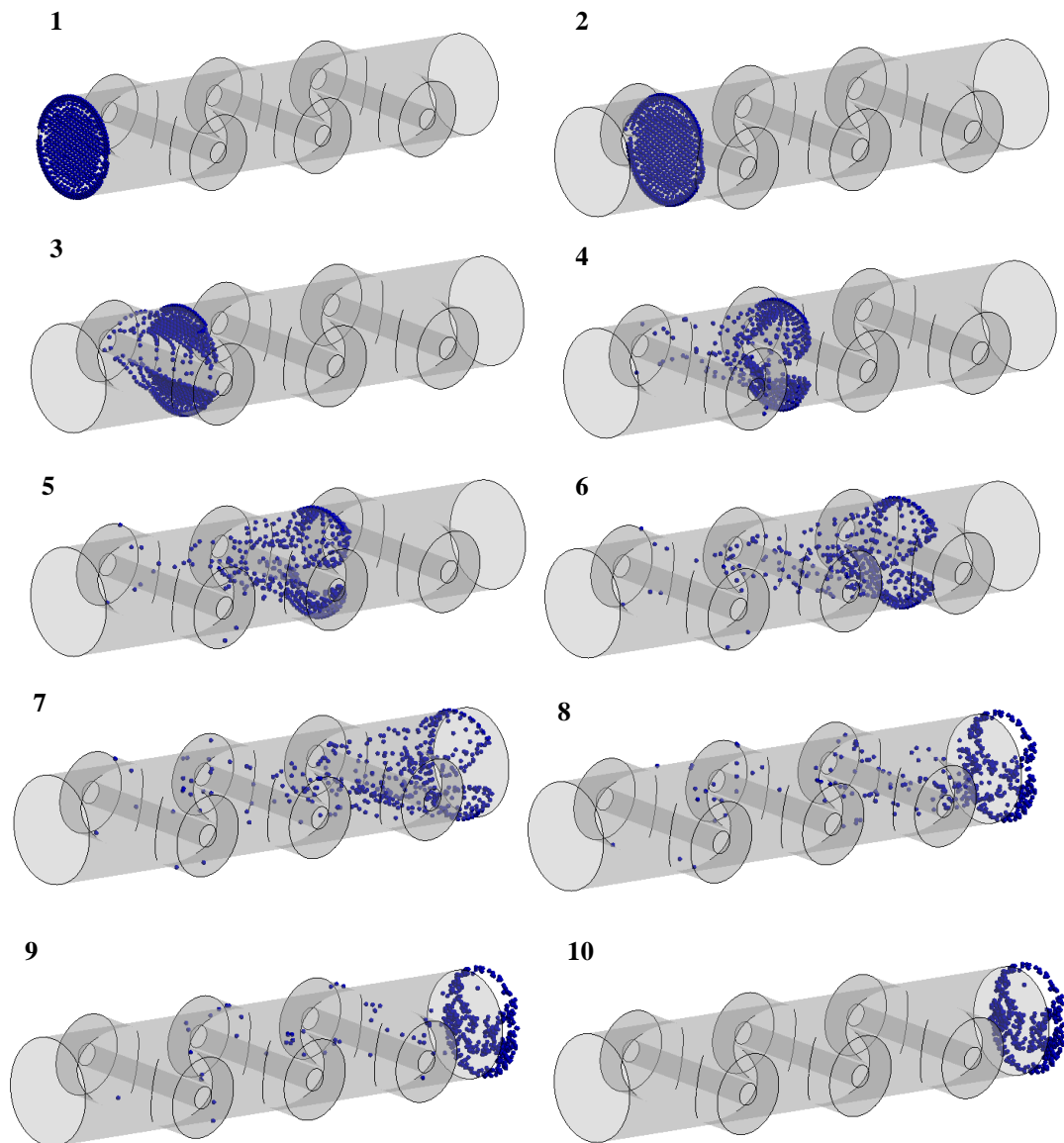


Figura 43: sequenza rappresentante il comportamento delle particelle delle quali si è deciso di calcolare la traiettorie all'interno del reattore

Una volta terminate sia le simulazioni fluidodinamiche sia quelle ottiche è possibile integrarle tra di loro, al fine di calcolare la dose assorbita dalle particelle delle quali si è tracciata la traiettoria nelle varie configurazioni prese in considerazione.

Per ogni configurazione, caratterizzata da un valore di portata e da uno di assorbanza, si è ricavata la distribuzione delle dosi; di seguito viene riportata la distribuzione relativa al valore di portata di $260 \text{ m}^3/\text{h}$ e coefficiente di assorbimento $0,009 \text{ cm}^{-1}$:

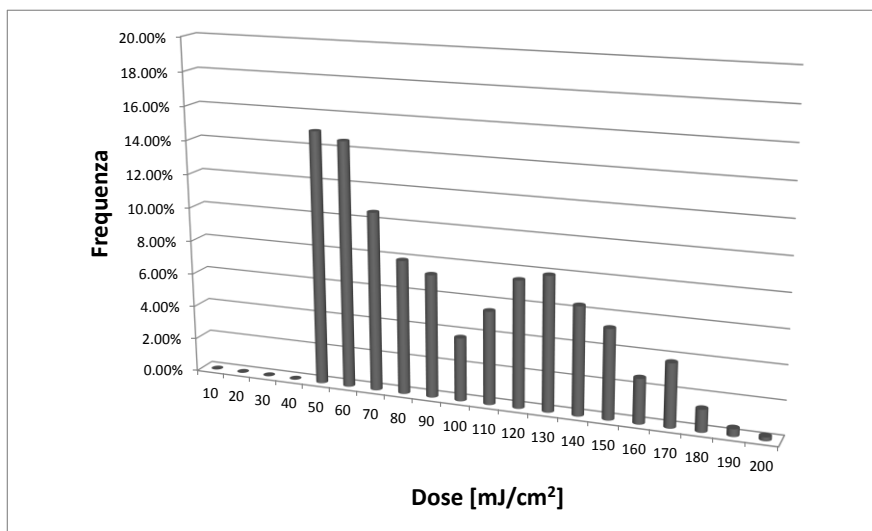


Figura 44: distribuzione delle dosi per portata pari a $260 \text{ m}^3/\text{h}$ e assorbanza pari a $0,009 \text{ cm}^{-1}$

Sulle ascisse è riportato il valore della dose e sulle ordinate la percentuale di particelle che subiscono quel determinato dosaggio. Come si nota dalla Figura 44, in questo caso, poco più del 14% delle particelle subisce un trattamento compreso tra 40 e 50 mJ/cm^2 (dosaggio minimo: $44,67 \text{ mJ}/\text{cm}^2$), circa il 14 % un trattamento compreso tra 50 e 60 mJ/cm^2 ; la dispersione dei dosaggi risulta relativamente contenuta, tuttavia risultano valori di dose prossimi a 200 mJ/cm^2 (valore massimo: $199,14 \text{ mJ}/\text{cm}^2$) che sono dovuti alle zone di ristagno che si creano nei bracci trasversali e nelle quali rimangono intrappolate alcune particelle che di conseguenza subiscono trattamenti molto spinti.

4.3.2.1 Ottimizzazione funzionale e relativo diagramma progettuale

Mettendo insieme i dati raccolti simulando tutte le configurazioni si sono ottenute tabelle nelle quali si sono riportati, per ogni coppia di valori portata/assorbanza, i valori di dose minima, dose media e dose massima risultanti dalle simulazioni; durante il calcolo si sono individuate particelle che subiscono trattamenti anormalmente bassi o alti (questo per le approssimazioni dovute alle leggi di parete ed al modello di turbolenza), per cui si è deciso di introdurre un livello di approssimazione andando a non considerare il 2 % delle particelle che subiscono i dosaggi più bassi e più alti:

Dose minima:

		Portata [m ³ /h]									
		130	182	208	234	260	312	338	364	390	
Assorbanza [cm ⁻¹], Trasmittanza [%]	98%	90,52	64,01	56,04	49,95	44,67	37,33	34,28	31,79	29,81	
	96%	78,00	55,12	48,26	43,02	38,49	32,17	29,48	27,36	25,67	
	94%	67,70	47,79	41,86	37,30	33,39	27,90	25,54	23,71	22,27	
	92%	59,09	41,67	36,51	32,52	29,13	24,34	22,25	20,67	19,42	
	90%	51,08	35,98	31,53	28,09	25,17	21,02	19,19	17,83	16,77	
	88%	44,34	31,20	27,35	24,38	21,84	18,24	16,75	15,46	14,55	
	86%	38,64	27,24	23,81	21,24	19,02	15,89	14,57	13,45	12,67	
	85%	36,12	25,45	22,25	19,85	17,78	14,85	13,61	12,56	11,83	
	84%	33,79	23,79	20,80	18,56	16,62	13,89	12,71	11,73	11,06	
	82%	29,62	20,84	18,22	16,27	14,57	12,17	11,13	10,27	9,69	
80%	25,70	18,06	15,79	14,11	12,63	10,55	9,64	8,92	8,40		

Dose media:

		Portata [m ³ /h]									
		130	182	208	234	260	312	338	364	390	
98%	0,009	199,63	137,75	118,95	104,89	92,92	76,64	70,44	64,71	60,20	
96%	0,018	183,01	126,30	109,09	96,20	85,17	70,24	64,52	59,28	55,13	
94%	0,027	168,84	116,55	100,69	88,80	78,57	64,78	59,49	54,65	50,83	
92%	0,036	156,58	108,12	93,43	82,40	72,86	60,07	55,14	50,65	47,10	
90%	0,046	144,72	99,96	86,41	76,21	67,34	55,52	50,93	46,79	43,51	
88%	0,056	134,35	92,83	80,26	70,80	62,52	51,54	47,26	43,42	40,37	
86%	0,066	125,19	86,53	74,84	66,01	58,26	48,03	44,02	40,44	37,60	
85%	0,071	120,98	83,64	72,36	63,82	56,31	46,42	42,53	39,09	36,34	
84%	0,076	117,03	80,92	70,01	61,75	54,47	44,90	41,14	37,80	35,14	
82%	0,086	109,70	75,88	65,68	57,93	51,07	42,10	38,55	35,42	32,93	
80%	0,097	102,47	70,91	61,40	54,16	47,71	39,34	36,00	33,08	30,76	

Assorbimento [cm⁻¹], Trasmissione [%]

Dose massima:

		Portata [m ³ /h]									
		130	182	208	234	260	312	338	364	390	
Assorbanza [cm ⁻¹], Trasmittanza [%]	98%	449,09	305,47	243,61	221,88	199,14	154,85	143,77	130,26	120,54	
	96%	421,08	280,76	229,41	208,95	178,59	146,27	134,59	123,59	113,91	
	94%	400,05	260,01	217,05	193,54	165,68	137,52	128,45	114,10	108,17	
	92%	372,51	247,83	206,14	181,61	155,73	129,81	122,01	105,73	103,12	
	90%	351,96	235,76	195,34	171,43	148,53	123,25	114,78	99,83	98,15	
	88%	328,98	224,93	185,69	163,86	139,75	117,49	108,63	95,12	93,71	
	86%	303,68	213,57	176,97	157,00	129,77	112,28	102,88	90,85	89,71	
	85%	294,32	208,98	172,93	153,74	125,45	109,84	100,19	87,83	87,81	
	84%	288,14	204,39	169,04	150,72	122,78	107,52	97,67	85,67	85,99	
	82%	276,30	195,97	161,76	144,95	117,77	103,15	92,70	81,92	82,56	
80%	264,32	187,46	154,41	138,96	112,71	98,73	88,13	78,17	79,10		

Da queste tabelle si possono ricavare diagrammi progettuali che siano da supporto nella fase di progettazione; siccome un reattore UV deve essere certificato per garantire un certo dosaggio minimo (per esempio un reattore di classe A, destinato alla disinfezione delle acque domestiche, deve garantire un dosaggio minimo di 40 mJ/cm^2), il diagramma più significativo risulta essere quello che correla i due parametri indagati (portata e assorbanza) con il dosaggio minimo.

La regione blu al di sotto della linea viola (in Figura 45) rappresenta il luogo dei punti, cioè delle condizioni di funzionamento, per i quali il reattore in questione non riesce a garantire il dosaggio minimo di 40 mJ/cm^2 .

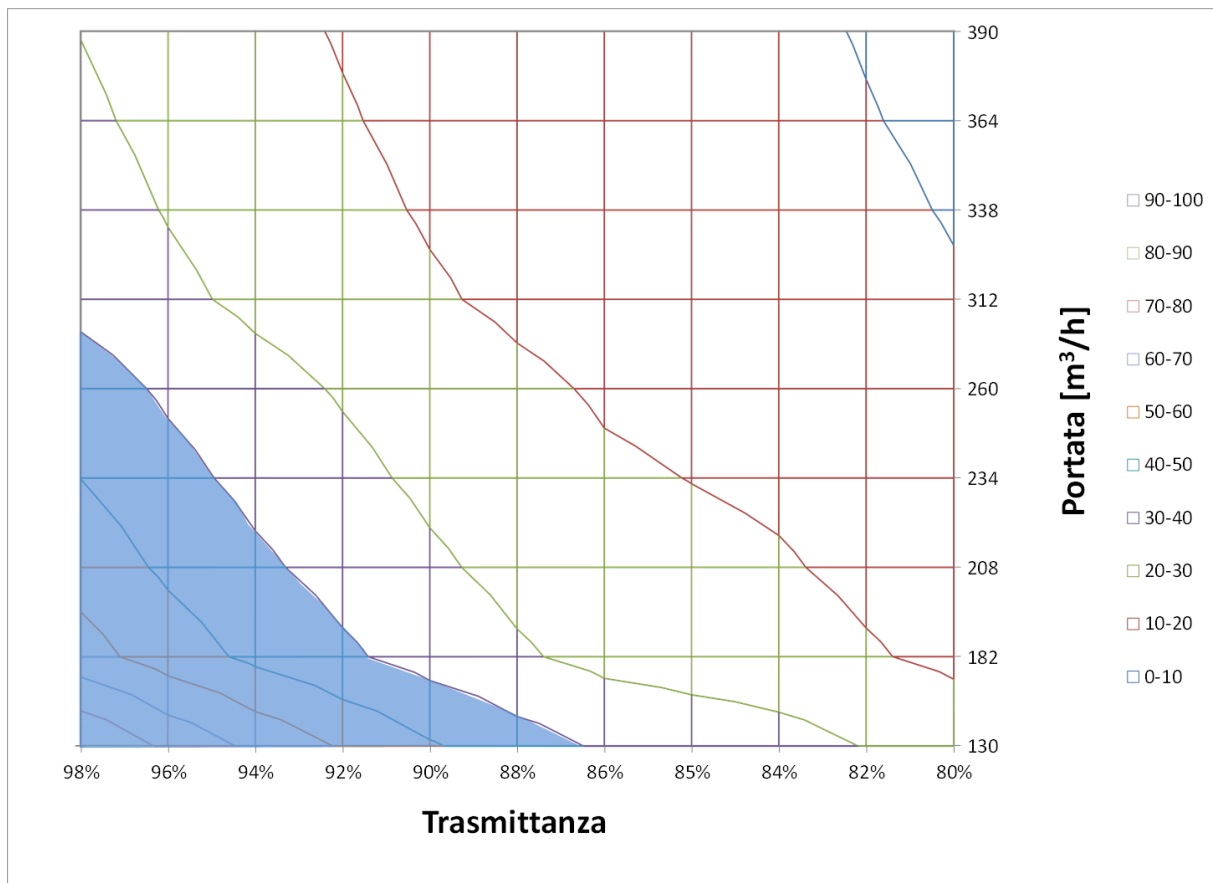


Figura 45: diagramma progettuale riportante le curve iso-dose minima in funzione della portata e della trasmittanza dell'acqua

Con l'ausilio di questo diagramma è possibile, per esempio, dato il dosaggio minimo richiesto e la portata da trattare, stabilire il minimo grado di trasmittanza che deve avere l'acqua da sterilizzare. Un'altra ipotesi potrebbe essere quella in cui siano noti il dosaggio minimo richiesto e la trasmittanza dell'acqua da trattare; in questo caso con l'ausilio del diagramma di Figura 45 è immediato risalire al valore massimo di portata trattabile. Si supponga per esempio di dover trattare una portata d'acqua di 200 m³/h; sfruttando il diagramma progettuale si può facilmente risalire al minimo valore di trasmittanza che deve avere il fluido, che in questo caso risulta essere pari circa al 93%:

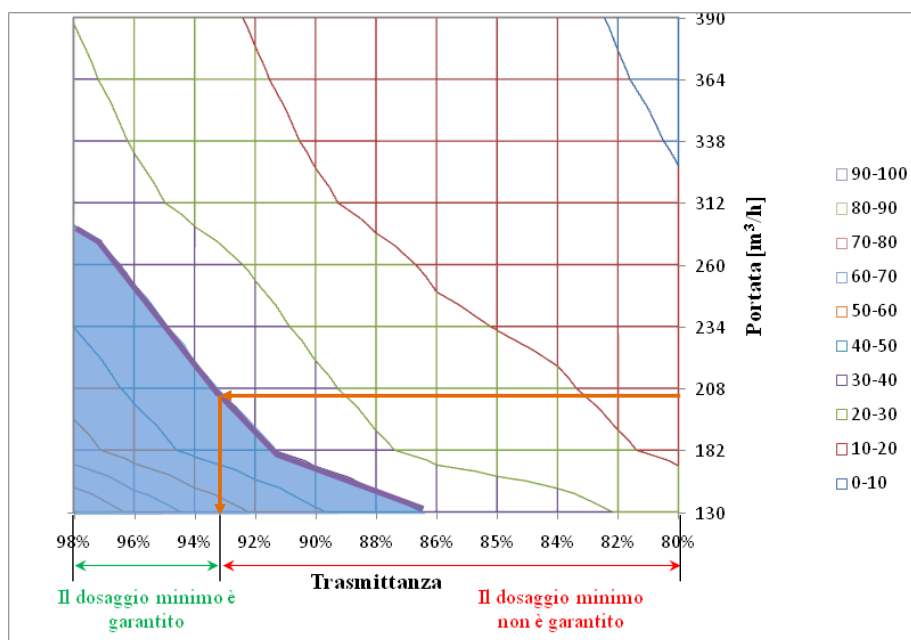


Figura 46: Esempio di applicazione del diagramma progettuale nel caso sia nota la portata da trattare
 Si supponga invece che sia nota la trasmittanza dell'acqua da trattare, per esempio 95%; utilizzando il diagramma progettuale si può ottenere la massima portata trattabile, che in questo caso risulta essere pari a circa 234 m³/h:

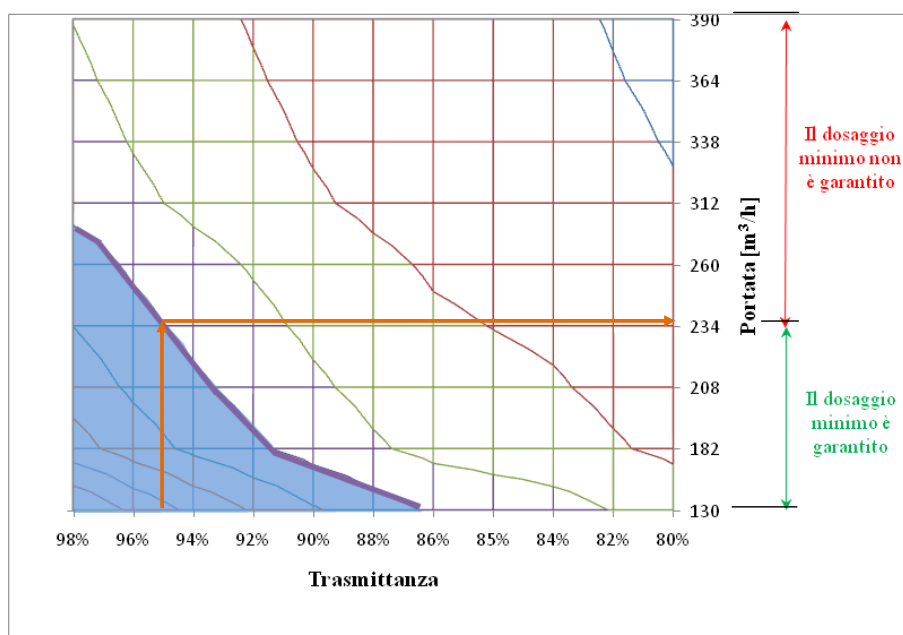


Figura 47: Esempio di applicazione del diagramma progettuale nel caso sia nota la trasmittanza dell'acqua da trattare

Nel caso in questione abbiamo ottimizzato il funzionamento del reattore in funzione di due parametri (portata e assorbanza); tuttavia, grazie allo strumento realizzato, è possibile studiare il funzionamento del reattore al variare di quanti parametri si desidera, variando eventualmente anche alcune caratteristiche geometriche (disposizione delle lampade, diametri, interasse tra le lampade, etc.); in questo modo si creeranno n leve operative sulle quali poter agire per ottimizzare sia la configurazione che le condizioni di funzionamento di un reattore UV.

4.3.2.2 Ottimizzazione geometrica e relativo diagramma progettuale

Nei paragrafi precedenti si è descritto l'approccio utilizzato per risalire alle curve di dimensionamento di un reattore già realizzato e già in uso presso un impianto di sterilizzazione. Si può procedere analogamente nel caso in cui ci si trovi ancora nella fase di progettazione.

L'obiettivo che ci si è posto in questa fase dello studio è stato di rendere maggiormente compatta la struttura del reattore analizzato in precedenza, ferme restando sia il numero di lampade, sia la potenza installata. La soluzione ideata è la seguente:

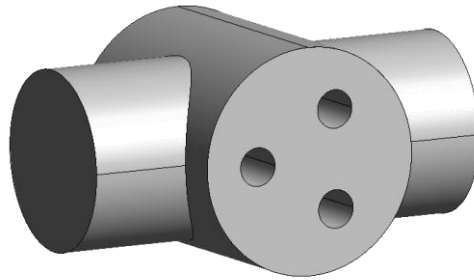


Figura 48: nuova geometria del reattore

In questo caso si sono identificate come leve operative il diametro della circonferenza su cui giacciono gli assi delle lampade e l'angolo di rotazione del triangolo di lampade rispetto alla direzione del flusso:

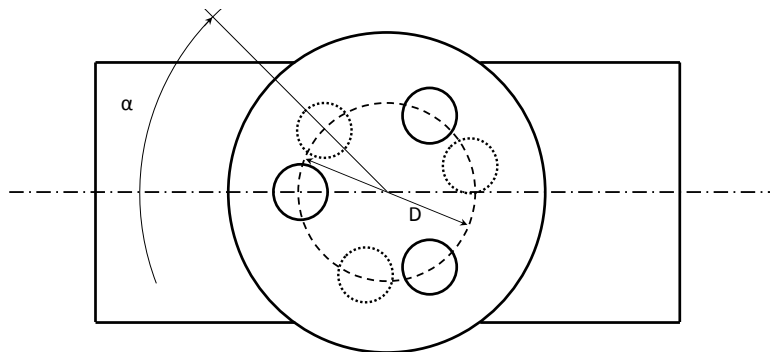


Figura 49: leve operative su cui si è deciso di agire per l'ottimizzazione geometrica del reattore

Anche in questo caso si sono realizzate una serie di simulazioni variando i valori delle leve operative al fine di identificare la configurazione ottimale:

Tabella 5

		Diametro D [mm]									
		95	105	115	125	135	145	155	165	175	185
α [°]	0										
	10										
	20										
	30										
	40										
	50										
	60										

Anche in questo caso si è utilizzato lo Spalart-Allmaras come modello di turbolenza e si è sfruttata una legge di parete per modellare il comportamento del fluido in prossimità dei corpi solidi. Il parametro adimensionale y^+ è stato impostato a 30.

Di seguito si riporta un riepilogo dei risultati ottenuti:

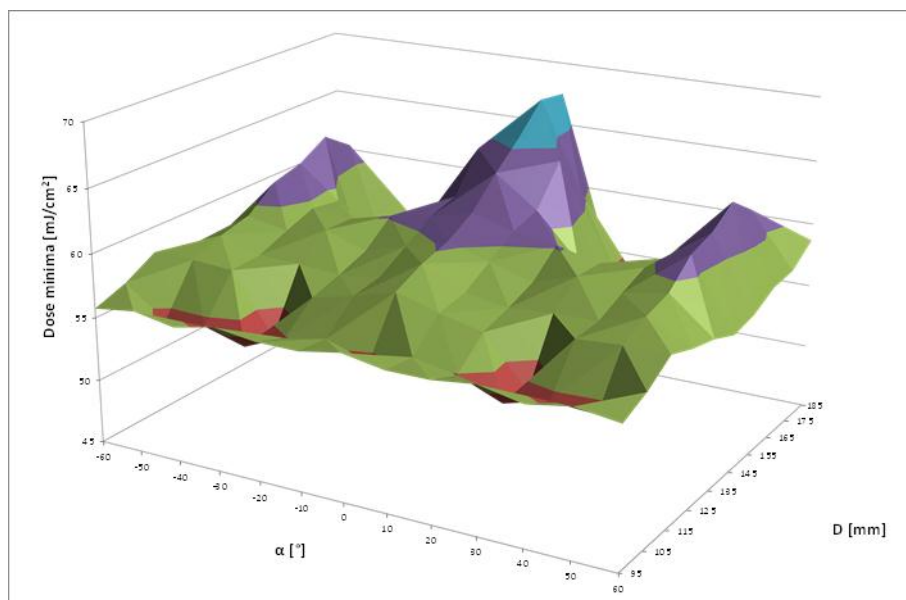


Figura 50: dose minima garantita dal reattore in funzione delle leve operative

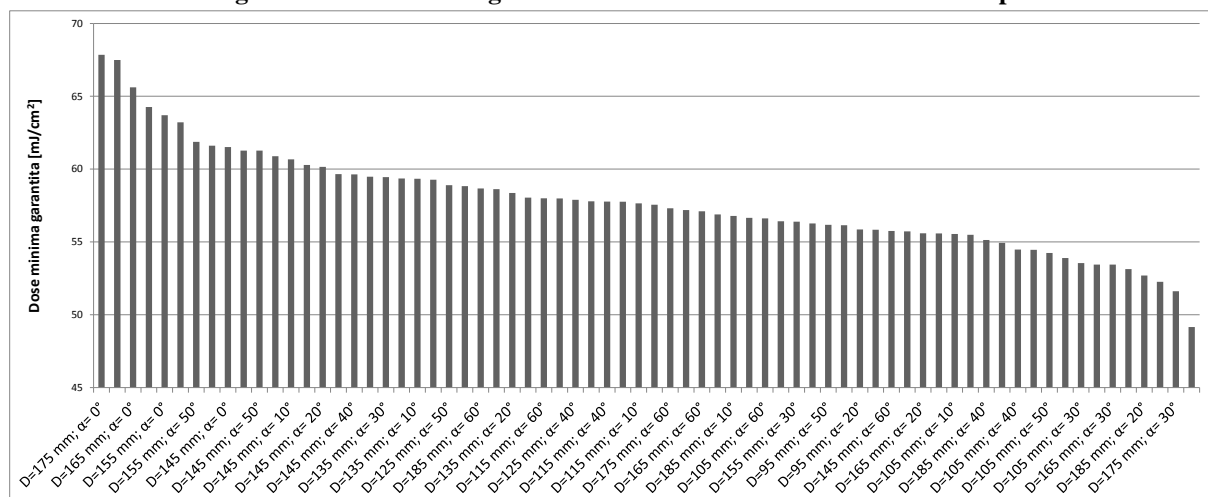


Figura 51: dose minima garantita per tutte le configurazioni analizzate

In generale, le configurazioni aventi $\alpha=0^\circ$, vale a dire con una lampada posta esattamente al centro della sezione di passaggio del flusso, risultano preferibili. Questo è dovuto al fatto che in queste configurazioni, la lampada centrale “rompe” il flusso in maniera simmetrica e ne indirizza metà verso una delle restanti due lampade, e l’altra metà verso la lampada rimanente. In questo modo tutti i microorganismi passano in prossimità di 2 lampade. Negli altri casi invece, esiste una frazione del flusso che “by-passa” le lampade, non passando vicino ad alcuna, e risultando perciò sotto-trattato.

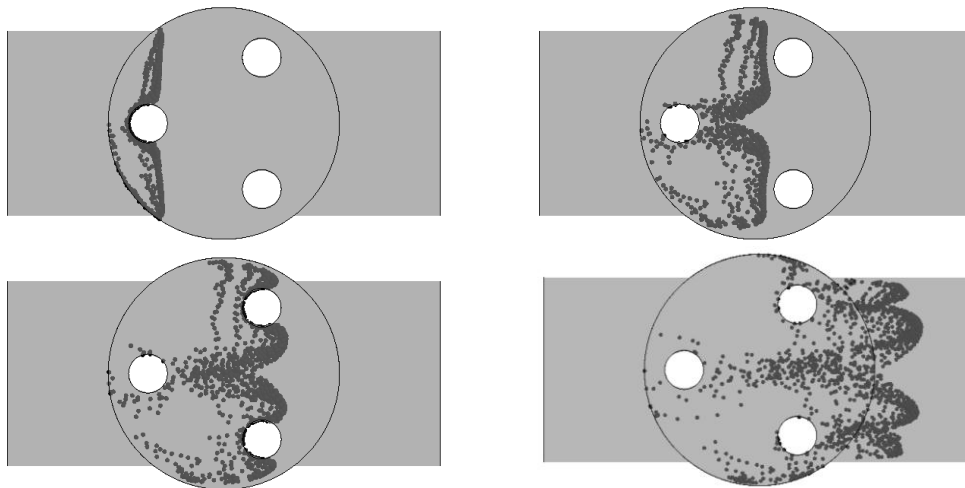


Figura 52: sequenza, in sezione, del passaggio dei microorganismi per la configurazione avente $\alpha=0^\circ$ e $D=175$ mm

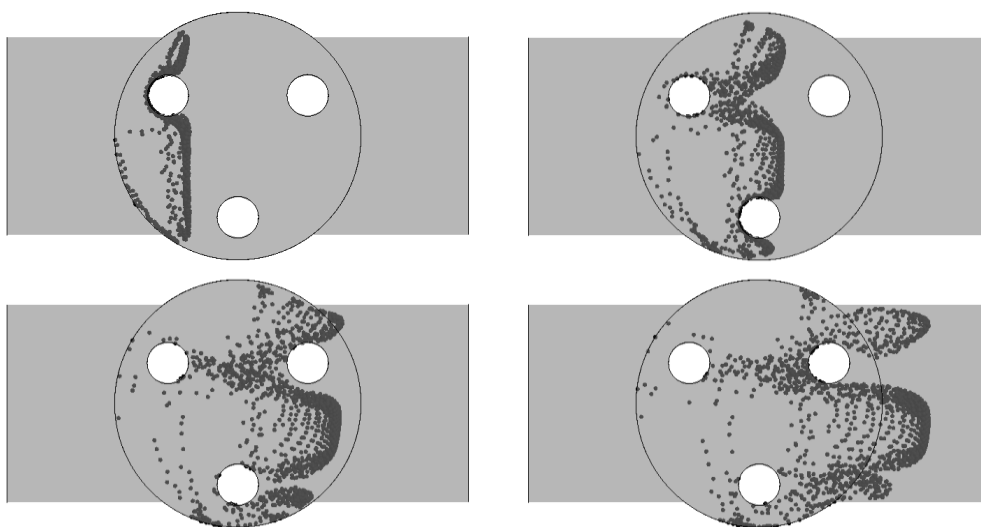


Figura 53: sequenza, in sezione, del passaggio dei microorganismi per la configurazione avente $\alpha=30^\circ$ e $D=175$ mm

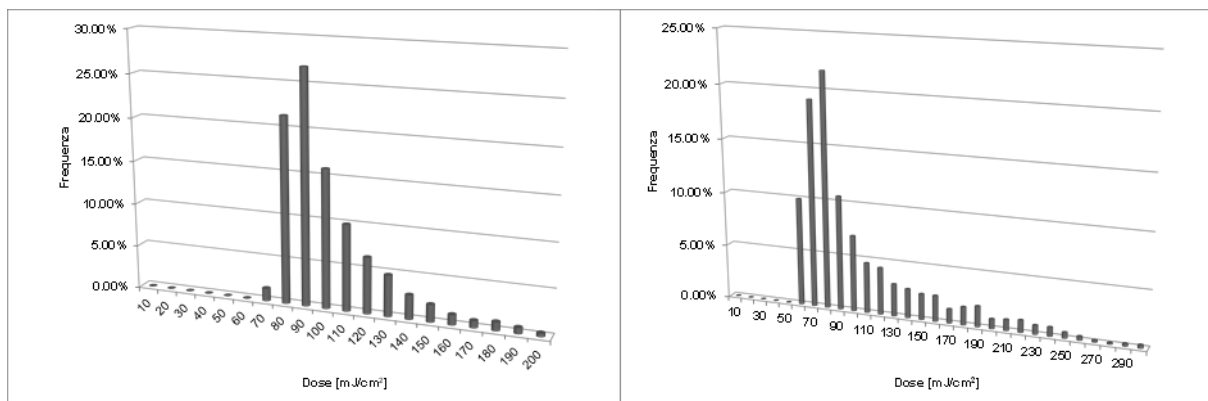


Figura 54: confronto tra le distribuzioni delle dosi assorbite per le due configurazioni aventi $D=175$ mm e α pari a 0° (sinistra) e 30° (destra)

Dal grafico riportato in Figura 50 emerge come la configurazione migliore risulta essere quella caratterizzata dai seguenti parametri: $\alpha=0^\circ$, $D=175$ mm. Già da un punto di vista fluidodinamico la nuova configurazione appare vantaggiosa rispetto alla precedente. A parità di portata infatti, le perdite di carico si riducono di circa il 45%:

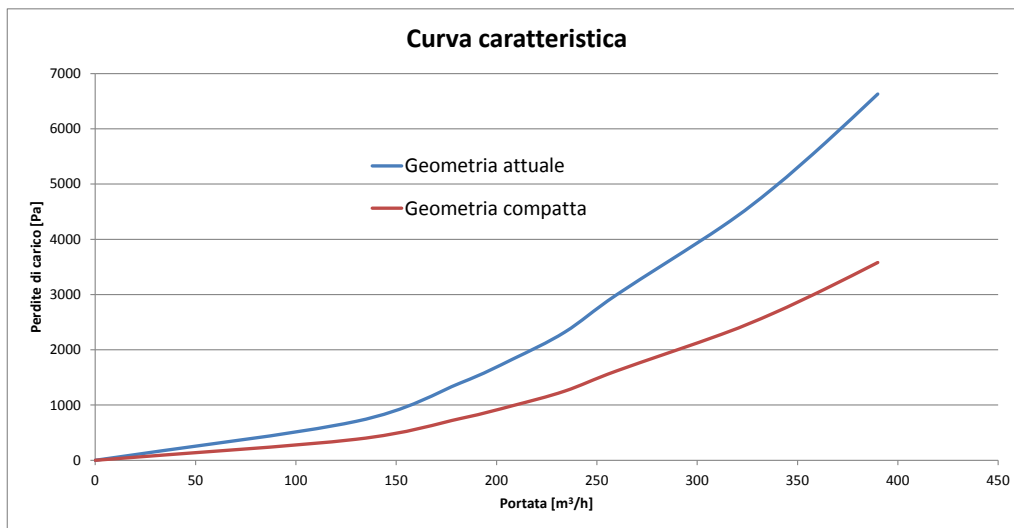


Figura 55: confronto tra le perdite di carico causate dalla configurazione attuale e da quella compatta che si sta ottimizzando.

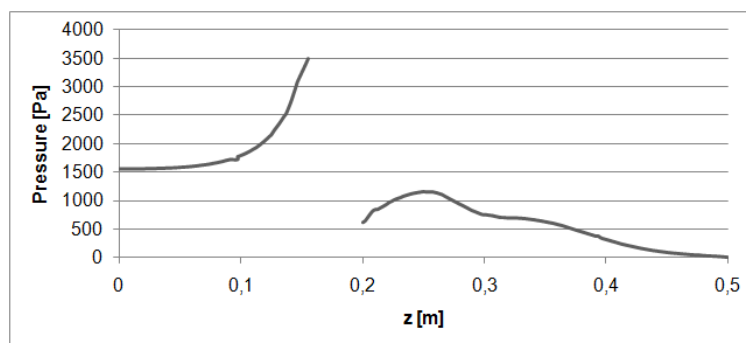


Figura 56: perdite di carico lungo l'asse del reattore (portata 260 m³/h)

La configurazione compatta risulta preferibile anche da un punto di vista di dose garantita e di uniformità di trattamento. La dose minima garantita è 67.8 mJ/cm².

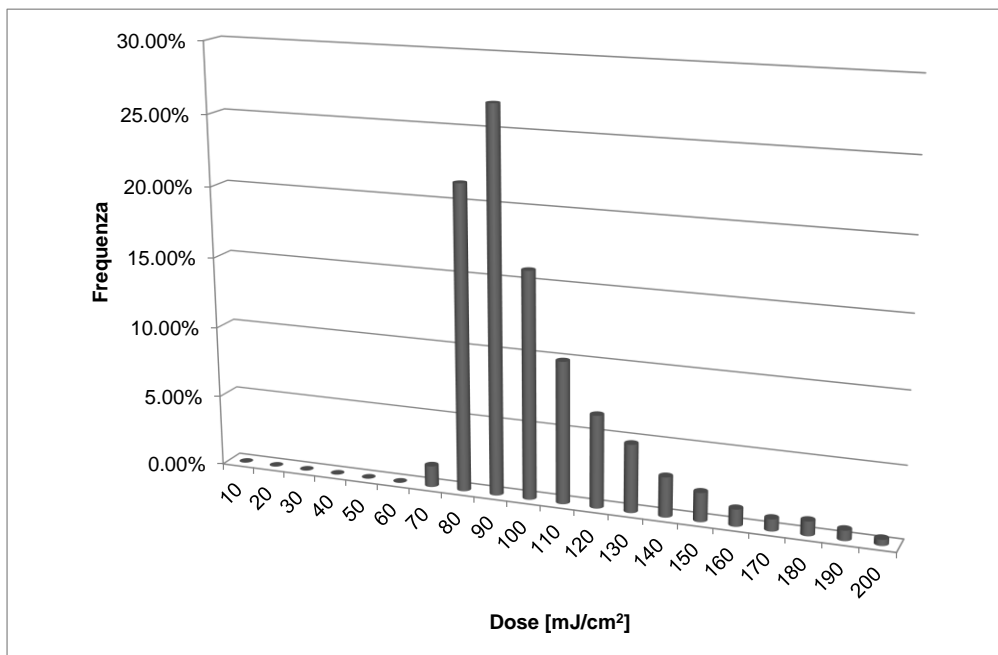


Figura 57: distribuzione delle dosi assorbite per la configurazione compatta caratterizzata dai parametri $\alpha=0^\circ$ e $D=175$ mm

Una volta ottimizzato il reattore da un punto di vista geometrico, è possibile, anche in questo caso, ricavare le curve di dimensionamento in funzione dei parametri di funzionamento (portata e trasmittanza). Si sono impostate una serie di simulazioni impostando i parametri ai valori di Tabella

1. Di seguito si riporta il diagramma progettuale ricavato per questa particolare configurazione. Anche in questo caso si è evidenziata in blu la regione dei punti rappresentanti condizioni di funzionamento per le quali il dosaggio minimo di 40 mJ/cm^2 è garantito.

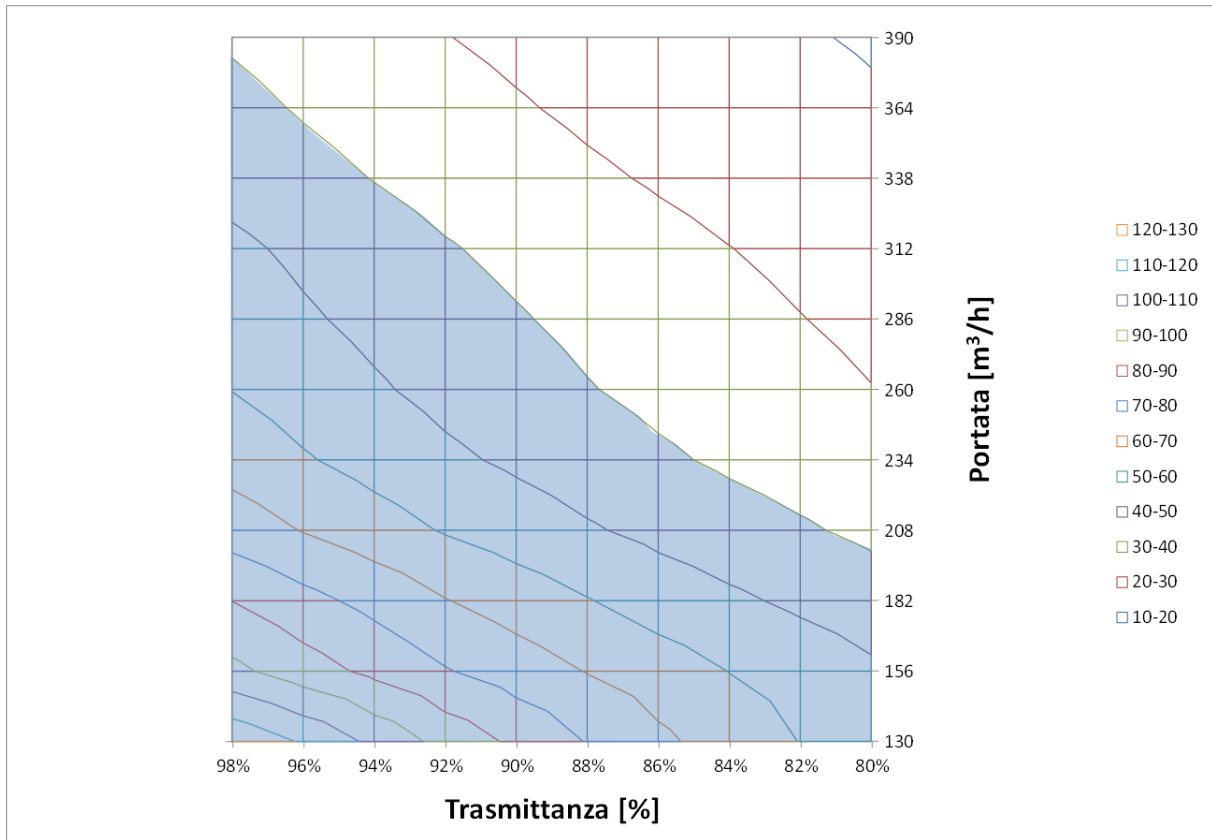


Figura 58: diagramma progettuale per la configurazione compatta avente $\alpha=0^\circ$ e $D=175 \text{ mm}$

4.4 Validazione delle simulazioni fluidodinamiche

Come già accennato nei paragrafi precedenti, a differenza dei sistemi di disinfezione chimici, il processo di trattamento con raggi ultravioletti non può essere monitorato attraverso la misurazione della concentrazione di disinfettante residuo e della portata; per questo motivo è spesso richiesto un test di validazione e di certificazione delle prestazioni del sistema UV al fine di garantirne e certificarne le prestazioni. E nonostante le simulazioni fluidodinamiche stiano diventando sempre più affidabili, esse non sono ancora in grado di fornire la certezza assoluta riguardo ai risultati forniti. Per questo motivo è bene che esse siano sempre affiancate da una validazione di tipo sperimentale.

Per validare le analisi CFD occorre un metodo sperimentale che consenta di ottenere come risultato la distribuzione delle dosi fornite dal reattore. Ad oggi l'unico metodo che consente di validare le simulazioni CFD dal punto di vista della distribuzione delle dosi è l'attinometria lagrangiana (Blatchley et al. 2008), descritta al paragrafo 4.1.3. Tale tecnica, oltre ad essere particolarmente costosa e delicata, richiede competenze ed attrezzature molto specifiche.

Non avendo a disposizione, nell'ambito di questa attività di ricerca, le risorse tecniche ed economiche per realizzare questo tipo di validazione, ci si è mossi in un'altra direzione, cercando di sviluppare un metodo più semplice, di più rapida esecuzione, più sostenibile e che possa essere il più possibile a disposizione sia dei costruttori sia degli utilizzatori dei reattori a raggi ultravioletti. L'idea di base è quella di sfruttare la proprietà che manifestano alcuni materiali di cambiare colore quando sottoposti a radiazioni UV. Tale proprietà si osserva, per esempio, in alcuni materiali plastici, quali il PVC, che subisce una variazione di colore (decolorazione) quando esposto ad una fonte di raggi ultravioletti (sole). Riuscendo a stabilire una correlazione tra l'entità della variazione di colore ed il dosaggio assorbito dal materiale sarebbe possibile risalire alla distribuzione delle dosi fornita da un reattore andando ad analizzare la variazione di colore subita da un certo numero di provini di materiale che hanno attraversato il reattore stesso. Analogamente a quanto avviene per i test biosimetrici, si inietterebbero i provini di materiale a monte del reattore per raccogliergli successivamente a valle dello stesso in modo da essere analizzati tramite un opportuno software di elaborazione delle immagini (che verrà descritto in seguito), che permetta di quantificare in maniera oggettiva il viraggio cromatico.

Ovviamente il materiale che si addice alle esigenze della ricerca in questione deve presentare alcune proprietà indispensabili:

- deve manifestare un cambiamento di colore dopo pochi secondi di irraggiamento, considerando che il tempo di attraversamento del reattore è sull'ordine dei 5-10 secondi.
- deve avere una densità simile a quella dell'acqua, per evitare effetti di galleggiamento o di sedimentazione;
- non deve subire variazioni di viraggio quando immerso in acqua;
- deve influire il meno possibile sulla fluidodinamica interna al reattore e deve essere trasportato dalla corrente d'acqua alla stregua di un microorganismo.

4.4.1 Materiali testati

Di seguito, per esigenze di compattezza, verranno descritti solo i materiali che hanno fornito risultati interessanti ai fini dello studio, tralasciando cioè quelli che non si sono dimostrati utili, o perché il viraggio cromatico risultava impercettibile per i dosaggi considerati in questo studio (PVC, smalto fotocromico), o perché troppo velocemente reversibili (vernice fotocromica). La reversibilità troppo veloce, infatti, fa sì che nell'intervallo di tempo che intercorre tra il prelievo e lo scatto della fotografia il materiale abbia già un ritorno cromatico, rendendo quindi inattendibile l'intera analisi.

4.4.1.1 Braccialetto UV SunSense

I bracciali UV SunSense nascono come indicatori di esposizione alla radiazione ultravioletta; essi sono sensibili all'intero spettro dell'ultravioletto. Questi braccialetti nascono per cambiare colore in funzione della dose di radiazione UV assorbita, in modo da avvertire l'individuo che lo indossa quando ha raggiunto un'esposizione alla luce solare, oltre la quale potrebbero insorgere conseguenze spiacevoli o dannose.

Sono costituiti da strisce di materiale plastico rivestite esternamente con una vernice fotosensibile che varia colore in funzione della quantità di energia assorbita. Le indicazioni d'uso definiscono questi materiali sensibili ai raggi UV-A e UV-B escludendo le radiazioni UV-C.



Figura 59: Braccialetto UV SUNSENSE

Sono state comunque eseguite delle prove, per valutare la sensibilità dei braccialetti ai raggi UV-C, durante le quali i campioni di materiale sono stati esposti a radiazioni con lunghezza d'onda di 254 nm per osservarne il viraggio. I test eseguiti hanno mostrato come i braccialetti siano in grado di rispondere alle sollecitazioni in intervalli di tempo brevi (nell'ordine dei secondi), mostrando quindi un'elevata sensibilità anche alle radiazioni UV-C. È stato notato inoltre come la capacità di variare colore non sia ripetibile infinite volte: dopo alcuni viraggi il materiale non ritorna più al colore originale. Il decadimento della colorazione, quando c'è, non si verifica in tempi brevi e permette quindi di avere a disposizione il tempo necessario per realizzare le analisi delle immagini.

4.4.1.2 UV-C intensity label

Gli UV-C intensity label (<http://www.uvprocess.com>) sono indicatori di intensità fotocromatici che vengono utilizzati come metodo semplice, affidabile ed a basso costo, di monitoraggio dell'intensità UV-C. Sono delle etichette adesive di colore giallo che, quando esposte ai raggi UV, subiscono un cambiamento di colore verso il verde che è direttamente correlato al valore di energia ricevuta.

Queste etichette nascono appositamente per monitorare l'efficienza germicida delle lampade UV. La deviazione del colore può essere facilmente misurata con uno spettrofotometro o con un software di analisi delle immagini oppure, a livello qualitativo, confrontando i colori per confrontare differenti condizioni di funzionamento oppure per evidenziare a tempo debito il guasto di una lampada.



Figura 60: strip adesivo prima (sinistra) e dopo (destra) esposizione ai raggi UV

Le prove effettuate sotto cappa hanno confermato le caratteristiche tecniche illustrate dal fornitore: il viraggio è ripetibile e non reversibile.

4.4.1.3 SKYRAD UV Warning Band

Questo particolare materiale consiste in fogli di polipropilene amorfo, a cui viene aggiunto, durante il processo di estrusione, il composto fotocromico. L'azienda produttrice è la Skyrad Ltd. che ha sede in Israele (<http://sky-rad.com/>). I fogli sono sensibili solo su una faccia del foglio. Con un investimento di 10000 euro circa, sarebbe possibile attivare la produzione di un prodotto che sia sensibile su entrambe le facce; questa caratteristica, come si vedrà in seguito, faciliterebbe molto le cose in fase di elaborazione. Il viraggio cromatico è irreversibile, il che permette una valutazione della dose di radiazione UV, generata da un dispositivo a raggi ultravioletti.

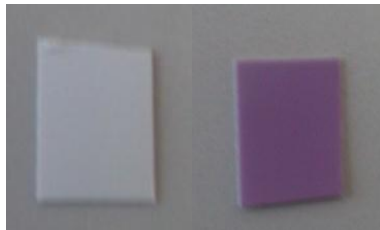


Figura 61: uv warning band prima e dopo esposizione ai raggi uv

Il provino di UV Warning Band subisce un viraggio dal bianco al viola quando esposto alla sorgente UV.

4.4.2 Caratterizzazione dei materiali: ottenimento delle curve di risposta

I sistemi di validazione attualmente in uso prevedono di effettuare due differenti test: il primo, realizzato con un dispositivo collimatore, per ricavare la curva di inattivazione logaritmica dei microrganismi in funzione della dose assorbita; il secondo, che è il test vero e proprio, che consiste nel far funzionare il reattore in condizioni di funzionamento stabilite, iniettando una popolazione microbica nota a monte dello stesso ed andando a valle a misurare la popolazione residua. A questo punto, nota l'inattivazione logaritmica indotta dal reattore sui microrganismi introdotti, è possibile entrare nel grafico ricavato nella prima fase del test, ed ottenere la dose equivalente corrispondente a quel particolare valore di inattivazione (che viene chiamata Reduction Equivalent Dose, RED).

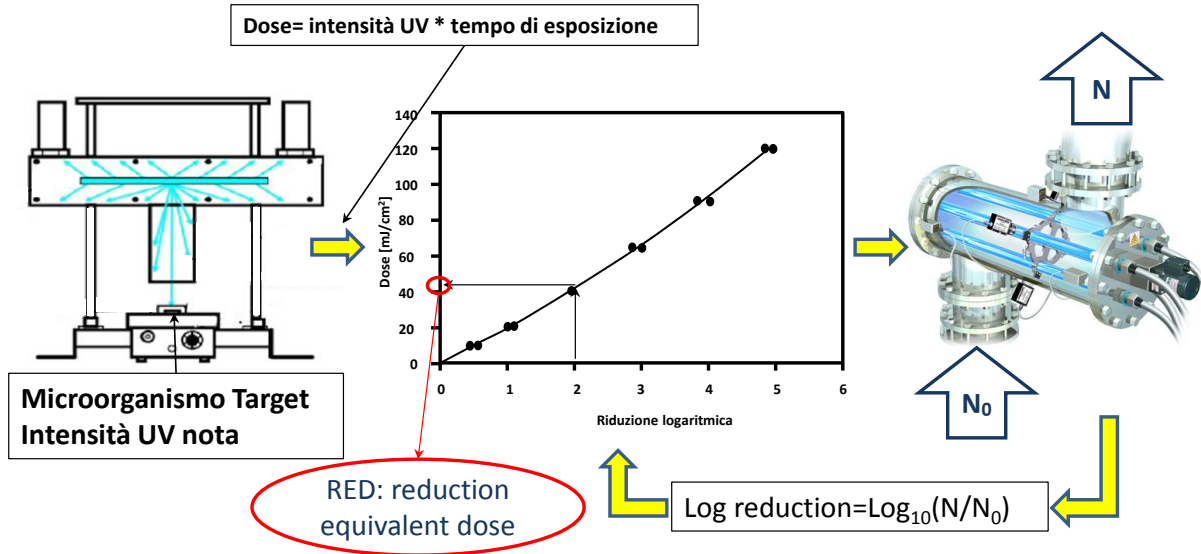


Figura 62: procedura standard di validazione attraverso analisi biosimetriche.

In questo studio si vuole utilizzare, al posto dei microrganismi, un materiale fotosensibile, che subisca un viraggio cromatico quando soggetto ad una fascio di raggi UV. Si tratterà quindi di ricavare, per ogni materiale, la curva di risposta, che metta in relazione il viraggio cromatico con il dosaggio assorbito. Nella seconda fase del test si andranno ad introdurre dei campioni dei materiali caratterizzati a monte del reattore, che funzionerà in condizioni di funzionamento stabilite, che verranno prelevati a valle dello stesso. Andando a misurare il viraggio cromatico subito da ciascun provino, ed entrando nel grafico ricavato nella fase precedente, sarà possibile risalire al dosaggio subito da ogni provino.

Per poter creare una curva dose UV- viraggio cromatico è necessario esporre il provino di materiale ad una serie di dose UV note, cioè a determinate intensità luminose per certi periodo di tempo, ed andare a misurare il viraggio cromatico subito dal materiale per mezzo di opportuno software.

4.4.2.1 Apparato sperimentale

L'apparato sperimentale, rappresentato in Figura 63, è composto da :

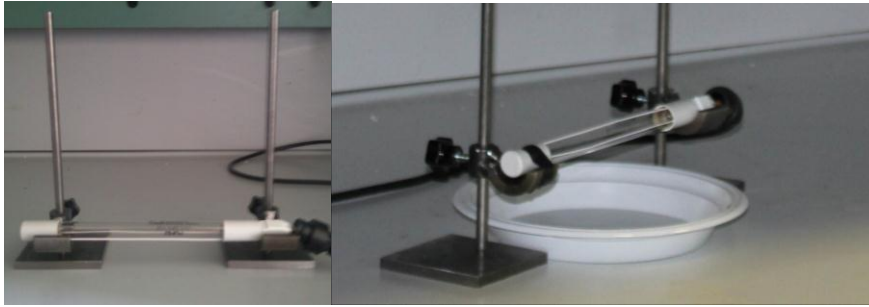


Figura 63: apparato sperimentale per la realizzazione delle prove in aria (sinistra) ed in acqua (destra)

- Cappa di aspirazione: per aspirare l'ozono prodotto dalla lampada in contatto con l'aria;
- Lampada UV-C a bassa pressione GPH212T5L con una potenza totale (P) di 11 W e una potenza a 254 nm (P_λ) di 3 W;
- Supporti per regolare l'altezza della lampada;
- Due sensori UV per monitorare l'intensità UV emessa dalla lampada ad una certa distanza da essa e per verificare lo stato di corretto funzionamento della lampada stessa. Anche la distanza del sensore dalla lampada viene regolato grazie ad un opportuno supporto mobile.

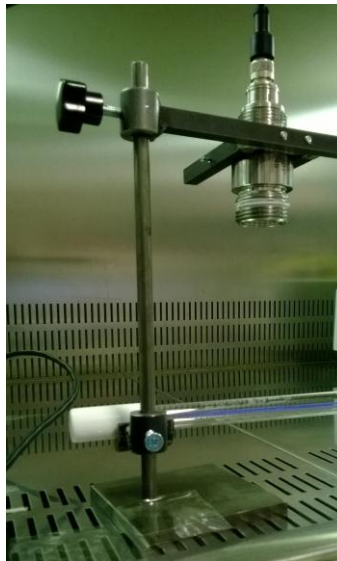


Figura 64: installazione del sensore ad una certa distanza dalla lampada grazie al supporto scorrevole

I sensori sono il modello SUV 20.2 della UV-technik aventi un angolo di visuale di 160° ed un output in corrente a 4-20 mA. Un sensore è dotato di filtro al fine di misurare solo la radiazione UV-C, mentre l'altro è stato tenuto senza filtro per misurare anche le componenti UV-A ed UV-B in modo da poter conoscere il rapporto tra radiazione effettivamente sterilizzante e radiazione luminosa globale (non potendo, il materiale, discriminare tra le diverse componenti). Entrambi i sensori sono stati calibrati tra 0 e 100 W/m².



Figura 65: sensore SUV 20.2

Anche in questo caso è utile conoscere la curva caratteristica del sensore, che è stata approssimata con un'opportuna funzione:

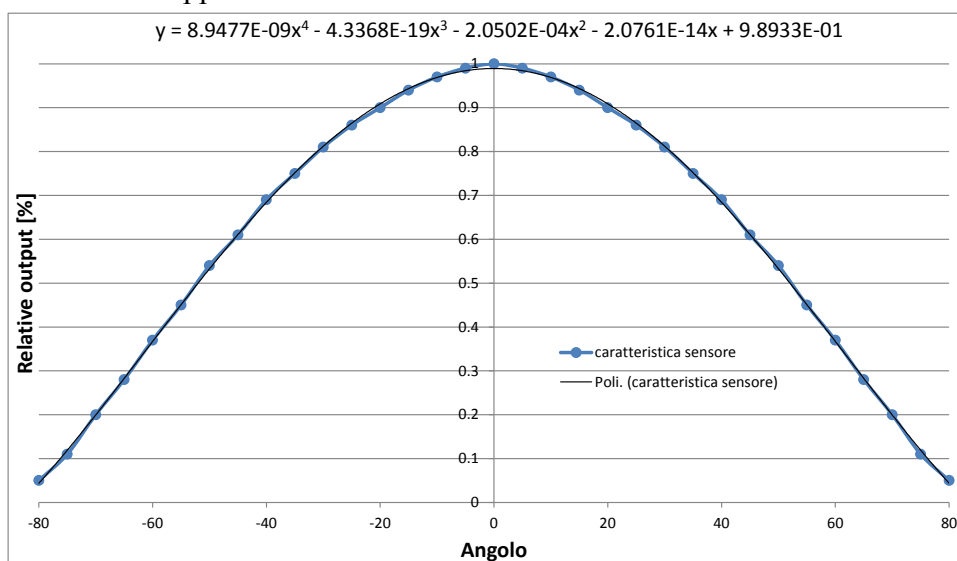


Figura 66: caratteristica del sensore e funzione utilizzata per tenerne conto all'interno del modello di simulazione
 I sensori sono stati alloggiati in opportune finestre di misurazione FUV 38, costruite secondo gli standard previsti dalla norma DVGW 294, che ne consentiranno anche la rapida installazione sul reattore di prova, proteggendo il sensore dal contatto con l'acqua.



Figura 67: finestra di misurazione FUV 38

La lettura del dato in uscita dal sensore è stata fatta su un apposito monitor UVT 16 in grado di tradurre il segnale in corrente in valore di intensità luminosa (in W/m^2).



Figura 68: monitor UVT 16

L'apparato di prova appena descritto consente di sottoporre i provini a dei dosaggi noti variando opportunamente la distanza dalla lampada ed il tempo di esposizione. Per misurare il viraggio cromatico al termine dell'esposizione è necessario fotografare gli stessi ed analizzare le immagini con opportuno software. Le foto sono state scattate con una macchina fotografica Canon Reflex EOS 550D all'interno di una camera in cui sono state mantenute condizioni di illuminazione costanti durante l'intera durata delle prove, al fine di non alterare la percezione dei colori.

4.4.2.1.1 Software di analisi delle immagini

Lo strumento software utilizzato per analizzare le immagini si basa sulla valutazione della scala RGB, ossia della combinazione di 3 scale numeriche da 0 a 256, ognuna delle quali si riferisce alla composizione cromatica di uno dei tre colori caratteristici RED, GREEN e BLUE. In tal modo si è in grado di quantificare il grado di colorazione di ciascun pixel della fotografia in funzione delle tre componenti cromatiche.

Dal confronto dei dati numerici ottenuti analizzando il materiale esposto ed il materiale non esposto si ottiene la variazione di ciascuna componente cromatica causata dall'esposizione (variazioni che verranno indicate come DELTA RED, DELTA GREEN e DELTA BLUE).

Durante la realizzazione delle prove ciascun provino è stato in parte coperto con del nastro adesivo nero in modo da schermare dalle radiazioni una parte della sua superficie; per la realizzazione della fotografia il nastro adesivo veniva rimosso ottenendo così un'immagine avente, da un lato, una superficie esposta (e quindi mutata in colore) e, dall'altro, una parte non esposta (e quindi del colore originale). In questo modo è risultato agevole, in fase di elaborazione, la valutazione della variazione cromatica.

4.4.2.2 Campagna sperimentale

Le prove effettuate sui campioni di materiali individuati sono state fatte in due condizioni diverse, una volta in aria e una volta in acqua, in modo da verificare se la presenza dell'acqua influisse o meno sul viraggio cromatico.

4.4.2.2.1 Prove in aria

La lampada è stata posta in ambiente atmosferico ed i campioni dei materiali da testare sono stati posti a varie distanze dalla stessa (vedi Figura 63) e lasciati in esposizione per tempi differenti.

4.4.2.2.1.1 Braccialetto UV SunSense

Le prove sono state realizzate lasciando in esposizione dei provini di materiale per diversi tempi e diverse distanze in modo da esporli a differenti dosaggi UV. Le combinazioni distanza-tempo sperimentate sono riportate in Tabella 6:

Tabella 6: combinazione tempo-distanza prove sperimentali

Prova	Distanza [cm]	Tempo esposizione [s]
1	3	2
2	3	5
3	3	10
4	5	2
5	5	5
6	5	10
7	7	2
8	7	5
9	7	10

Esponendo i provini alla sorgente UV alla distanza e per il tempo definiti nella tabella sopra, si ottengono le immagini dei campioni presentati in Figura 69. La parte alta di ciascun provino è stata

coperta con del nastro isolante in modo da evitare che parte della superficie sia irradiata dalla luce UV , in tal modo la variazione cromatica indotta dalla luce risulta più semplice da analizzare.

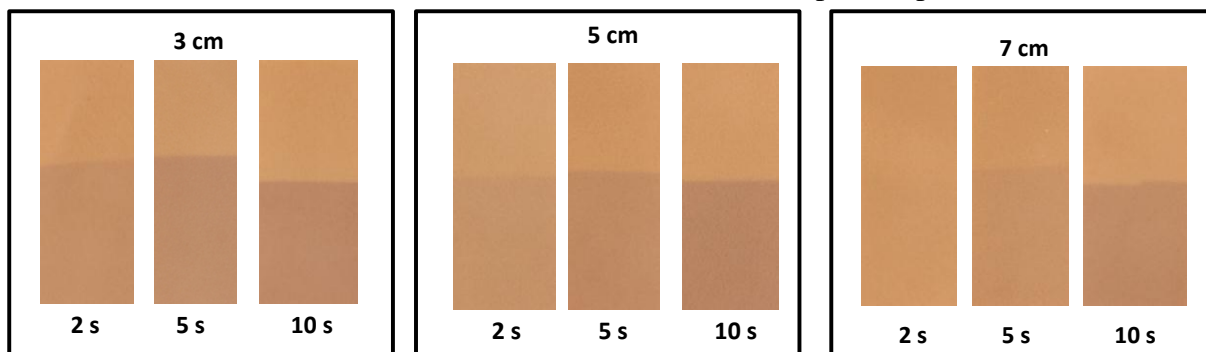


Figura 69: immagini prove con provini di braccialetti UV-Sense in aria

Attraverso il software di elaborazione delle immagini è stato possibile tradurre la variazione cromatica tra parte esposta e parte non esposta in valori numerici ed oggettivi. Si è deciso di focalizzare l'attenzione sulla componente RED della scala cromatica (RGB) che è risultata essere la più significativa.

I valori di variazione cromatica sono stati ottenuti facendo una differenza tra i valori medi calcolati nella regione esposta ed in quella non esposta. Per non considerare eventuali valori anomali, che sono riscontrabili in alcuni pixel, si è deciso di fare la media non sull'intero numero di pixel ma solo su quelli che hanno valori di componente cromatica più frequenti (considerando la cumulata delle frequenze di tutti i valori riscontrati, si sono presi solo i valori che contribuiscono al 70% del totale). I risultati sono sintetizzati in Tabella 7:

Tabella 7: riepilogo risultati sperimentali

Prova	Distanza [cm]	Tempo esposizione[s]	Delta RED
1	3	2	8.36
2	3	5	22.45
3	3	10	22.97
4	5	2	Non misurabile
5	5	5	13.12
6	5	10	18.51
7	7	2	Non misurabile
8	7	5	11.87
9	7	10	12.97

4.4.2.2.1.2 UV-C intensity label

Le prove sono state realizzate, anche in questo caso, lasciando gli strip adesivi esposti alla luce della lampada per diversi tempi e diverse distanze in modo da esporli a differenti dosaggi UV.

Le combinazioni distanza-tempo sperimentate sono riportate in Tabella 8:

Tabella 8: combinazione tempo-distanza prove sperimentali

Prova	Distanza [cm]	Tempo esposizione [s]
1	3	2
2	3	5
3	3	10
5	5	2
6	5	5
7	5	10
8	7	2
9	7	5
10	7	10

Di seguito si riportano le immagini dei campioni utilizzati nei test. Come già anticipato prima la parte alta di ciascun campione è stata protetta con nastro adesivo nero in modo da non venire irradiata con la luce ultravioletta.

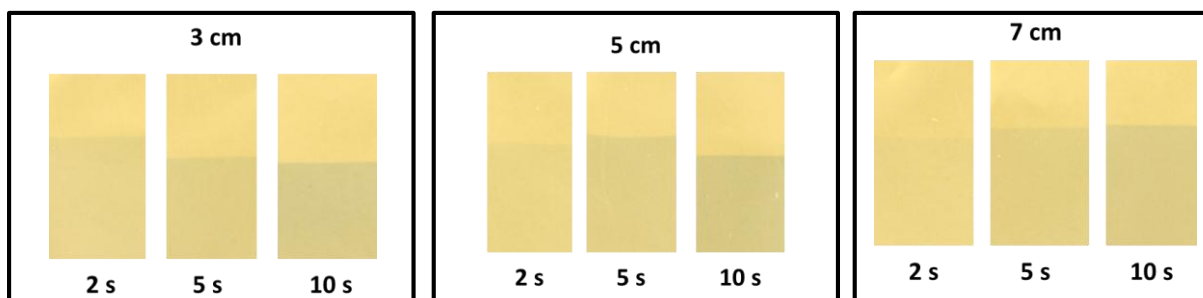


Figura 70: immagini prove con provini di UV-C intensity label in aria.

Anche in questo caso la valutazione della variazione cromatica dei campioni sottoposti a radiazione UV è stata fatta attraverso la variazione della componente cromatica RED.

I valori di variazione cromatica sono sintetizzati nella tabella che segue:

Tabella 9: riepilogo risultati sperimentali

Prova	Distanza [cm]	Tempo esposizione[s]	Delta RED
1	3	2	14.01
2	3	5	23.85
3	3	10	36.73
5	5	2	10
6	5	5	18.06
7	5	10	28
8	7	2	13.89
9	7	5	15.74
10	7	10	26.24

È possibile osservare come il materiale in questione possieda un'ottima proprietà fotocromatica anche per bassi dosaggi.

4.4.2.2.1.3 SKYRAD UV Warning Band

Nella tabella seguente sono riportate le combinazioni tempo-distanza a cui sono state realizzate le prove:

Tabella 10: combinazione tempo-distanza prove sperimentali.

Prova	Distanza [cm]	Tempo esposizione [s]
1	3	2
2	3	5
3	3	10
4	5	2
5	5	5
6	5	10
7	7	2
8	7	5
9	7	10

Di seguito si riportano le immagini dei campioni sottoposti alle prove. La parte inferiore di ciascun campione è stata protetta con nastro adesivo nero in modo da non venire irradiata con la luce ultravioletta.

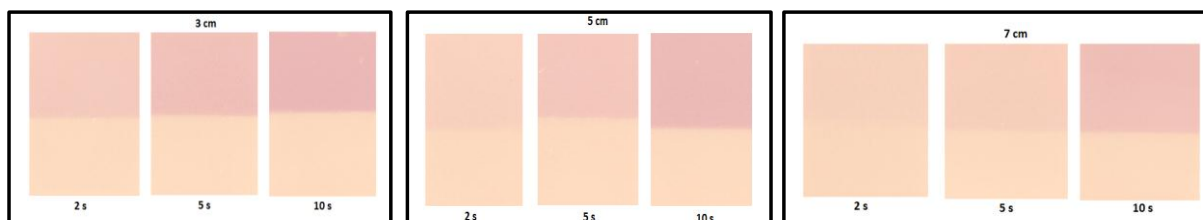


Figura 71: immagini prove con provini di SKYRAD UV Warning Band in aria.

Anche in questo caso la valutazione della variazione cromatica dei campioni sottoposti a radiazione UV è stata fatta attraverso la variazione della componente cromatica RED.

I valori di delta red corrispondenti sono sintetizzati nella seguente tabella:

Tabella 11: riepilogo risultati sperimentali.

Prova	Distanza [cm]	Tempo esposizione[s]	Delta RED
1	3	2	23.42
2	3	5	44.18
3	3	10	48.26
4	5	2	11.77
5	5	5	31.15
6	5	10	39.23
7	7	2	10.69
8	7	5	27.38
9	7	10	37.57

4.4.2.3 Campagna Simulativa

L'obiettivo della campagna simulativa è quello di valutare, se esiste, una correlazione tra il viraggio cromatico, ottenuto durante la campagna sperimentale, ed il dosaggio di radiazione UV assorbita. La prima fase prevede il calcolo dell'irraggiamento nell'intorno della lampada. Il modello che si è utilizzato è il MSSS descritto in precedenza opportunamente rivisto per tener conto dell'assenza del tubo di quarzo. L'irraggiamento ottenuto, considerando le caratteristiche della lampada descritte in precedenza, è il seguente:

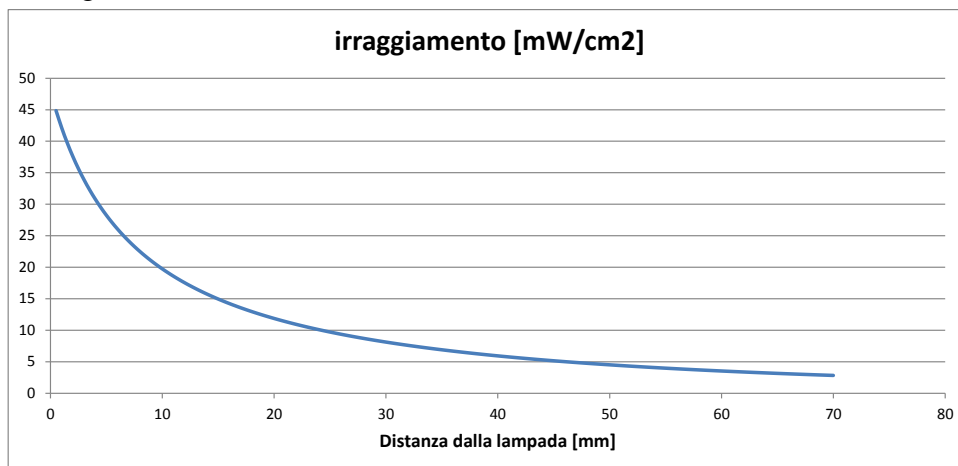


Figura 72: irraggiamento prodotto dalla lampada GPH212T5L

Per avere un'ulteriore conferma della bontà dell'irraggiamento simulato, si è deciso di confrontare quanto previsto dal modello (tenendo conto della caratteristica del sensore riportata in Figura 66 e dello strato di quarzo alloggiato nella finestra di misurazione) con le letture eseguite dal sensore stesso a tre differenti distanze. Il confronto tra andamento simulato e misurazioni del sensore è riportato nel seguente grafico:

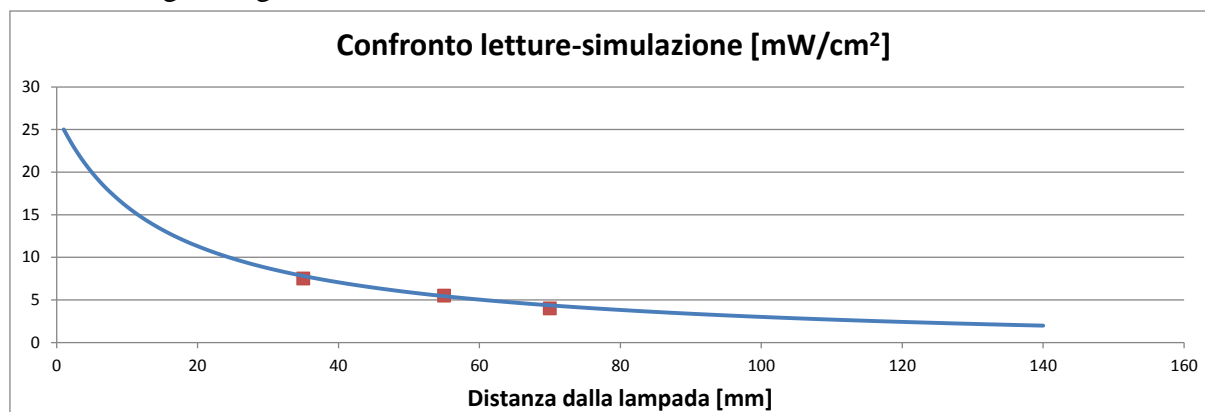


Figura 73

Essendo la lampada pressoché monocromatica, le letture del sensore con il filtro coincidono con le letture del sensore senza filtro.

Nota l'intensità luminosa in funzione della distanza dalla lampada ed il tempo di esposizione a cui sono stati soggetti i diversi campioni, è possibile ricavare la dose teorica assorbita da ciascun provino.

Per quanto riguarda la previsione dell'irraggiamento in acqua si è dovuto modificare il codice per riprodurre il più accuratamente possibile le condizioni di prova. Il calcolo, infatti, dovrà tenere conto del fenomeno della rifrazione che avviene all'interfaccia aria/acqua. Tale fenomeno comporta anche la riflessione di parte del raggio luminoso all'interfaccia stessa (Figura 74). La percentuale di

luce riflessa sarà tanto maggiore quanto maggiore sarà l'angolo di incidenza del raggio sull'interfaccia.

La legge di Snell fornisce la relazione tra l'angolo con cui il raggio di luce incide sull'interfaccia aria/acqua (α) e l'angolo con cui lo stesso raggio si propaga in acqua (β):

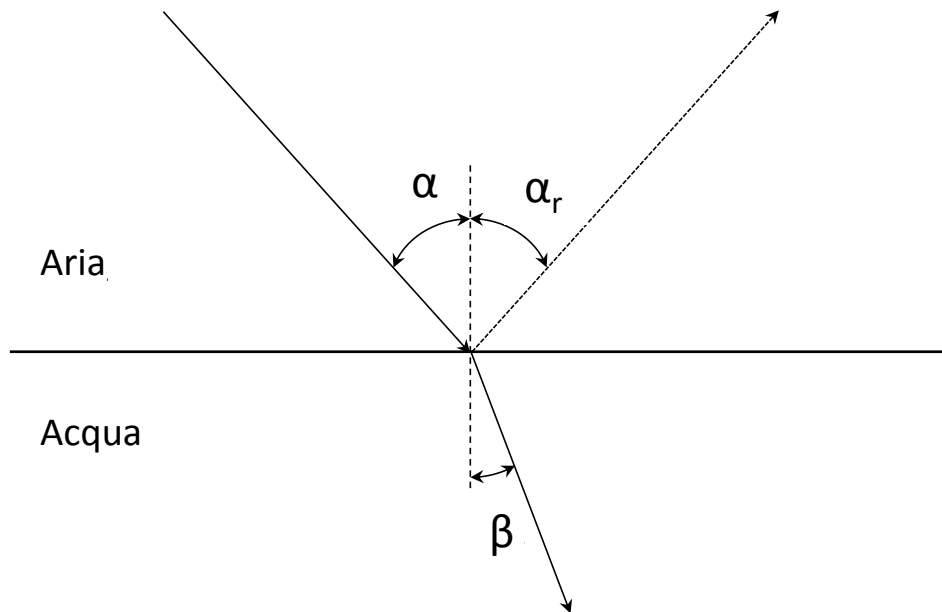


Figura 74: rifrazione e riflessione all'interfaccia aria/acqua

Come detto sopra, quando un raggio di luce incide sulla superficie d'interfaccia tra due mezzi aventi indici di rifrazione diversi, parte della luce viene riflessa e parte viene trasmessa. La frazione di luce riflessa dipende sostanzialmente dall'angolo di inclinazione del raggio incidente (α), dall'ampiezza di energia radiante perpendicolare al piano di incidenza (r_{perp}) e dall'ampiezza di energia radiante parallela al piano di incidenza (r_{paral}); tali ampiezze sono calcolabili per mezzo della legge di Fresnel:

$$r_{perp} = \frac{N_a \cos \alpha - N_w \cos \beta}{N_a \cos \alpha + N_w \cos \beta} \quad [28]$$

$$r_{paral} = \frac{N_w \cos \alpha - N_a \cos \beta}{N_a \cos \beta + N_w \cos \alpha} \quad [29]$$

La riflettanza Rif , vale a dire la percentuale di luce che viene riflessa all'interfaccia, è data da:

$$Rif = \frac{1}{2} \cdot (r_{perp}^2 + r_{paral}^2) \quad [30]$$

Di seguito è riportato l'andamento di Rif in funzione dell'angolo di incidenza α :

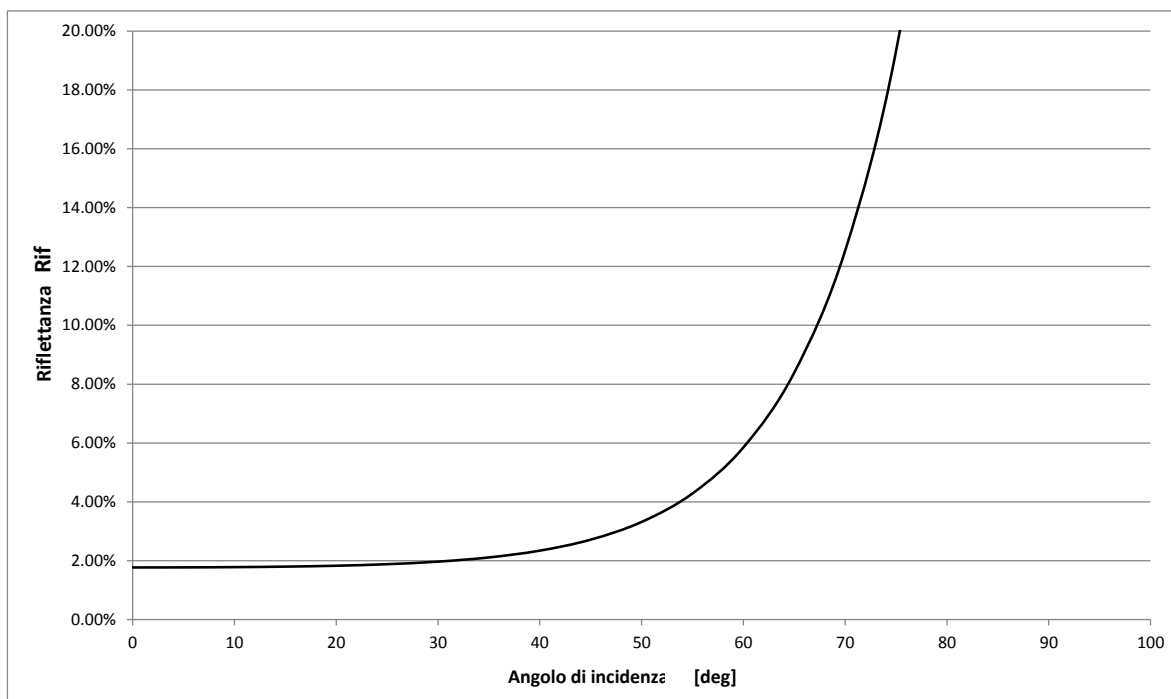


Figura 75: andamento della riflettanza (Rif) in funzione dell'angolo di incidenza α

Per angoli d'incidenza inferiori a 40° la percentuale di luce riflessa è di poco inferiore al 2%, per angoli superiori la percentuale cresce rapidamente per arrivare a tendere ad un valore infinito, quando l'angolo si avvicina a 90° . Sfruttando le leggi appena descritte, è stato possibile calcolare l'irraggiamento nelle condizioni di prova in acqua. Di seguito si riporta l'andamento dell'irraggiamento UV a 254 nm in funzione della distanza radiale in corrispondenza della sezione mediana della lampada considerando il provino ad una distanza di 3 cm dalla lampada, immerso in 2 cm d'acqua. (si è impostato un valore di trasmittanza dell'acqua pari al 90%):

Pelo libero

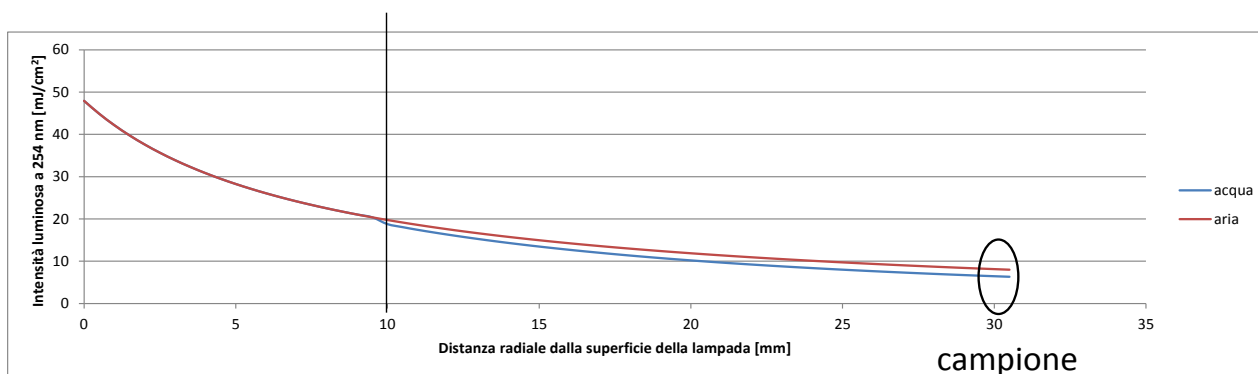


Figura 76: confronto dose teorica con e senza effetto della rifrazione

A questo punto, è noto l'irraggiamento a cui è sottoposto il campione, ed è possibile calcolare la dose assorbita dai materiali testati.

4.5 Integrazione tra campagna simulativa e sperimentale

Nella seguente tabella si riporta una sintesi dei risultati ottenuti:

Tabella 12: riepilogo dei risultati ottenuti nel corso della campagna sperimentale.

distanza [cm]	tempo [s]	Dose prevista [mJ/cm ²]	Delta RED misurati		
			UV SunSense	UV-C Intensity label	Skyrad UV warning Band
3	2	16.25	8.36	14.01	23.42
3	5	40.62	22.45	23.85	44.18
3	10	81.24	22.97	36.73	48.26
5	2	9.03	Non misurabile	10	11.77
5	5	22.57	13.12	18.06	31.15
5	10	45.15	18.51	28	39.23
7	2	5.66	Non misurabile	13.89	10.69
7	5	14.16	11.87	15.74	27.38
7	10	28.32	12.97	26.24	37.57

Per tutti i materiali si è ricavata la curva di risposta che mette in relazione la dose assorbita con il viraggio cromatico (Δ_{RED}). La funzione generica utilizzata è la seguente:

$$\Delta_{RED} = A \cdot (1 - B^{Dose}) \quad [31]$$

Per ogni materiale si sono ricavati i termini A e B in modo da minimizzare la somma del quadrato dei residui (scostamento tra valori misurati e valori previsti dal modello). I parametri individuati sono i seguenti:

	A	B
UV SunSense	25.21	0.967
UV-C Intensity label	36.52	0.965
Skyrad UV warning Band	49.62	0.957

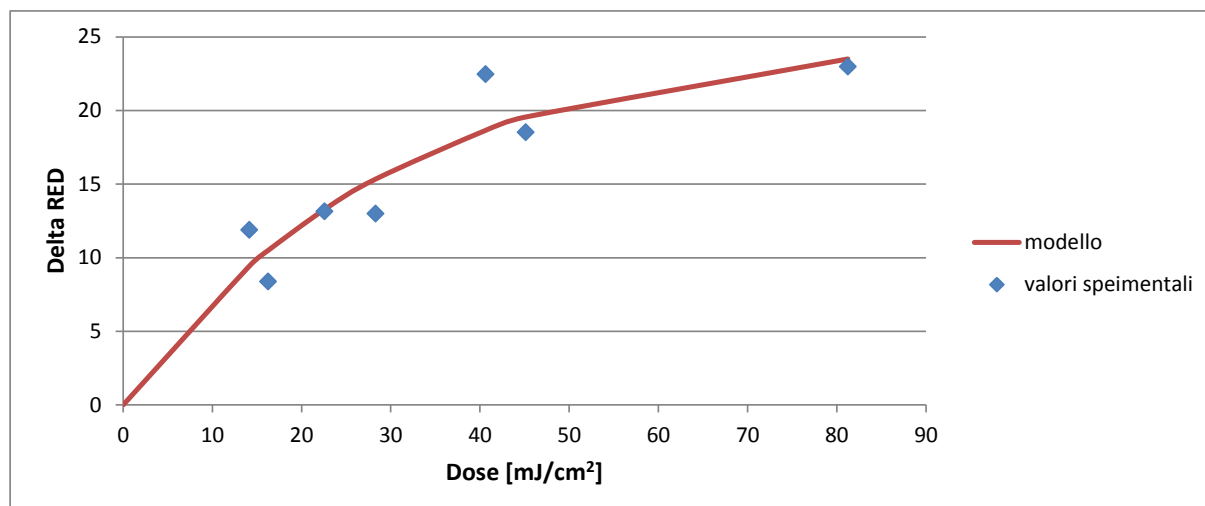


Figura 77: curva di risposta dei braccialetti UV SunSense

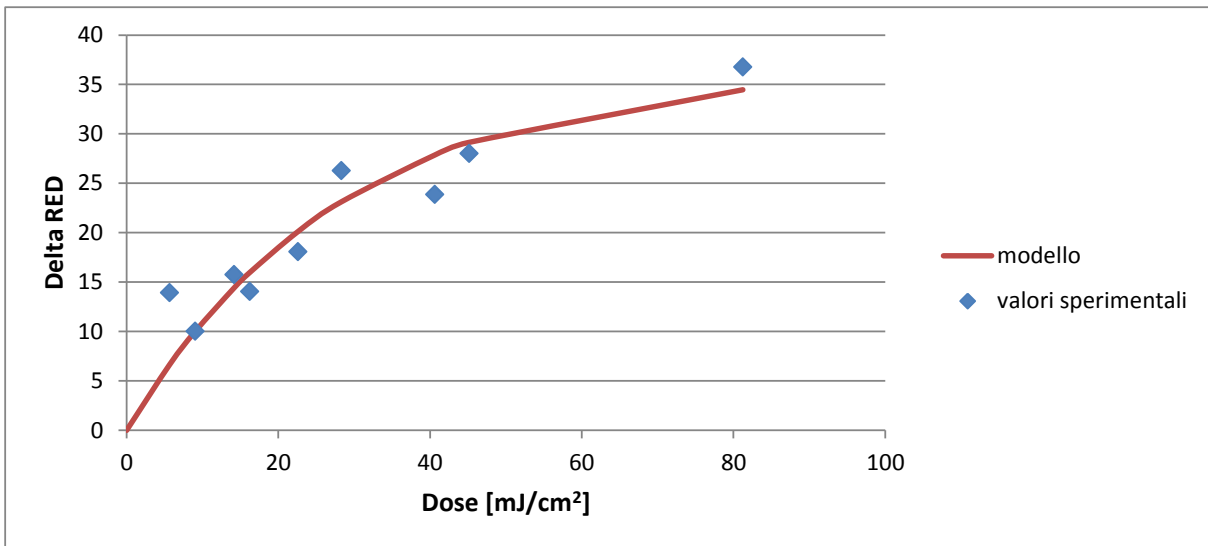


Figura 78: curva di risposta degli UV-C Intensity label

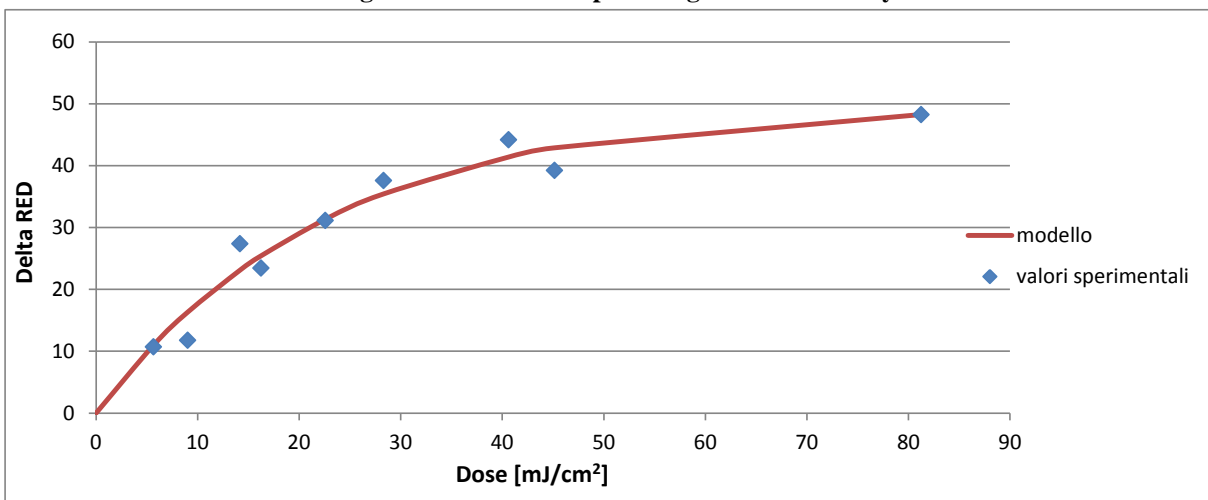


Figura 79: curva di risposta degli Skyrad UV warning band

4.5.1 Prove in acqua per la validazione dei modelli

Analogamente a prima, la lampada è stata posta in ambiente atmosferico, mentre i campioni da testare sono stati immersi in un contenitore contenente un livello conosciuto d'acqua posto a differenti distanze dalla lampada (vedi Figura 63). Anche in questo caso i tempi di esposizione dei campioni alla radiazione UV sono stati fatti variare. In Figura 80 è rappresentata schematicamente la configurazione dell'apparato di prova:

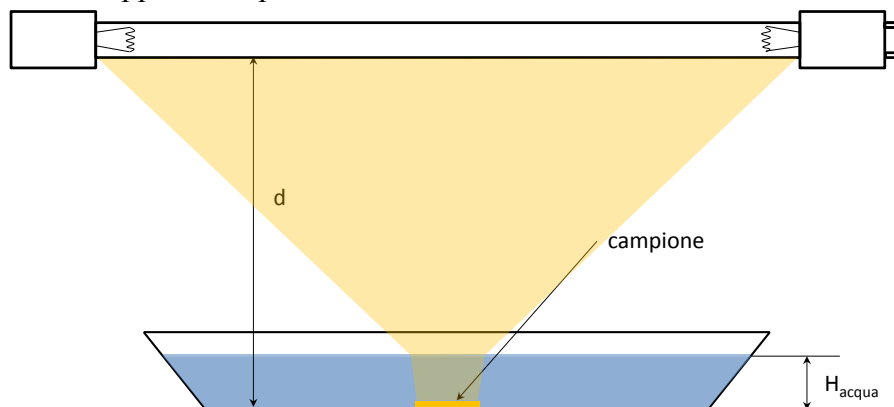


Figura 80: apparato sperimentale prove in acqua.

Come detto in precedenza, si sono svolte ulteriori prove in acqua per tutti i materiali (per mezzo dell'apparato rappresentato in Figura 63 e in Figura 80). I risultati ottenuti sono sintetizzati nella seguente tabella:

Tabella 13: prove realizzate immergendo i provini in acqua

Distancia [cm]	Tempo esposizione [s]	H _{acqua} [cm]	Dose teorica a 254 nm [mJ/cm ²]	Skyrad UV Warning Band	UV-C Intensity labelint_lab	UV SunSense
5	2	2	7.52	11.12	9.89	Non misurabile
5	7	2	26.32	37.2	23.45	15.1
5	15	2	56.40	42.2	30.1	20.73

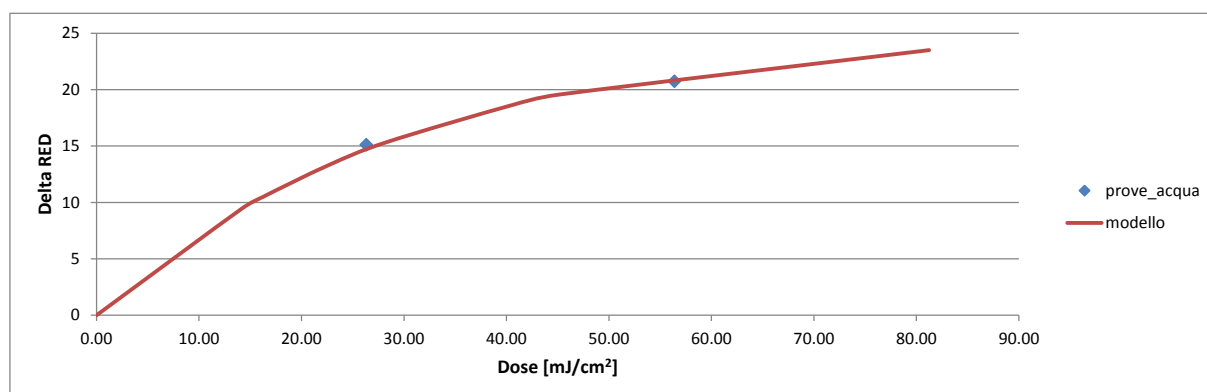


Figura 81: confronto tra i risultati ottenuti dalle prove in acqua e la curva di risposta (braccialetti UV SunSense)

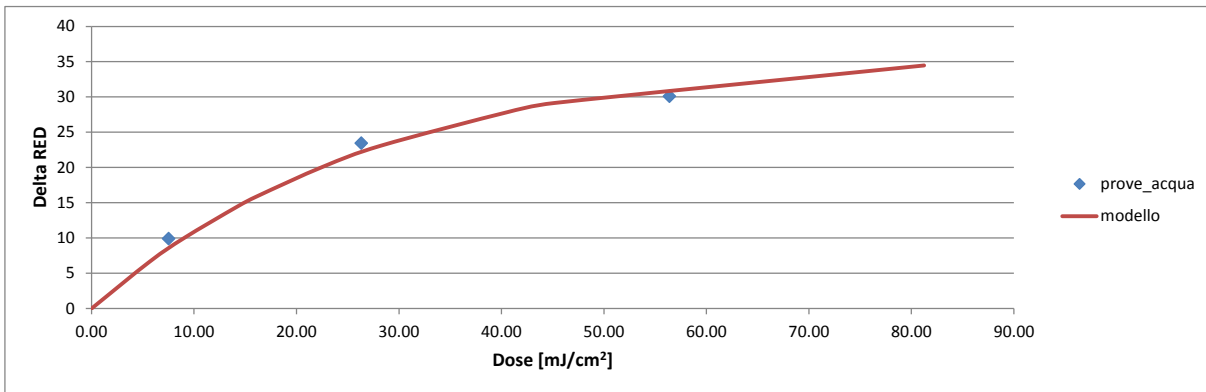


Figura 82: confronto tra i risultati ottenuti dalle prove in acqua e la curva di risposta (UV-C intensity label)

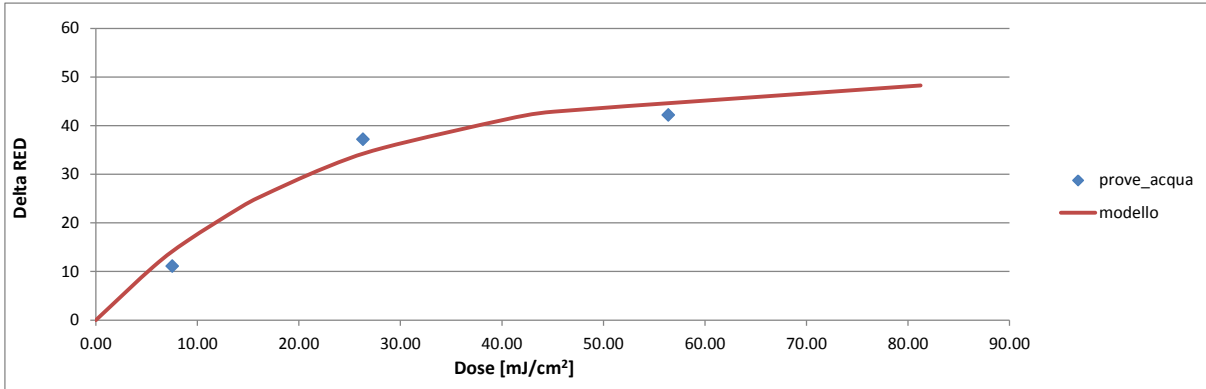


Figura 83: confronto tra i risultati ottenuti dalle prove in acqua e la curva di risposta (Skyrad UV warning Band)

Come si nota dalle figure precedenti, il comportamento in acqua rispecchia fedelmente quello riscontrato in aria. Si può quindi concludere che i modelli ricavati, possono essere utilizzati con buona confidenza per le prove all'interno del reattore.

4.6 Impianto Pilota

Terminata la prima fase del lavoro, che ha portato alla caratterizzazione dei materiali testati, la seconda fase prevede l'inserimento dei provini all'interno di un impianto pilota nel quale è installato il reattore UV. L'impianto pilota dovrà prevedere una sezione di inserimento dei provini a monte del reattore ed una sezione per il prelievo a valle.

La pompa è stata scelta in modo da garantire il funzionamento del reattore nelle sue condizioni di targa.

L'impianto prevede la presenza di due valvole di regolazione a sfera, una valvola di non ritorno, una pompa centrifuga autoadescante, il reattore UV e un serbatoio per la raccolta dell'acqua.



Figura 84: impianto pilota

Durante la fase iniziale di funzionamento dell'impianto, le valvole di regolazione a sfera (VR) sono completamente aperte. In questa fase non si ha l'inserimento dei provini. Una volta che l'impianto è andato a regime (sia in termini di portata sia in termini di emissione della lampada) può iniziare la fase di inserimento dei provini. Si chiudono le due valvole a sfera (VR) in modo da isolare il tratto di tubazione che include il raccordo a T, in cui è stato predisposto un tappo filettato che permette, una volta smontato, l'inserimento manuale dei provini.

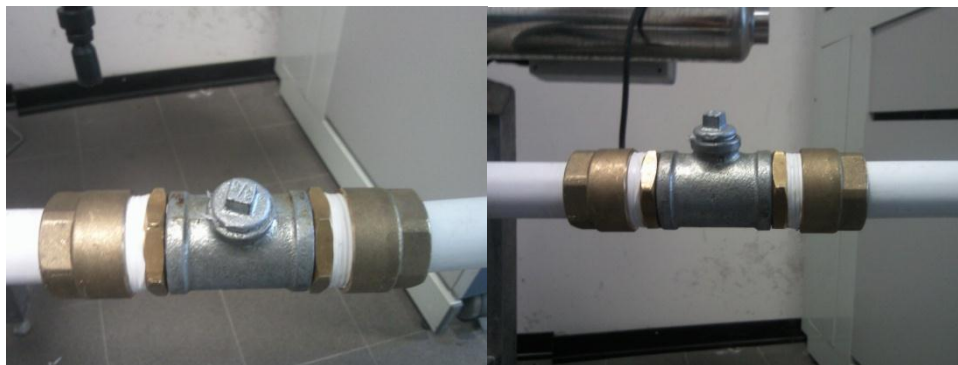


Figura 85: dettaglio della sezione di inserimento dei provini

Una volta inseriti i provini, il tappo viene riposizionato e le due valvole di regolazione riaperte in modo da far riprendere il flusso. I provini vengono raccolti allo sbocco del circuito grazie ad un semplice retino, sono immediatamente fotografati ed analizzati con il software per misurarne la variazione cromatica.

In contemporanea alla fase di progettazione e realizzazione dell'impianto di prova, è stato fatto uno studio simulativo del reattore con il software di simulazione T-Dyn Multiphysics.

4.6.1 Simulazione ottica e calcolo della dose fornita dal reattore

Il reattore installato sull'impianto pilota è un reattore PURO 1S, caratterizzato dall'installazione di una lampada a bassa pressione da 40 W e destinato al trattamento di portate d'acqua nell'ordine dei 2000 l/h. È stato simulato per mezzo del software descritto in precedenza in modo da ricavare la distribuzione delle dosi teoriche che è in grado di fornire. Le procedure e le impostazioni delle simulazioni si sono ricavate con le stesse metodologie elencate in precedenza. Di seguito si riportano i risultati ottenuti:

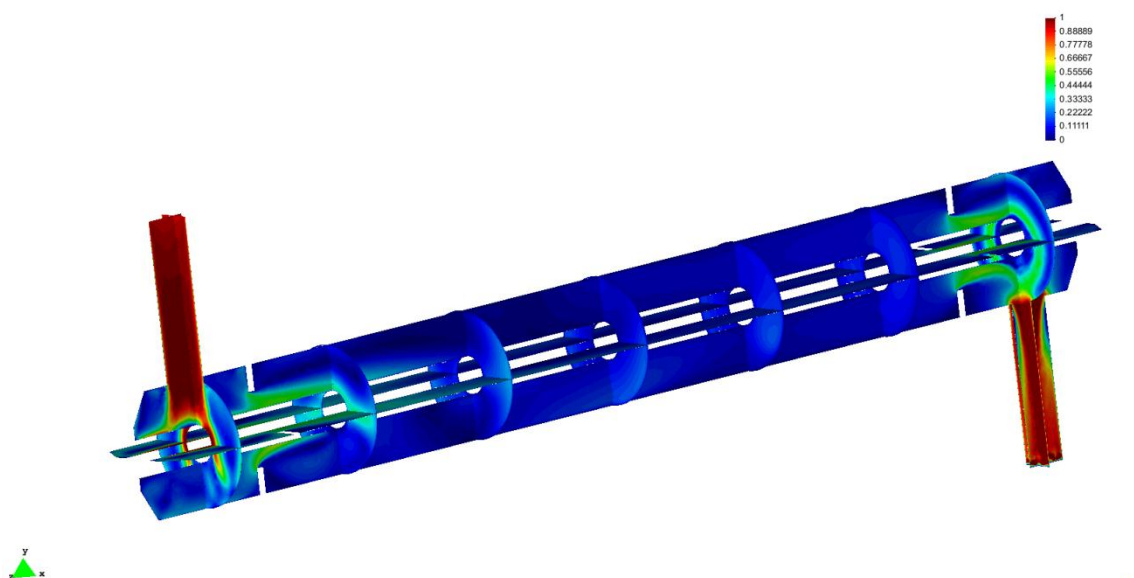


Figura 86: campo di moto all'interno del reattore

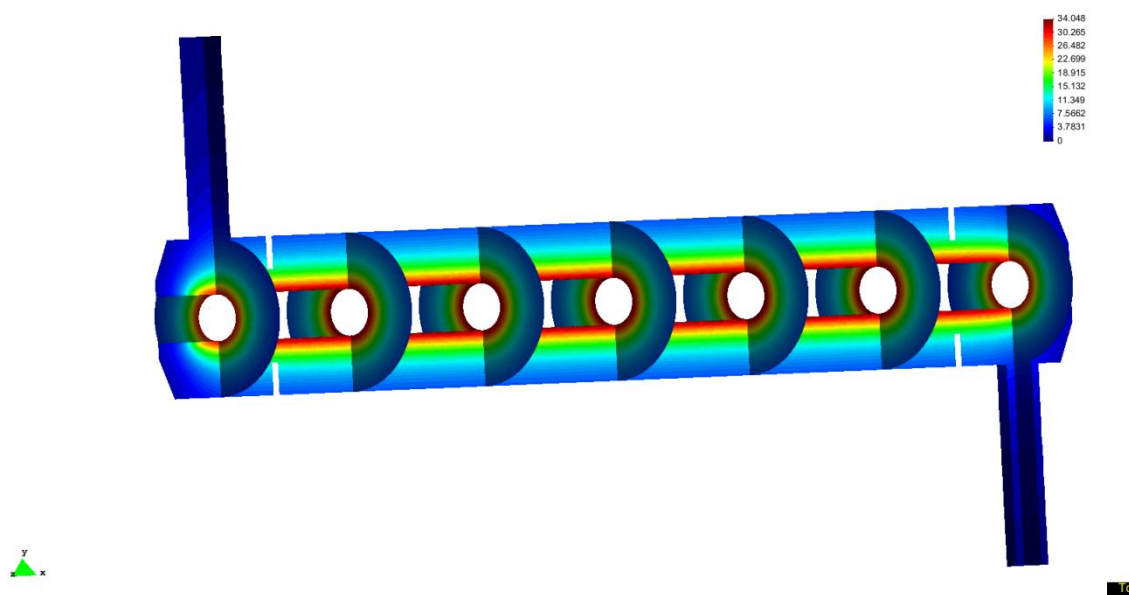


Figura 87: distribuzione dell'irraggiamento UV, a 254 nm, all'interno del reattore [mW/cm²]

Tracciando le traiettorie di 700 microorganismi, ed integrando lungo di esse la radiazione UV, si ottiene la seguente distribuzione delle dosi per il reattore PURO 1S:

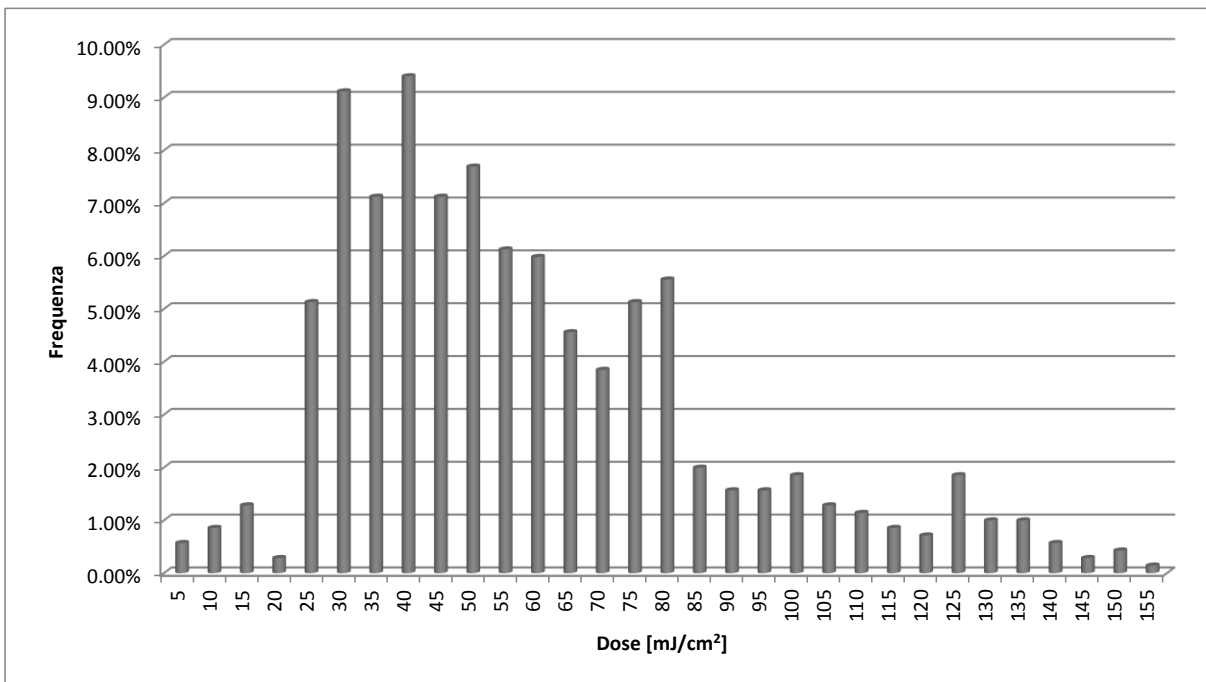


Figura 88: funzione di distribuzione delle dosi per il reattore installato sull'impianto pilota

4.6.2 Risultati prove sperimentali dall'impianto pilota

Di seguito si riportano i risultati ricavati dalle prove sperimentali sull'impianto pilota. Sono state confrontate tra loro le distribuzioni della dose UV assorbita dai provini di diverso materiale in modo da verificare l'impatto della densità del provino sulla dose prevista. I risultati sono stati successivamente confrontati con le previsioni ottenute attraverso le precedenti simulazioni fluidodinamiche in modo da vedere se esiste un riscontro tra i risultati.

4.6.2.1 Braccialetto UV SunSense

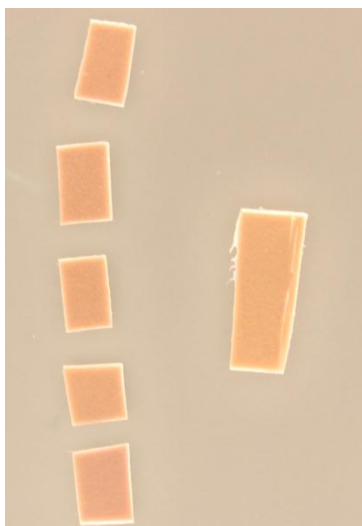


Figura 89: provini di braccialetto UV SunSense raccolti a valle del reattore. Il pezzo a destra è un pezzo di colore originale che serve da riscontro per l'elaborazione delle immagini.

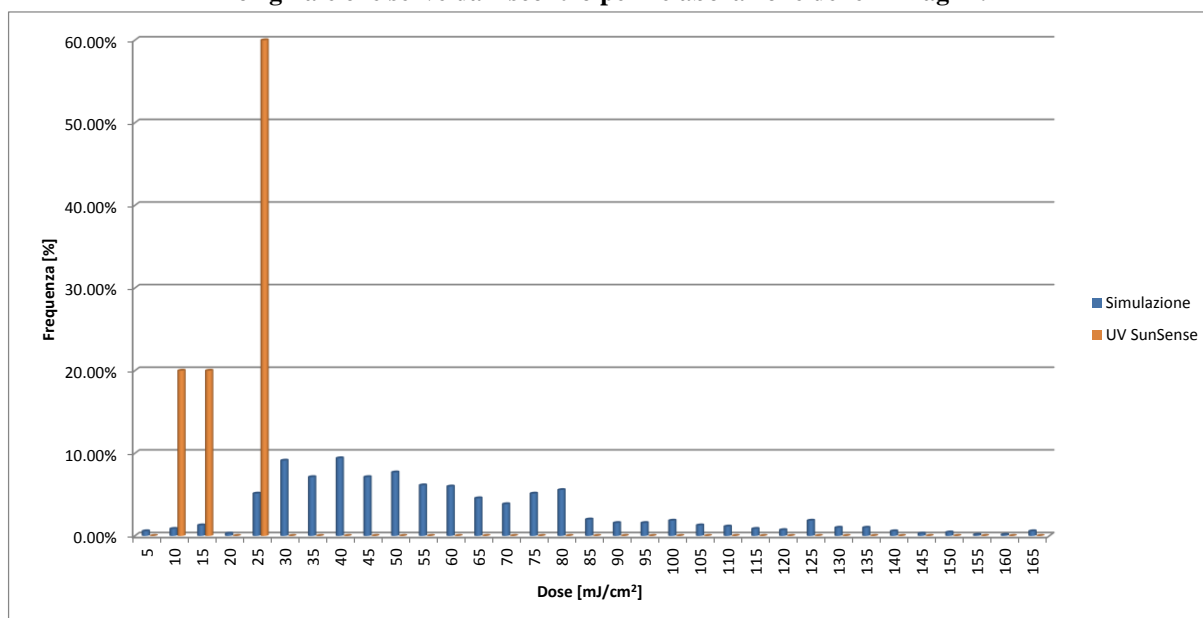


Figura 90: confronto tra risultati simulativi e sperimentali ottenuti con UV SunSense.

4.6.2.2 UV-C intensity label

Si è sfruttata la proprietà adesiva degli strip realizzando provini che virassero di colore su entrambi i lati. Le prove sono state realizzate variando il materiale di supporto su cui sono incollati i provini,

in modo da valutare l'influenza della densità del provino sui risultati ottenuti. Si sono utilizzate tre tipologie di supporto:

- Assenza di supporto (si sono incollati tra loro 2 strip adesivi senza inserimento di un terzo materiale)
- Supporto realizzato con i braccialetti UV SunSense;
- Supporto realizzato in PET.

Di seguito sono riportati i risultati ottenuti:

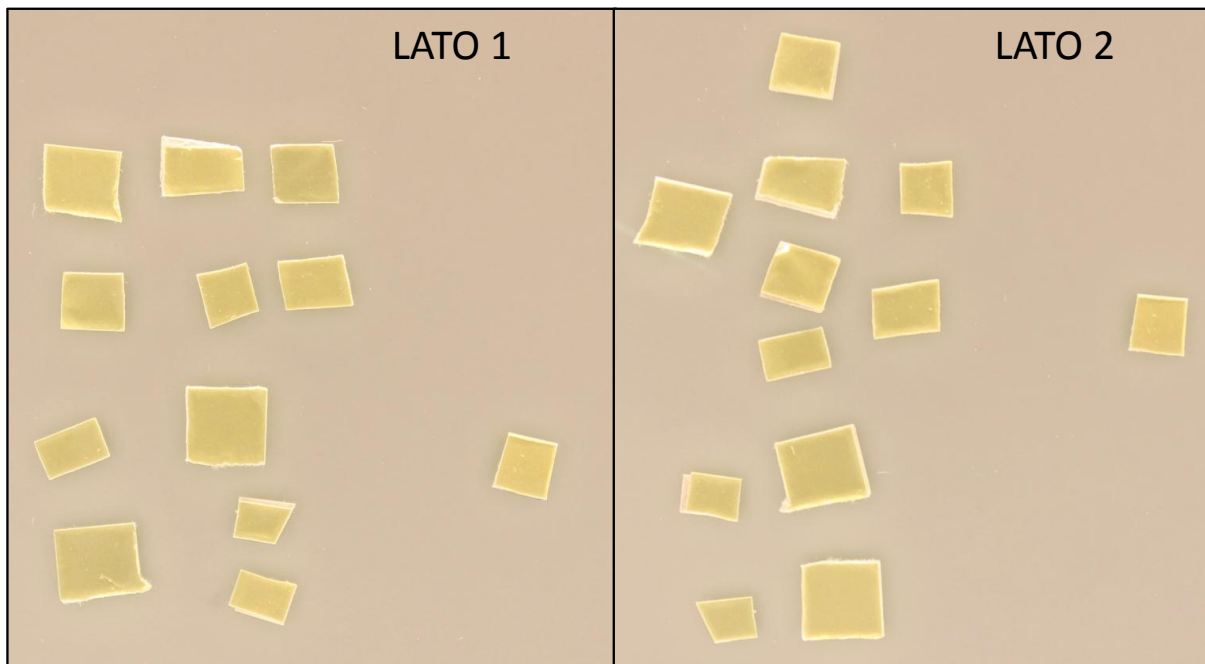


Figura 91: provini di UV-C intensity label senza supporto raccolti a valle del reattore. I provini sono stati realizzati in modo da essere fotocromici su entrambi i lati. In entrambe le foto, il pezzo a destra è un pezzo di colore originale che serve da riscontro per l'elaborazione delle immagini.

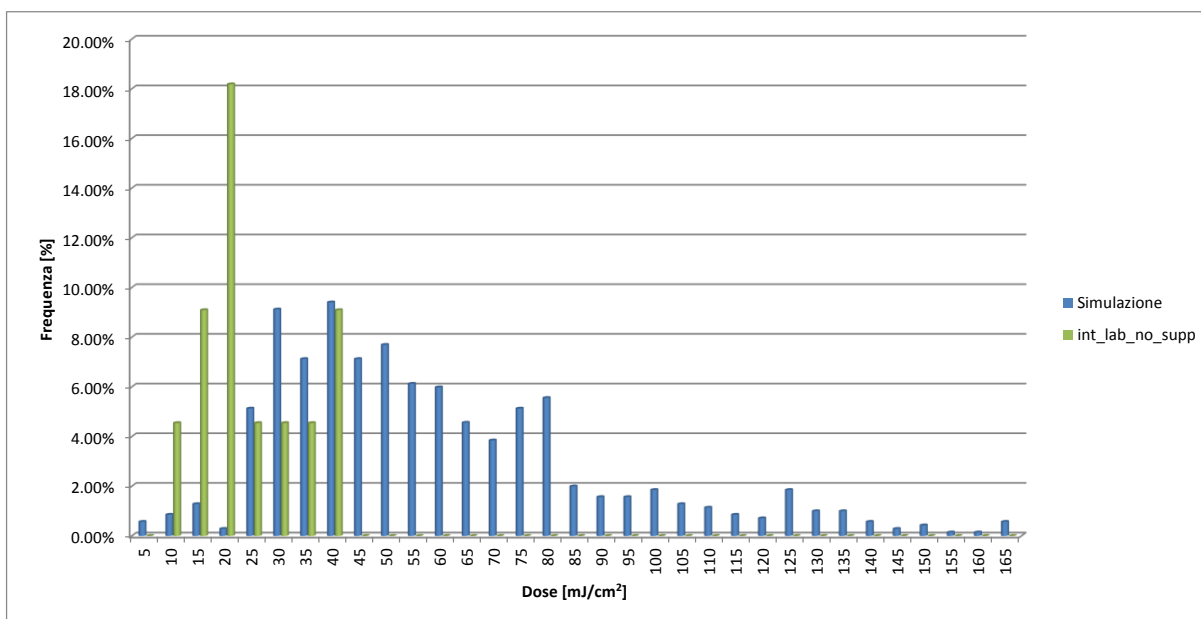


Figura 92: confronto tra risultati simulativi e sperimentali ottenuti con UV-C intensity label senza alcun supporto.

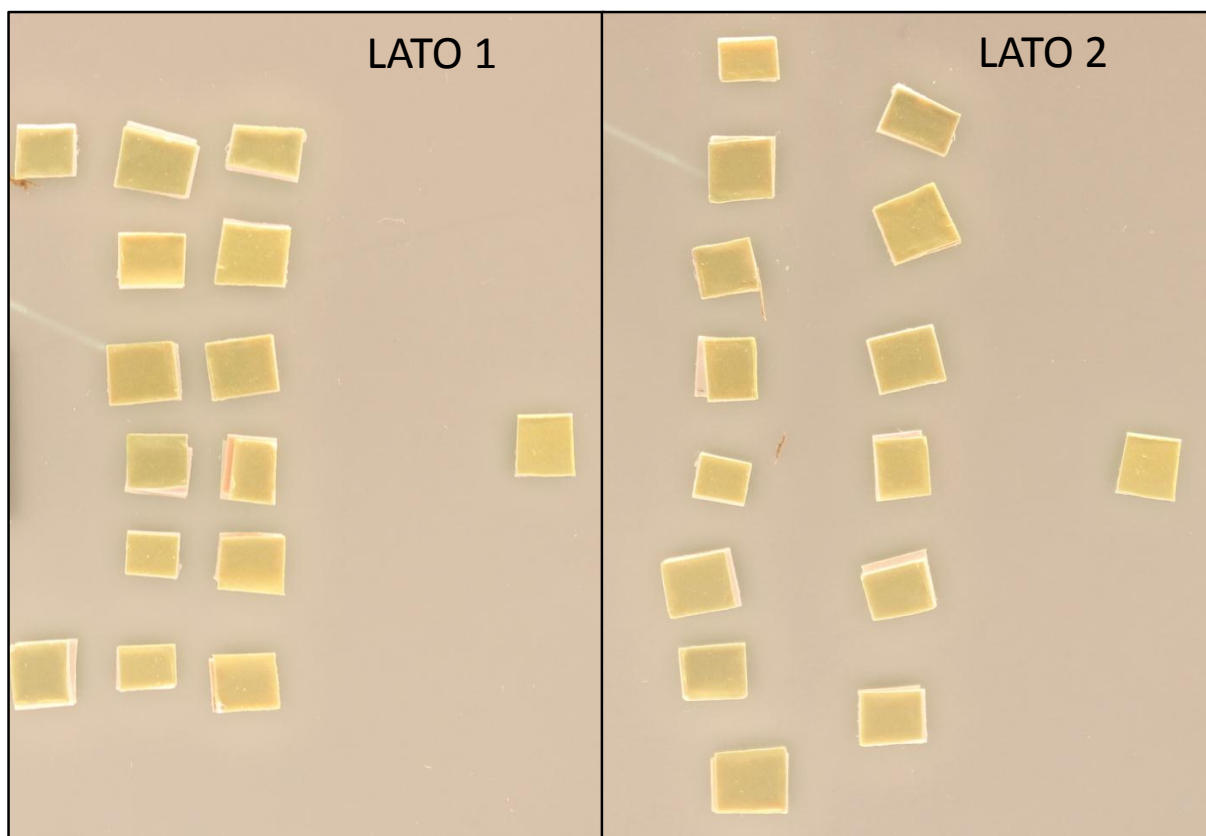


Figura 93: provini di UV-C intensity label, con supporto realizzato con braccialetti UV-SunSense, raccolti a valle del reattore. I provini sono stati realizzati in modo da essere fotocromici su entrambi i lati. In entrambe le foto, il pezzo a destra è un pezzo di colore originale che serve da riscontro per l'elaborazione delle immagini

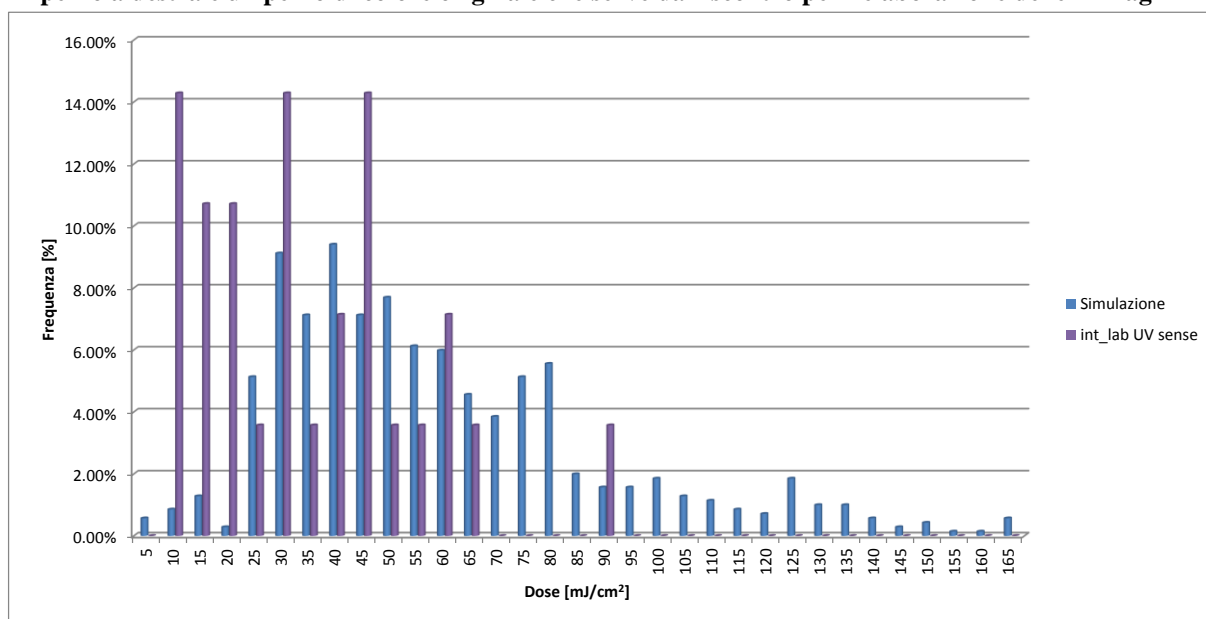


Figura 94: confronto tra risultati simulativi e sperimentali ottenuti con UV-C intensity label con supporto realizzato con i braccialetti UV SunSense

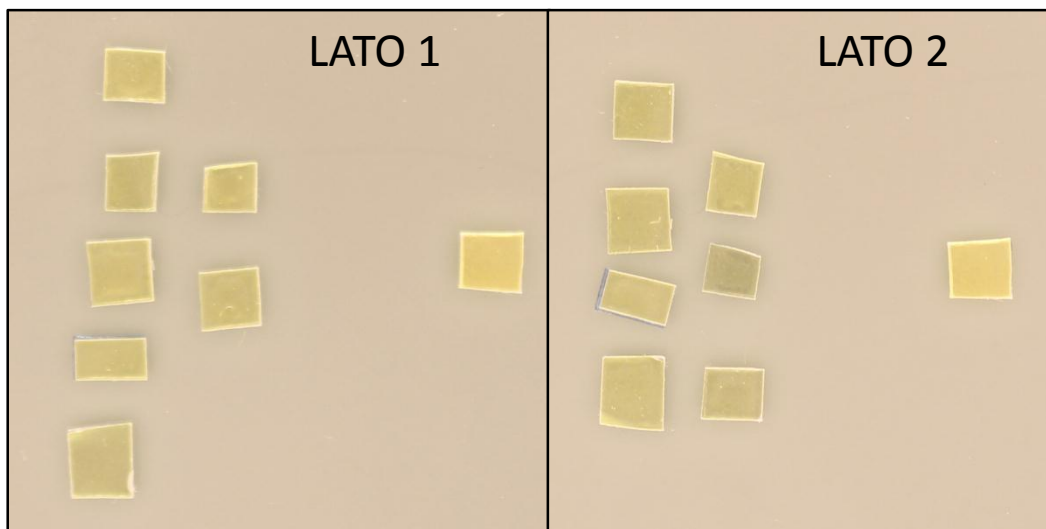


Figura 95: provini di UV-C intensity label, con supporto realizzato in PET, raccolti a valle del reattore. I provini sono stati realizzati in modo da essere fotocromici su entrambi i lati. In entrambe le foto, il pezzo a destra è un pezzo di colore originale che serve da riscontro per l'elaborazione delle immagini

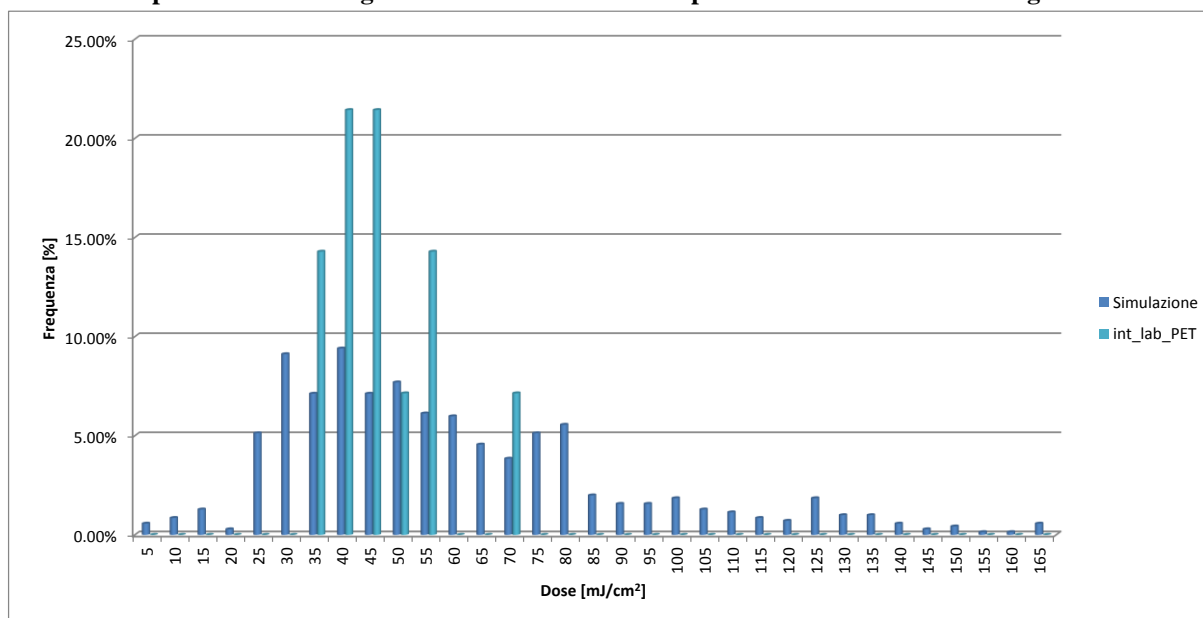


Figura 96: confronto tra risultati simulativi e sperimentali ottenuti con UV-C intensity label con supporto realizzato in PET

4.6.2.3 Skyrad UV warning band

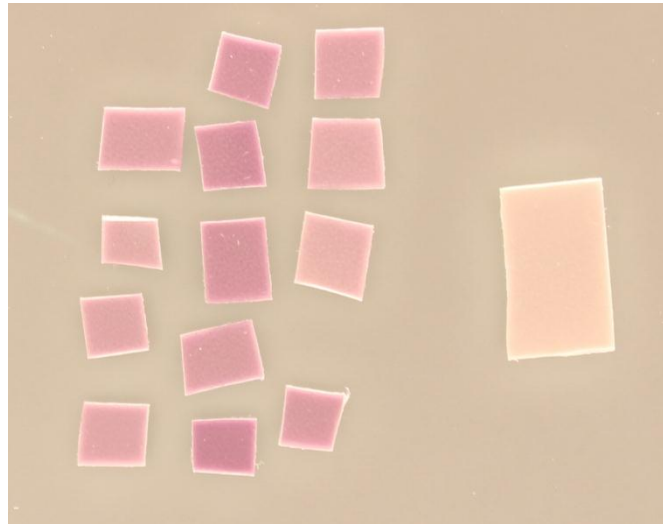


Figura 97: provini di braccialeto UV SunSense raccolti a valle del reattore. Il pezzo a destra è un pezzo di colore originale che serve da riscontro per l'elaborazione delle immagini

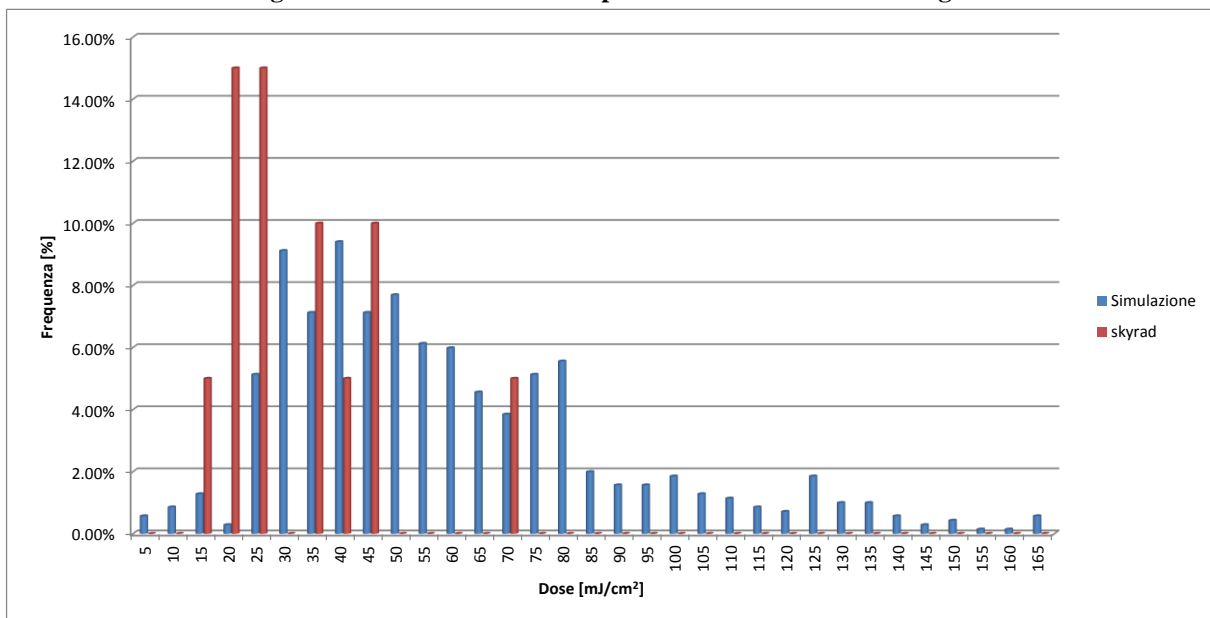


Figura 98: confronto tra risultati simulativi e sperimentali ottenuti con UV warning band

4.6.3 Case studies

Lo strumento ed il metodo sviluppati sono stati applicati ad alcuni casi studio che sono stati presentati e pubblicati nei proceedings di conferenze internazionali:

- Ferretti, G., Montanari, R., Solari, F. (2011) A New Approach For The Optimization Of UV-Reactor Design By Mean Of CFD Simulation. Proceedings of the 6th International CIGR Technical Symposium “TOWARD A SUSTAINABLE FOOD CHAIN, Food Process, Bioprocessing and Food Quality Management”, Nantes 18-20 Aprile 2011.
- Armenzoni, M., Ferretti, G., Marchini, D., Montanari, R., Solari, F. (2011) Advanced design of a UV reactor for water treatment using computational fluid dynamics, EFFoST Annual Conference, Berlin 9-11 Novembre 2011.
- Armenzoni, M., Marchini, D., Montanari, R., Solari, F. (2013) Define the optimal operating conditions for a UV reactor through CFD simulation. The International Ultraviolet Association and TZW – The German Water Center 2013 EMEA Regional Conference, Karlsruhe 4-5 Giugno.
- Armenzoni, M., Marchini, D., Montanari, R., Solari, F., Vignali, G. (2013) A New Method For The Validation Of UV Reactors Through The Use Of Photochromic Materials. Proceedings of the 8th International CIGR Technical Symposium “Advanced food processing and quality management”. Guangzhou, China, 3-7 November, 2013.

Queste pubblicazioni sono consultabili ai seguenti allegati alla tesi:

- Allegato 1
- Allegato 2
- Allegato 3
- Allegato 4

L'Allegato 3 è stato selezionato per essere pubblicato sulla rivista di settore “IUVA News”:

- Armenzoni, M., Marchini, D., Montanari, R., Solari, F. (2013) Define the optimal operating conditions for a UV reactor through CFD simulation, IUVA News, Vol.16 Issue 2, Summer 2013,30-41.

questa pubblicazione è allegata alla tesi come Allegato 5.

4.7 Conclusioni

Il lavoro svolto ha consentito di sviluppare un nuovo strumento capace di simulare le prestazioni di un reattore UV, il quale permette di ricavare le curve di dimensionamento della macchina già in fase di progettazione e di ottimizzare la stessa anche da un punto di vista costruttivo. Il nuovo strumento progettuale è stato validato per mezzo di opportune campagne sperimentali.

Si è inoltre ideato e sviluppato un nuovo metodo per la validazione sperimentale delle prestazioni di un reattore. L'intento è stato quello di creare un metodo che sia più semplice e di più rapida applicazione rispetto a quelli utilizzati fino ad oggi (biodosimetria, attinometria Lagrangiana); esso sfrutta la proprietà di alcuni materiali di cambiare colore quando esposti ad una sorgente luminosa. Sono stati testati differenti materiali aventi diverse proprietà fotocromiche e differenti densità. Le distribuzioni della dose UV assorbita dai provini, durante il passaggio attraverso il reattore UV, hanno fornito dei risvolti interessanti per quel che concerne il sistema adottato, partendo dal presupposto che questo approccio è stato utilizzato per la prima volta. Com'è possibile vedere dagli istogrammi presentati precedentemente, in particolare per gli UV Warning Band e gli UV-C intensity label con UV sense o con PET come supporto, la distribuzione della dose UV segue in termini di ordine di grandezza e valore medio le distribuzioni ricavate dalle simulazioni, mentre per gli UV SunSense non è possibile definire un comportamento data la pochezza di dati a disposizione. Inoltre è stata riscontrata la dipendenza dalla densità dei materiali: gli istogrammi relativi agli UV-C intensity label al variare del tipo di supporto (senza supporto, con supporto in PET o con supporto ricavato dagli UV-sense), mostrano come una maggiore densità sposta la campana di distribuzione verso dosi più alte in accordo con il fatto che, essendo più pesante, il provino impiega più tempo ad attraversare la camera e quindi sarà soggetto a maggiori tempi di esposizione e, di conseguenza, ad un maggiore dosaggio. Bisogna tenere a mente, che un confronto reale tra le prove simulate e le prove sperimentali è ancora prematuro, così come le modalità di conduzione delle prove è ancora da affinare. Infatti i dati a nostra disposizione non sono ancora molti e sono presenti alcuni fattori d'incertezza quali ad esempio:

- la forma, il moto e la reale densità dei provini utilizzati
- le considerazioni di calcolo adottate (in questa fase si è ipotizzato che la dose assorbita dal provino dipenda esclusivamente dalla sua distanza dalla lampada e dal tempo di esposizione; tuttavia, nel corso dell'attraversamento del reattore, il provino si trova ad avere una sorta di moto a spirale, per cui esso assume nel tempo diversi angoli di inclinazione rispetto alla lampada. All'aumentare dell'angolo di inclinazione del provino rispetto alla lampada potrebbe variare la dose effettiva di luce assorbita. Ulteriori analisi verranno svolte per comprendere meglio questo fenomeno).

Anche le simulazioni sono affette, al momento, da alcuni gradi di incertezza:

- il modulo "UVdose" non tiene conto del fenomeno della riflessione causato dalle pareti metalliche del reattore;

Tali incertezze influenzano sia i risultati derivanti dall'apparato sperimentale sia da quelli in uscita dalle simulazioni; essi aprono nuove fonti di approfondimento e studio del sistema presentato in questo lavoro.

5 Applicazione della fluidodinamica computazionale (CFD) alla progettazione di impianti di miscelazione

La miscelazione è un'operazione unitaria che consente di ottenere inter-dispersione di due o più componenti, mediante un flusso ottenuto per lo più meccanicamente, con l'obiettivo di raggiungere la massima omogeneità finale.

Nell'industria alimentare l'operazione riveste una particolare importanza in quanto, in molti casi, la qualità finale del prodotto e i suoi attributi derivano in maniera diretta dalla qualità del mix.

Da una miscelazione condotta in maniera impropria si otterrà un prodotto non omogeneo, che non risponderà alle caratteristiche desiderate. Le qualità che si possono variare grazie alle operazioni di miscelazione possono essere, ad esempio, la composizione chimica, il colore, la texture o la dimensione delle particelle sospese.

L'ampia varietà e la crescente complessità dei processi di miscelazione incontrati nelle applicazioni industriali richiedono una selezione accurata, una progettazione ed uno scale-up tali da assicurare determinati tempi di ciclo e costi operazionali. Le competitive linee di produzione attuali necessitano di apparecchiature robuste capaci di tempi di miscelazione rapidi, flessibilità, bassi costi energetici, facilità di pulizia ed un insieme di altre caratteristiche dipendenti dal processo specifico. Oltre a miscelare i componenti, molte apparecchiature moderne sono progettate per combinare differenti step di processo (coating, scambio termico, essiccamento etc.).

In letteratura sono presenti numerose pubblicazioni nelle quali si utilizza la fluidodinamica computazionale come strumento per analizzare il processo di miscelazione ed individuare quali sono le leve operative che maggiormente impattano sull'efficacia e sull'efficienza del processo (Scott 1977, Kasat et al. 2008, Alexopoulos et al. 2002, Daskopoulos et al. 1996, Devals et al. 2008, Sahu et al. 1999, Sommerfeld et al. 2004, Wu 2011). Il presente lavoro si propone di sviluppare un nuovo metodo, basato sulla fluidodinamica computazionale, che permetta di valutare le prestazioni di un sistema di miscelatore prendendo in considerazione tutti gli aspetti del processo.

Il nuovo approccio metodologico consentirà quindi di individuare le variabili che maggiormente influenzano il processo, ed in che modo lo influenzano, permettendo di fare scelte oculate già in fase di progettazione che consentano un'ottimizzazione del sistema dal punto di vista funzionale, energetico ed economico.

5.1 *Settaggi delle simulazioni*

L'impostazione più rilevante in un modello di simulazione per un processo di miscelazione sta nel riprodurre adeguatamente i movimenti della girante ed il moto indotto dalla stessa nel dominio fluido. Nel primo dei casi studio presentati, le diverse configurazioni analizzate sono state confrontate a parità di energia fornita al sistema, vale a dire mantenendo una potenza simile sull'albero dell'agitatore. Essendo le configurazioni con rotore eccentrico caratterizzate da diametri inferiori rispetto alle configurazioni con rotori centrati, nelle prime è stata impostata una velocità di rotazione più elevata (25 rpm) rispetto alle ultime (8,5 rpm). Nel secondo caso studio la velocità di rotazione è impostata a 200 rpm e si è ricavata la potenza sull'albero motore al variare del diametro della girante.

Le simulazioni sono state svolte con il software Tdyn Multiphysics. Esso dispone di un modulo di deformazione della griglia di calcolo che permette di risolvere facilmente problemi aventi griglia mobile. Come già accennato sopra, esistono fondamentalmente due metodi di risoluzione delle equazioni di Navier-Stokes: il metodo Euleriano ed il metodo Lagrangiano. In un algoritmo di tipo Lagrangiano ciascun nodo della griglia di calcolo segue la particella di materiale a cui è associata durante il suo movimento. Tale approccio permette un facile monitoraggio delle superfici libere e delle interfacce tra differenti materiali. Esso facilita anche il trattamento di materiali aventi relazioni costitutive tempo-dipendenti. La sua debolezza è la sua incapacità di seguire grandi distorsioni del dominio di calcolo senza ricorrere ad operazioni di remeshing frequenti.

Negli algoritmi Euleriani, invece, la griglia computazionale è fissa ed il fluido si muove rispetto ad essa. Essi permettono di maneggiare agevolmente grandi deformazioni del fluido, a scapito però di una definizione d'interfaccia precisa.

Tdyn multiphysics include un algoritmo di risoluzione ibrido, denominato "Arbitrary Lagrangian-Eulerian" (ALE) che permette di combinare i vantaggi del metodo Euleriano con quelli del metodo Lagrangiano. Per modellare sistemi con parti in movimento si sfrutta un metodo a "griglia scorrevole" (*sliding mesh* o *slidig grid*): il dominio fluido è diviso in due sottodomini non sovrapposti, uno solidale con le parti mobili, l'altro con quelle fisse. Le due griglie strisciano l'una sull'altra. Brucato et al. (1998) hanno dimostrato che tale metodo fornisce risultati in buon accordo con i dati sperimentali.

Nel caso in questione si è generata una griglia solidale alla girante, che ruota insieme alla stessa, ed una griglia solidale al serbatoio. Le due griglie strisciano l'una sull'altra all'interfaccia cilindrica tra le due. All'interfaccia scorrevole viene realizzata un'interpolazione delle equazioni di Navier-Stokes, per mezzo di una serie di volumi di controllo fittizi che consentono di mantenere la continuità delle grandezze in gioco (velocità pressione, etc.). Al fine di ridurre gli errori legati all'interpolazione, e quindi di ottenere una buona convergenza

della simulazione, è necessario che la griglia all'interfaccia sia sufficientemente fine. In questo studio impostando la dimensione degli elementi a 2 cm su questa superficie.

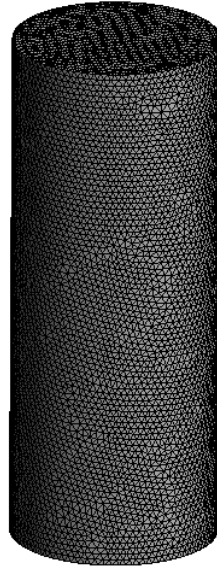


Figura 99: dettaglio della mesh sull'interfaccia cilindrica

Un'altra zona del dominio in cui si risconteranno elevati gradienti di velocità e di pressione, è la regione vicino alle superfici delle pale, in cui avviene il trasferimento del moto dall'organo meccanico al fluido. È quindi necessario imporre perfetta aderenza del fluido alla parete (condizione di parete "no-slip") e creare una mesh molto fitta per riprodurre adeguatamente lo strato limite dinamico del fluido. Per questo motivo, su tali superfici si è imposta una dimensione massima degli elementi di 2 mm.

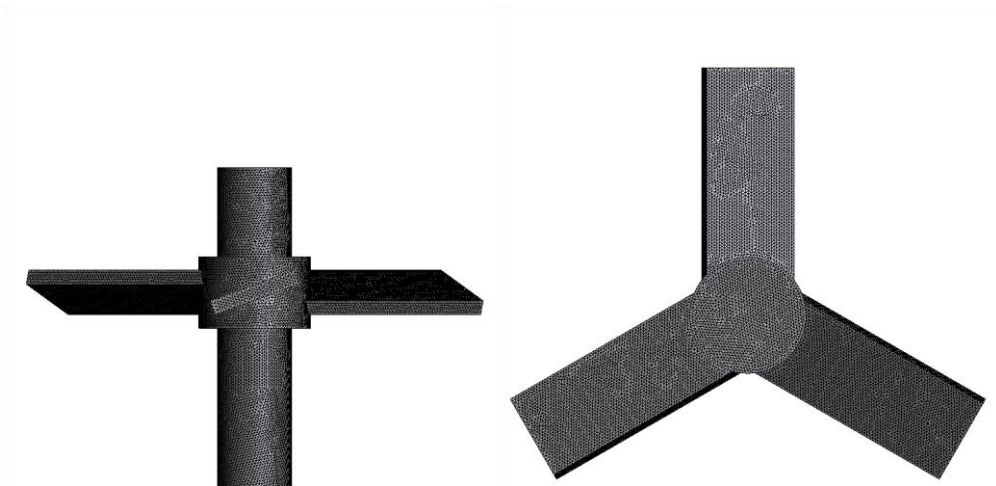


Figura 100: dettaglio della mesh sulle superfici delle pale

Inoltre, la dimensione degli elementi della griglia è stata ulteriormente ridotta (0,05 mm, sulla base di considerazioni fatte sullo spessore dello strato limite dinamico calcolato secondo quanto esposto al paragrafo 4.3.1) nella direzione normale alla superficie al fine di inserire almeno due nodi di calcolo all'interno dello strato limite dinamico.

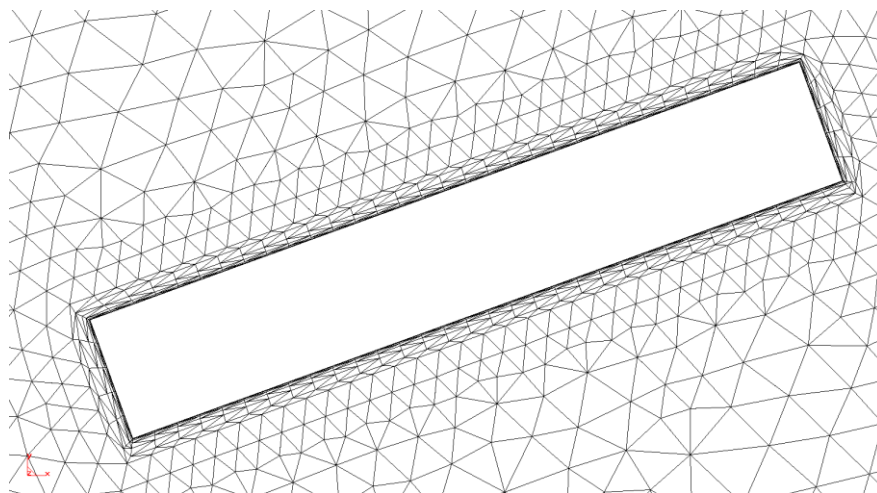


Figura 101: dettaglio della mesh sulla superficie della pala

Sulle pareti del serbatoio e sugli statori si è utilizzata una legge di parete; il parametro adimensionale y^+ è stato fissato a 30. Sulla superficie superiore del serbatoio è stato fissato il riferimento di pressione imponendo una pressione relativa di 0 Pa. Per gli stessi motivi espressi in precedenza, anche per questo tipo di simulazione si è selezionato il modello di turbolenza Spalart-Allmaras. Nella fase iniziale dello studio, si è provveduto a confrontare i risultati ottenuti con due differenti modelli di turbolenza per testare la robustezza del modello. Si è lanciata una stessa simulazione con un modello di turbolenza di tipo RANS a due equazioni ($k-\omega$) e con il modello Spalart-Allmaras. Entrambe le simulazioni hanno dato risultati confrontabili, il che ha portato a concludere che, essendo i risultati non dipendenti dal modello di turbolenza adottato, la scelta del modello stesso possa essere ritenuta idonea.

Le simulazioni sono state eseguite in regime transitorio, il time step è stato preso di 0.005 s per il primo caso studio e di 0.001 s per il secondo.

5.2 Key performance Indicators (KPIs) nella valutazione delle prestazioni di un impianto di miscelazione

La valutazione delle prestazioni dei miscelatori deve essere fatta sulla base di considerazioni riguardo alle finalità che tale processo deve avere: lo scopo finale di un processo di miscelazione è, in buona sostanza, di omogeneizzare il più possibile il prodotto da trattare, sia esso monofase o multifase. Nel caso in cui il prodotto sia una sospensione di pezzi solidi in una fase liquida, lo scopo del miscelatore è di evitare l'affioramento o la sedimentazione dei pezzi stessi, mantenere uno stato di agitazione sufficiente a mantenere i pezzi in moto all'interno della fase liquida, garantire una distribuzione omogenea dei pezzi all'interno del serbatoio ed evitare eccessivi danneggiamenti della fase solida. Nel caso invece il fluido da miscelare sia una soluzione omogenea o, più in generale, un liquido monofase, lo scopo principale del miscelatore è di tenere il fluido in un sufficiente stato di miscelazione evitando che si creino zone di ristagno all'interno del serbatoio che potrebbero portare alla separazione dei componenti (nel caso di soluzione omogenea) o, più in generale, a problemi di carattere igienico.

Alla luce di queste considerazioni, si sono introdotti quattro KPIs, ciascuno dei quali valuta la capacità dell'impianto di soddisfare una delle peculiarità sopra descritte:

- Indice di velocità (*Velocity Index, VI*);
- Indice di omogeneità della miscelazione (*Mixing Homogeneity Index, MHI*);
- Indice di danneggiamento delle particelle (*Particles Damage Index, PDI*)
- Indice di efficacia della miscelazione (*Mixing Efficacy Index, MEI*)

La combinazione dei quattro KPIs dà origine ad un indice globale di performance (*Global Performance Index, GPI*) che racchiude dentro di sé una valutazione complessiva della bontà di un impianto di miscelazione. Ovviamente, se il miscelatore deve operare su un liquido omogeneo, la valutazione delle performance non terrà conto dell'indice di danneggiamento.

5.2.1 Indice di velocità

L'indice di velocità valuta la bontà di un sistema di miscelazione in funzione della sua capacità di mantenere il prodotto in condizioni sufficienti di moto. La sufficienza deve essere valutata di volta in volta a seconda del tipo di prodotto e delle particolari esigenze. Nel caso in cui il fluido sia una sospensione di pezzi, per esempio, il miscelatore dovrà garantire una velocità superiore alla velocità minima di trascinamento per quel particolare tipo pezzi, in modo da mantenere i pezzi in moto ed in sospensione. Tale valore di velocità dipende da una serie di caratteristiche specifiche dei pezzi stessi quali la forma e la densità, e dovrà quindi essere valutato di volta in volta a seconda della particolare applicazione. Nel caso in cui il prodotto sia un liquido monofase, invece, il valore di soglia della velocità dovrà essere definito sulla base di considerazioni riguardanti l'assenza di zone di ristagno oppure di stabilità della soluzione.

L'indice di velocità è calcolato come percentuale di volume in cui si registrano valori di velocità superiori al valore di soglia; più alto risulta tale indice migliori saranno le prestazioni del miscelatore.

5.2.2 Indice di omogeneità della miscelazione

Questo parametro valuta quanto è omogeneo il processo di miscelazione andando a valutare quanto è omogenea la distribuzione della velocità all'interno del serbatoio. Esso viene calcolato come rapporto tra la deviazione standard della distribuzione di velocità ed un valore di deviazione standard massimo raggiungibile:

$$MHI = 1 - \frac{\sigma}{\sigma_{max}} \quad [32]$$

La deviazione standard massima può essere calcolata ipotizzando una distribuzione fittizia in cui metà del volume ha velocità nulla e l'altra metà velocità massima (che potrebbe, per esempio, essere presa coincidente con la velocità tangenziale dei punti più esterni delle pale, vedi Figura 102). In questo modo si ottiene un valore variabile tra 0 ed 1, facilmente esprimibile in percentuale come l'indice di velocità descritto in precedenza. Anche in questo caso l'indice assume valore 1 quando il miscelatore riesce a garantire la massima uniformità di miscelazione (tutto il fluido si muove con lo stesso modulo di velocità).

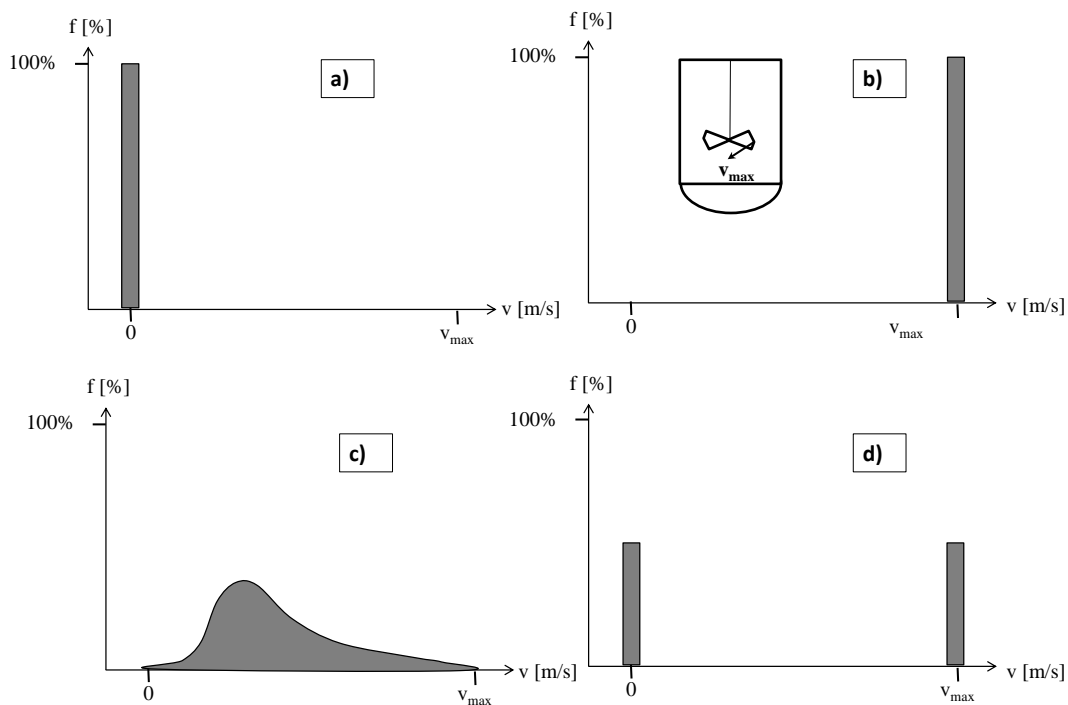


Figura 102: possibili distribuzioni di velocità all'interno del serbatoio: a) distribuzione al tempo iniziale $t=0$ (tutto il fluido è fermo); b) distribuzione ideale a $t=\infty$ (tutto il fluido si muove alla velocità massima); c) distribuzione di velocità reale; d) distribuzione di velocità corrispondente al valore massimo di deviazione standard

5.2.3 Indice di danneggiamento delle particelle

Per valutare la capacità di un miscelatore di preservare l'integrità dei pezzi in sospensione si è provveduto a calcolare, in ogni nodo del dominio fluido una funzione, che è stata denominata *coefficiente d'urto*, definita come:

$$C_{urto} = \left| \frac{dv_x}{dx} \right| + \left| \frac{dv_y}{dy} \right| + \left| \frac{dv_z}{dz} \right| \quad [33]$$

Tale funzione permette di valutare, in ogni nodo, l'entità del gradiente di velocità rispetto ai nodi adiacenti. Quanto più tale gradiente è elevato, tanto più alta sarà la probabilità che si manifesti un urto in quel punto e tanto maggiore sarà l'entità dell'eventuale impatto. Il coefficiente, permette quindi di stimare la probabilità che si verifichi un danneggiamento in un particolare nodo del dominio.

L'indice di danneggiamento (*PDI*) viene calcolato come la percentuale di volume in cui il coefficiente d'urto è inferiore ad un certo valore soglia. Tale valore andrà stimato di volta in volta sulla base delle proprietà meccaniche dei pezzi in sospensione.

5.2.4 Indice di efficacia della miscelazione

Quando il prodotto da processare è una sospensione di pezzi che hanno una densità differente rispetto a quella della fase liquida o, in generale, quando il fluido da trattare tende a creare delle stratificazioni per effetto del campo gravitazionale, è compito del miscelatore evitare l'instaurarsi di fenomeni di galleggiamento, di sedimentazione o di stratificazione del prodotto. Per fare ciò è necessario che parte dell'energia cinetica che l'agitatore fornisce al fluido, si traduca in movimenti verticali (aventi cioè la stessa direzione dell'accelerazione di gravità, che è la causa dei fenomeni appena citati). L'indice di efficacia di miscelazione (*MEI*) si propone appunto di valutare la capacità del miscelatore di "de-stratificare" la sospensione valutando la percentuale di energia cinetica verticale rispetto alla totale:

$$MEI = \sum \frac{v_z^2}{v_x^2 + v_y^2 + v_z^2} \quad [34]$$

La sommatoria è estesa a tutti i nodi del dominio, e la gravità è stata considerata orientata lungo l'asse z.

5.2.5 Indice globale di performance

Per avere un'indicazione circa la performance globale di un miscelatore bisogna tenere conto di tutti i fattori analizzati. Per rendere confrontabili i vari aspetti tutti gli indici di performance appena descritti, sono espressi in termini percentuali.

Dal punto di vista grafico le prestazioni di un miscelatore possono essere rappresentate graficamente con un grafico radar (o Kiviati chart). Si tratta di un metodo che permette di rappresentare dati espressi in termini di variabili multiple in forma di un grafico bidimensionale avente assi con la stessa origine. Gli assi riportano, in senso orario l'indice di omogeneità di miscelazione, l'indice di danneggiamento dei pezzi, l'indice di velocità e l'indice di efficacia della miscelazione.

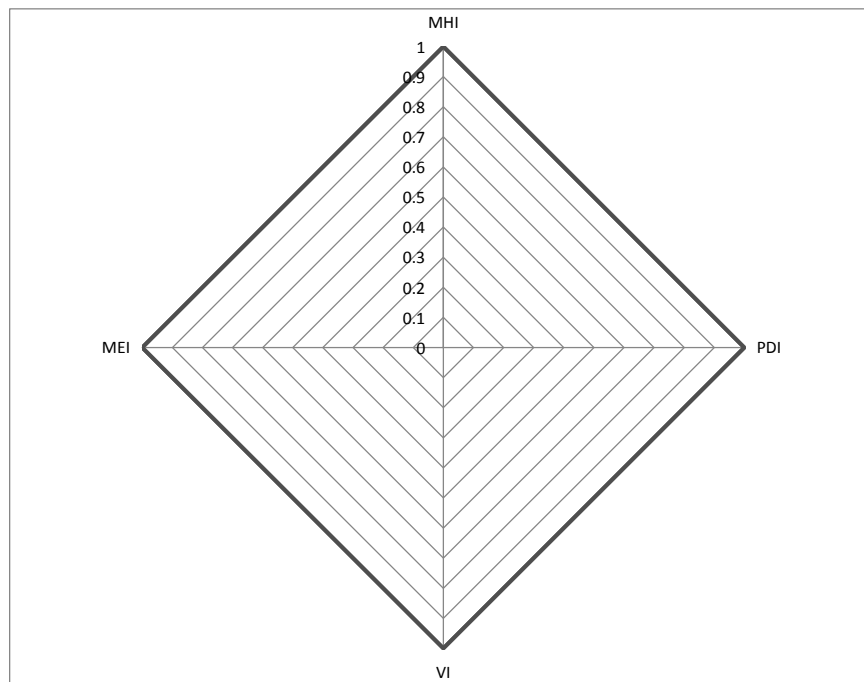


Figura 103: Grafico radar per la valutazione della performance globale di un impianto di miscelazione. Congiungendo i quattro punti sugli assi che identificano la prestazione di un impianto per i diversi KPIs, si ottiene un rombo. L'area di tale rombo, rapportata all'area massima ottenibile (che è pari a 2), costituisce l'indice globale di performance (*GPI*) dell'impianto di miscelazione:

$$GPI = \frac{(MEI + PDI) * (VI + MHI)}{4} \quad [35]$$

5.3 Case study 1: studio avanzato di un miscelatore batch destinato a liquidi alimentari contenenti pezzatura

Il mixer considerato in questo studio consiste essenzialmente di un serbatoio cilindrico in cui il fluido viene mantenuto in movimento per mezzo di una girante disposta verticalmente. La capacità del serbatoio è di 600 litri. Tale impianto è estremamente flessibile dal punto di vista progettuale, dal momento che ci sono molte leve operative su cui agire per migliorare le prestazioni del miscelatore. Una grande quantità di pubblicazioni dimostrano che i principali aspetti che hanno un impatto sulle prestazioni di un mixer, in termini di tempo e di omogeneità di miscelazione sono:

- Geometria del serbatoio (Rodgers et al 2011);
- Geometria della girante (Rodgers et al 2011, Yu et al . 2005);
- Posizione della girante (Rivera et al. del 2004, Rahimi 2005);
- Proprietà reologiche del prodotto (Iranshahi et al. 2006, Zhang et al. 2013).

Per capire quale di queste leve operative ha il maggiore impatto sulle prestazioni della macchina si è deciso di impostare una serie di simulazioni fluidodinamiche nelle quali sono stati fatti variare i seguenti parametri:

- Disposizione del rotore all'interno del serbatoio;
- Aspect Ratio (fattore di forma del serbatoio);
- Viscosità del fluido.

Ciascuna variabile è stata discretizzata su due livelli ("alto" e "basso"), secondo la descrizione riportata qui di seguito, per un totale di 12 configurazioni analizzate.

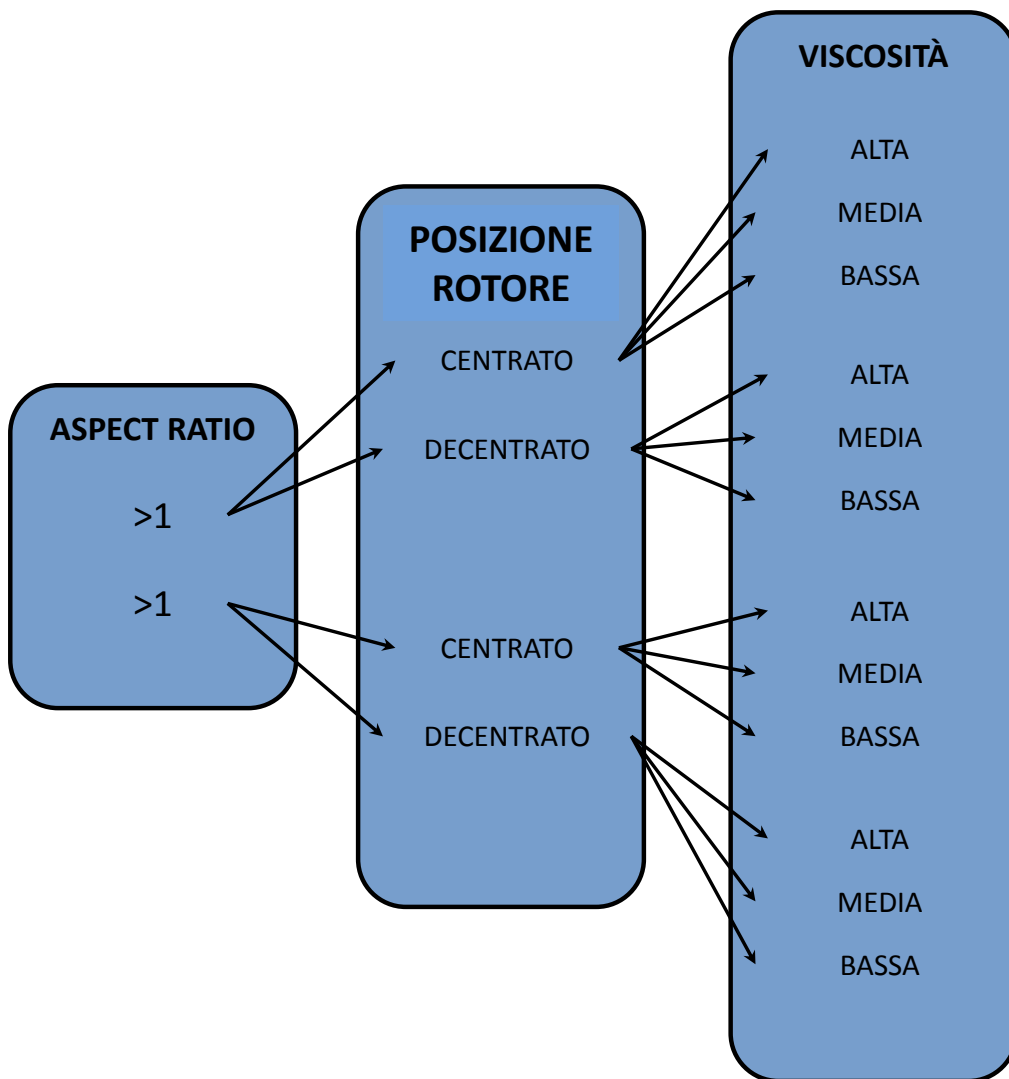


Figura 104: schema delle simulazioni realizzate.

5.3.1 Disposizione del rotore all'interno del serbatoio

In ciascuna configurazione, l'asse di rotazione del rotore è disposto verticalmente, ma può assumere due diverse posizioni: centrata o eccentrica. Ciò significa che la girante può essere disposta coassialmente al serbatoio o ad una certa distanza dall'asse centrale.

Nel primo caso, l'eccentricità dei due elementi (cioè il rapporto fra il raggio del serbatoio e la distanza tra l'asse del serbatoio e quello del rotore) è ovviamente nullo, mentre nel secondo caso è stata impostata a 0.66. Pertanto, la variabile "Posizione del rotore" può assumere valori 0 o 0.66. L'eccentricità è un fattore molto importante perché è collegato con la forma della girante e con la presenza di statori sulla parete interna del serbatoio. In particolare, nel caso di rotore posto in posizione centrata, il serbatoio è stato considerato dotato di statori, in quanto, per questa particolare configurazione, esiste il rischio che si generino dei vortici coassiali alla geometria che si muovono fedelmente alla girante, ostacolando la miscelazione. Gli statori sono parti metalliche fissate all'interno del serbatoio che agiscono per "rompere" questi vortici deviando il flusso in direzione verticale, favorendo la miscelazione.

Nel caso di rotore decentrato è l'eccentricità stessa del rotore ad impedire la formazione di vortici centrati.

La posizione del rotore all'interno del serbatoio influenza anche la forma delle pale.

Le pale dei miscelatori aventi rotore eccentrico devono essere di dimensioni limitate a causa della vicinanza della parete del serbatoio. La loro velocità di rotazione deve essere quindi sufficientemente alta in modo da mettere in movimento anche le regioni di fluido che si trovano distanti da esse. Generalmente la girante viene disegnata in modo tale da impartire un moto ascendente al fluido; nelle condizioni di funzionamento ideale verrà a generarsi un moto all'interno del serbatoio simile a quello rappresentato in figura:

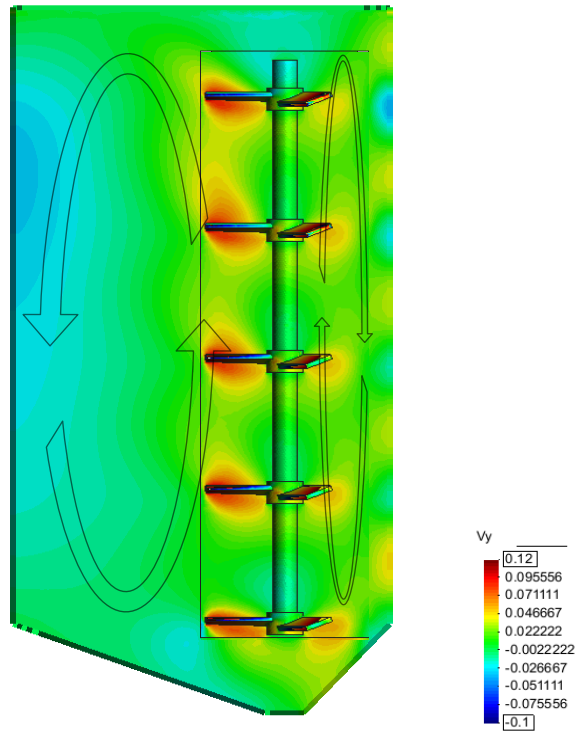


Figura 105: dettaglio del moto del fluido su una sezione di una configurazione avente rotore decentrato.
 La configurazione con rotore centrato invece, può installare una girante avente raggio pressoché simile a quello del serbatoio, il che consente di riuscire a movimentare l'intera massa fluida senza ricorrere a velocità di rotazione elevate. Nel seguente lavoro, la geometria è stata creata in modo da generare un moto ascendente al centro del serbatoio (attraverso la sezione S_1) ed un corrispondente moto discendente attraverso la sezione anulare esterna dello stesso (sezione S_2). Vedi Figura 109. Imponendo che la velocità di risalita del fluido sia uguale a quella di discesa, è stato possibile risalire al valore del raggio delle due sezioni S_1 e S_2 :

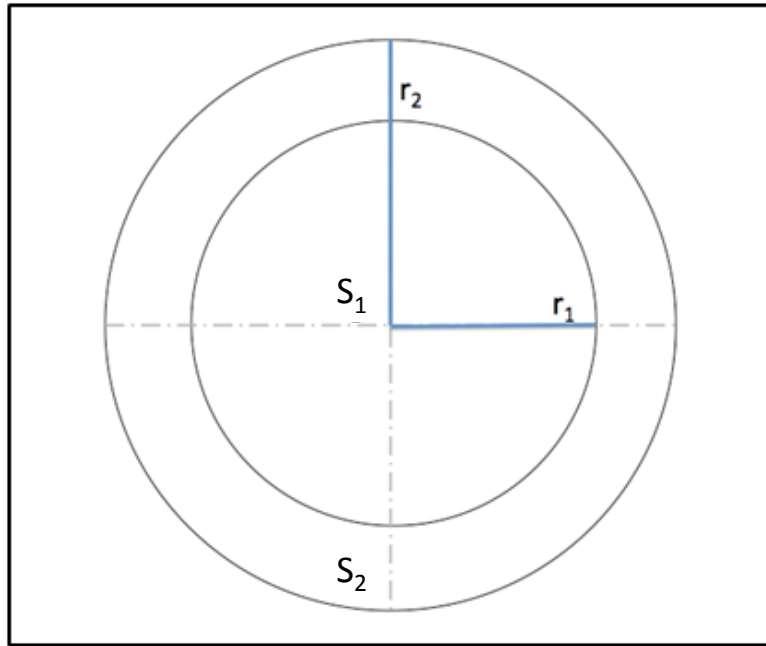


Figura 106: sezione trasversale del serbatoio: S₁ sezione con flusso ascendente; S₂ sezione con flusso discendente.

Uguagliando le due sezioni, infatti, si ottiene che:

$$\pi \cdot r_1^2 = \pi \cdot (r_2^2 - r_1^2) \quad [36]$$

Da cui:

$$r_1 = 0.707 \cdot r_2 \quad [37]$$

Una volta definite le sezioni, e quindi il rapporto tra i raggi bisogna concentrarsi sulla geometria delle pale. Esse andranno sagomate in modo tale da imprimere al fluido il moto desiderato. In particolare il rotore è composto da due differenti set di pale:

le pale interne, più lunghe (aventi lunghezza pari a r_1) hanno il compito di sollevare il fluido attraverso la sezione interna S₁; sono inclinate a 45°.

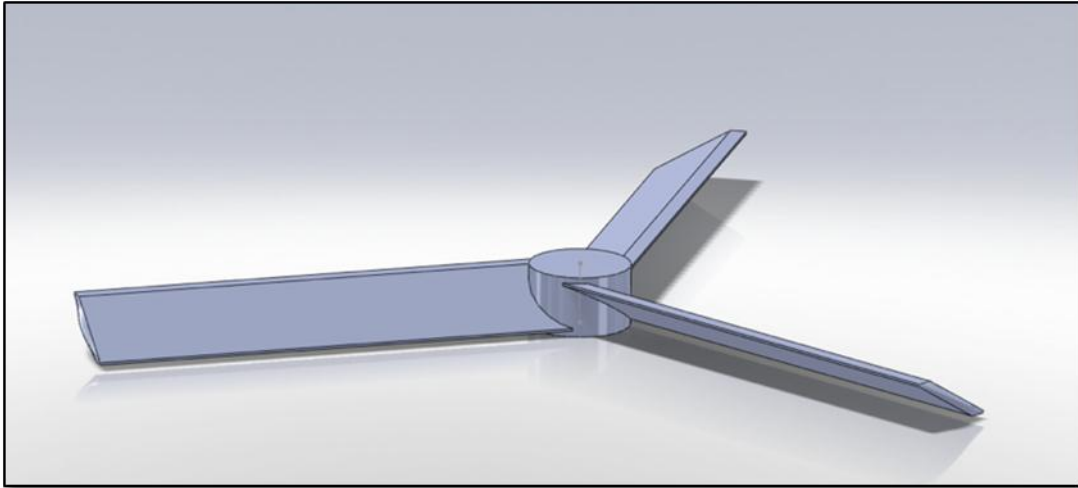


Figura 107: dettaglio della pala che genera flusso ascendente

le pale esterne più corte, di lunghezza $r_2 - r_1$ hanno il compito di indirizzare il fluido verso il basso, attraverso la sezione anulare S_2 ; sono inclinate di 45° nel senso opposto alle precedenti.

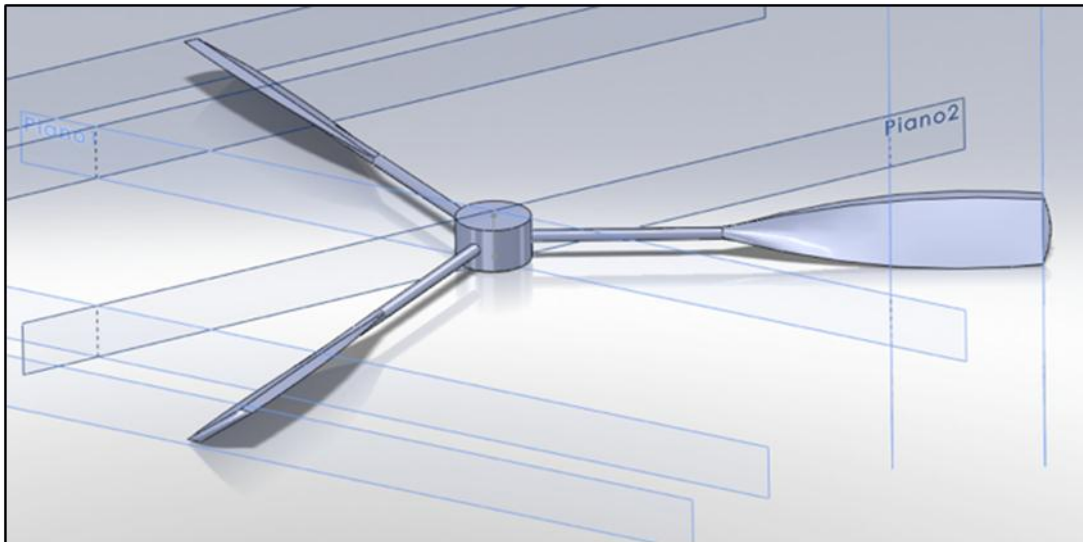


Figura 108: dettaglio della pala che genera flusso discendente.

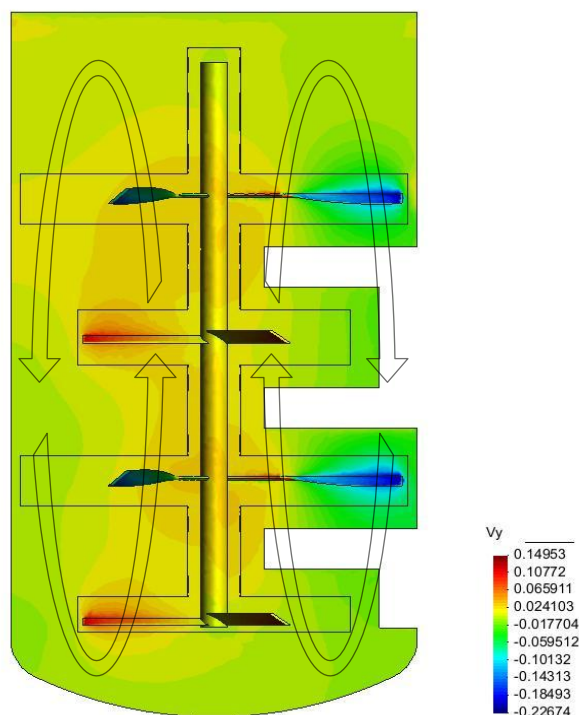


Figura 109: dettaglio del moto del fluido su una sezione di una configurazione avente rotore centrato.
 Le diverse configurazioni sono state pensate in modo da mantenere costante la superficie di contatto tra pale e fluido per rendere ogni configurazione comparabile.

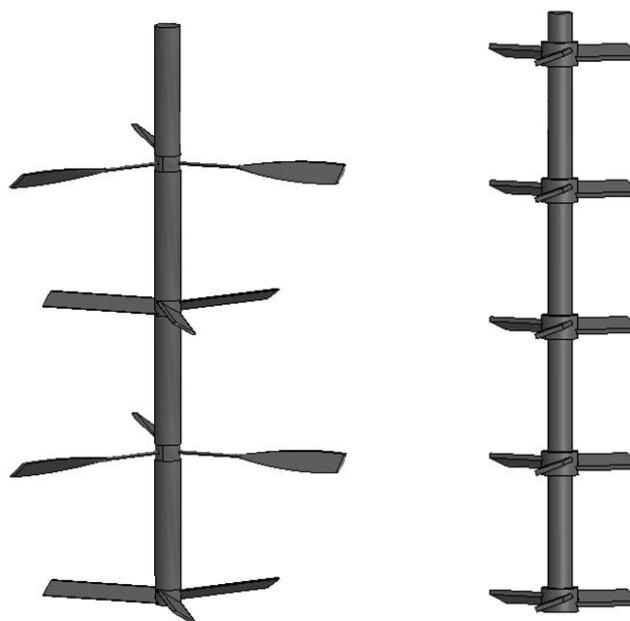


Figura 110: giranti nel caso di rotore centrato (sinistra) e decentrato (destra)

5.3.2 Fattore di forma del serbatoio (aspect ratio)

Si definisce aspect ratio il rapporto tra l'altezza e il diametro del miscelatore:

- aspect ratio > 1 : l'altezza prevale sul diametro, il miscelatore è di forma allungata.
- aspect ratio < 1 : la dimensione prevalente è il diametro.

Si sono fatte variare le dimensioni del serbatoio così come riportato nelle seguenti tabelle:

- Miscelatore alto:

Tabella 14: parametri geometrici del miscelatore con aspect ratio elevato

	Dimensione (mm)
Diametro massimo delle pale	720
Altezza del tank	1200
Diametro del tank	775
Aspect ratio (tank)	1.55

- Miscelatore basso:

Tabella 15: parametri geometrici del miscelatore con aspect ratio basso

	Dimensione (mm)
Diametro massimo delle pale	866
Altezza del tank	840
Diametro del tank	930
Aspect ratio (tank)	0.90

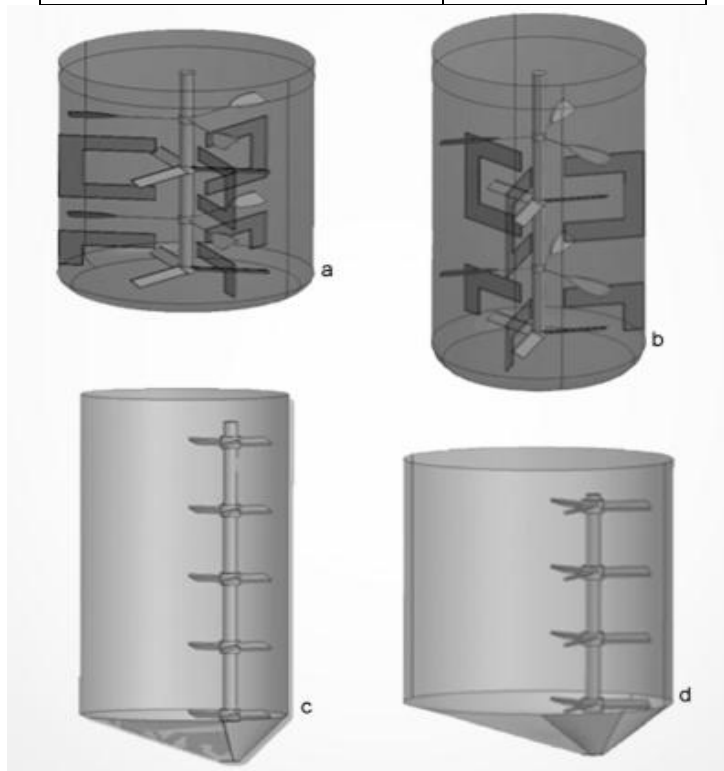


Figura 111: configurazioni analizzate.

5.3.3 Viscosità del prodotto

Ogni analisi, infine, è stata ripetuta per tre differenti valori di viscosità del fluido per mettere in evidenza un'eventuale influenza di questa sulle performance di miscelazione. I due valori utilizzati per la viscosità sono:

- viscosità dell'acqua a 20°C (viscosità bassa): $8,6e^{-4}$ kg/(m s);
- viscosità di una purea di frutta (viscosità media): 5 kg/(m s);
- viscosità del miele a 20°C (viscosità alta): 10 kg/(m s).

5.3.4 Risultati

I risultati del seguente studio sono stati presentati all'11th International Conference On Modeling and Applied Simulation" aggiudicandosi il "Best paper award". Sono stati quindi pubblicati sull'International Journal of Food Engineering. I riferimenti alla pubblicazione sono:

Ferretti, G., Montanari, R., Solari, F., Vignali, G. (2013) Advanced design of industrial mixers for fluid foods using computational fluid dynamics. International Journal of Food Engineering Volume 9, Issue 3, Pages 309–325, ISSN (Online) 1556-3758, ISSN (Print) 2194-5764, DOI: 10.1515/ijfe-2013-0035, September 2013.

La pubblicazione è consultabile all'Allegato 6.

5.4 Case study 2: Caratterizzazione delle prestazioni di un miscelatore batch in funzione delle caratteristiche della girante

Durante la progettazione di un miscelatore industriale, sia esso destinato alla lavorazione di una sospensione o di un prodotto monofase, è importante scegliere adeguatamente la girante ed impostare correttamente i suoi parametri geometrici al fine di ottenere le prestazioni desiderate, rimanendo entro certi limiti di consumi energetici. Inoltre, conoscere a priori la potenza richiesta per vincere gli sforzi viscosi ed inerziali che vengono a generarsi nel fluido durante il processo di miscelazione, permetterebbe di scegliere adeguatamente la potenza dell'azionamento evitando inutili sovradimensionamenti.

Nello studio in questione si è considerato un serbatoio da 4000 litri destinato alla miscelazione di uno sciroppo avente una viscosità di 40 cP. Per questo tipo di miscelatore viene generalmente utilizzata una pala avente un diametro di 500 mm.



Figura 112: ricostruzione della geometria del serbatoio e della girante utilizzata per le simulazioni fluidodinamiche

Le caratteristiche geometriche del serbatoio sono riportate in Tabella 16:

Tabella 16: parametri geometrici del serbatoio

Diametro esterno	1634	mm
Spessore	2	mm
Altezza fasciame	2000	mm
Volume utile	4216.39	mm ³
Volume geometrico	4411.54	mm ³
Altezza totale	3520	mm

Siccome il miscelatore è destinato ad un liquido monofase, e l'intento del processo è quello di movimentare adeguatamente il fluido eliminando, o perlomeno limitando, le zone di ristagno, si è usato l'indice di velocità (VI) come unico KPI per la valutazione dell'efficienza del miscelatore.

I parametri di mesh utilizzati ed il metodo di risoluzione sono descritti al paragrafo 5.1.

Le simulazioni sono state effettuate per tre diversi valori del diametro della girante: 500, 550 e 600 mm. Il valore di diametro di 600 mm è stato scelto in quanto è il valore massimo che può avere la girante per rispettare la distanza minima dalla parete del serbatoio.

Il valore di soglia, sulla base del quale si è valutato l'indice di velocità (VI), è stato assunto pari a 0.05 m/s. Di seguito si riportano i risultati ottenuti in termini di distribuzione di velocità all'interno del serbatoio e di VI :

Tabella 17: prestazioni del miscelatore n funzione del diametro della girante

Diametro girante (D_G) [mm]	$VI_{0.05 \text{ m/s}}$
500	55.9
550	59.6%
600	64.5%

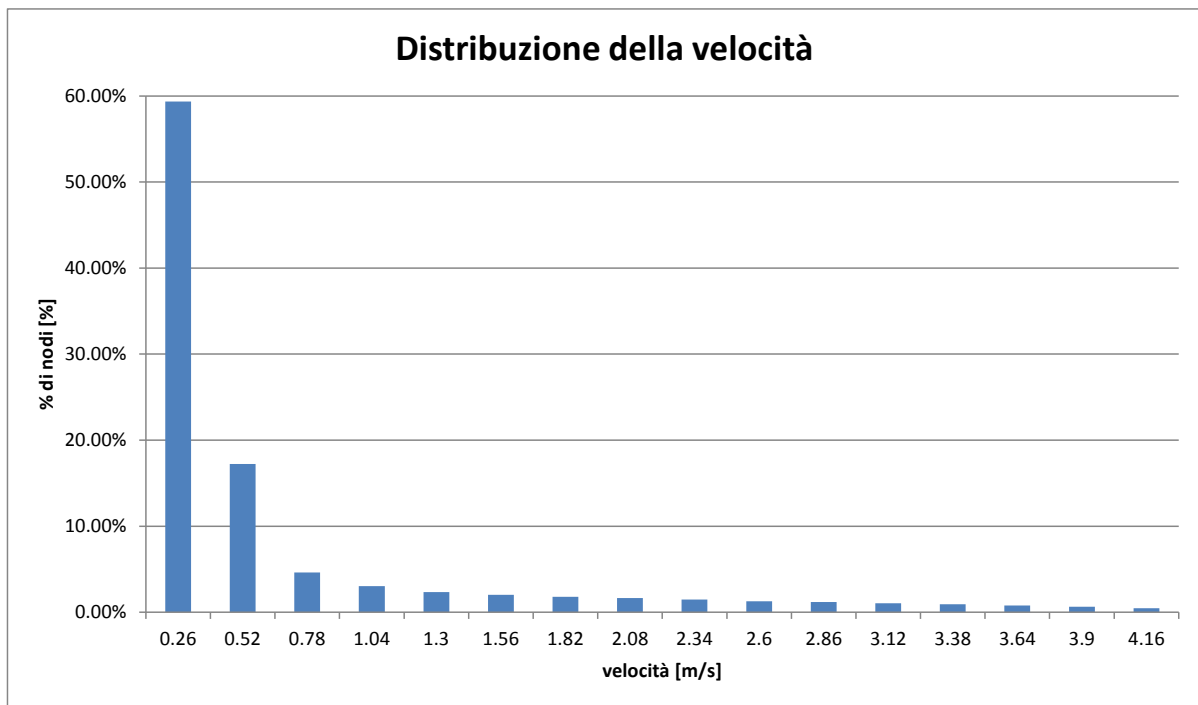


Figura 113: distribuzione della velocità all'interno del serbatoio per un diametro di girante di 500 mm

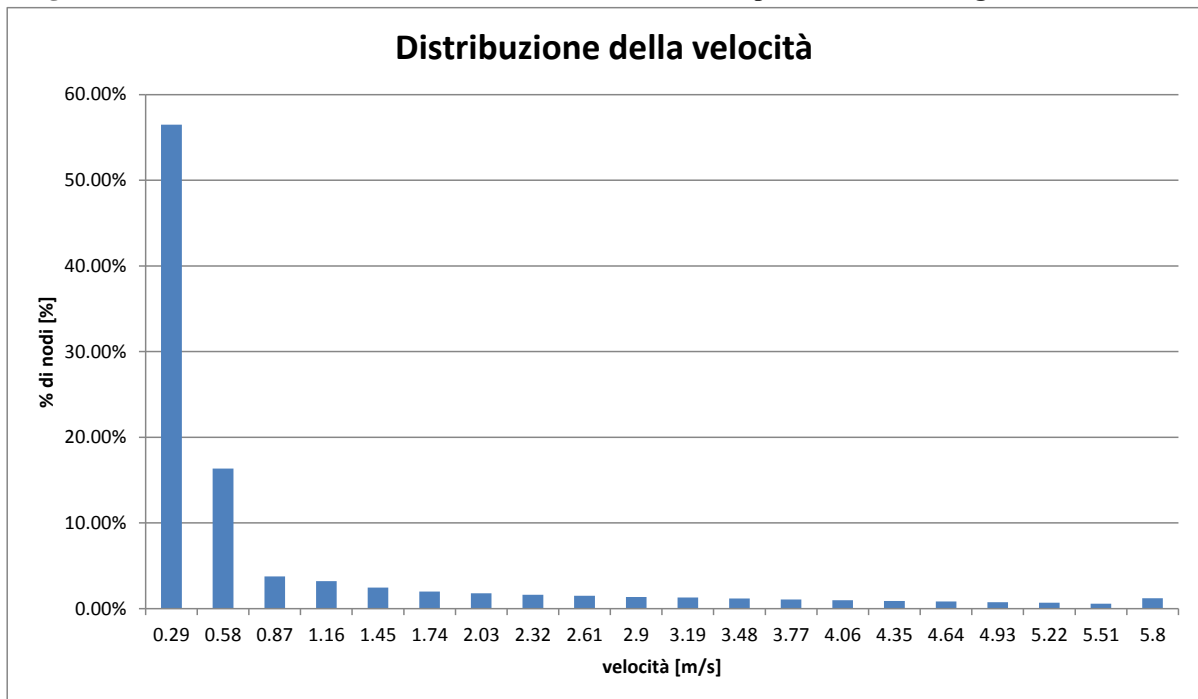


Figura 114: distribuzione della velocità all'interno del serbatoio per un diametro di girante di 550 mm

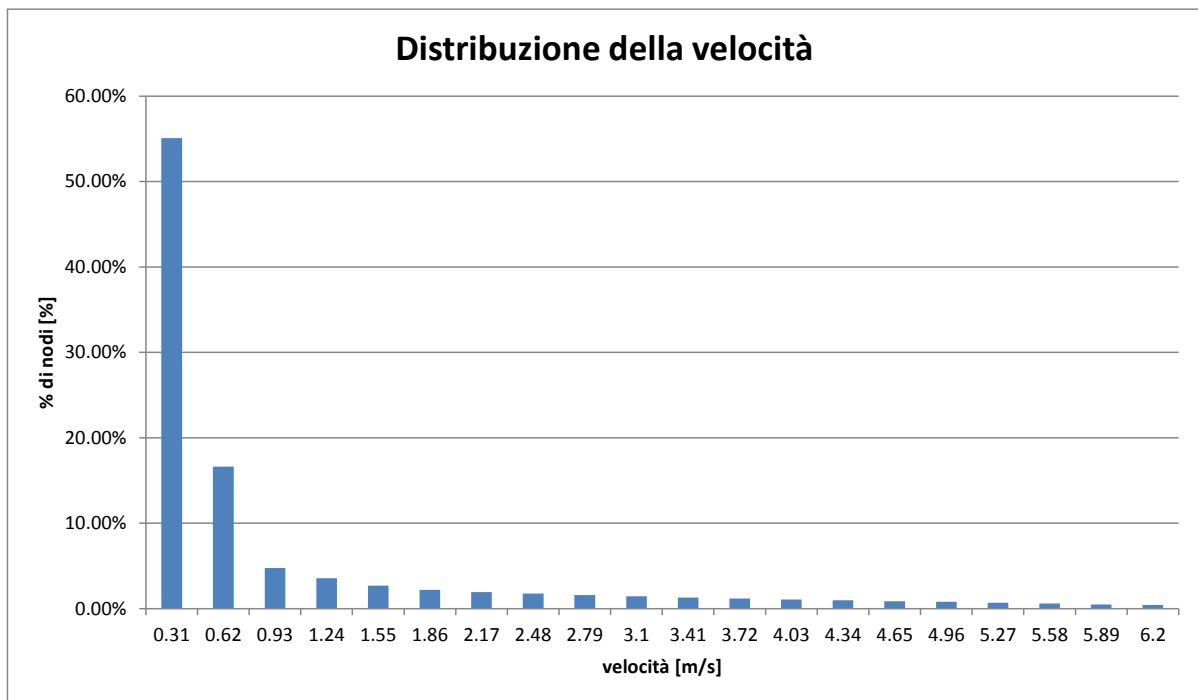


Figura 115: distribuzione della velocità all'interno del serbatoio per un diametro di girante di 600 mm
 Si nota come l'efficienza aumenti all'aumentare del diametro della girante, in quanto aumenta la sua capacità di movimentare il fluido.

Dalla distribuzione delle velocità riportate nelle precedenti figure è possibile risalire agli indici di velocità (VI) riferiti a differenti valori di soglia:

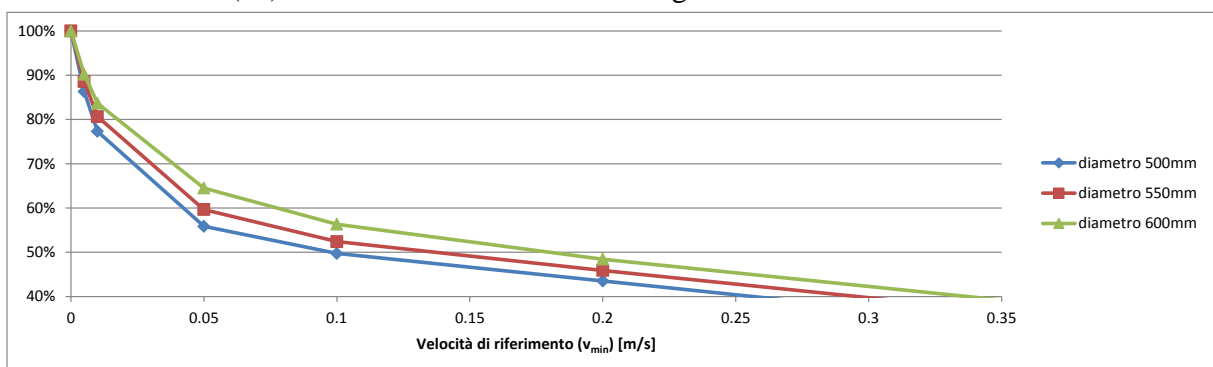


Figura 116: andamento dell'indice di velocità (VI) per i tre diametri di girante considerati in funzione del valore di velocità preso come riferimento.

In base ai valori ottenuti è possibile ricavare le funzioni di caratterizzazione per il serbatoio studiato, le quali permettono di relazionare le prestazioni del serbatoio alla leva operativa che si è deciso di indagare (in questo caso il diametro della girante):

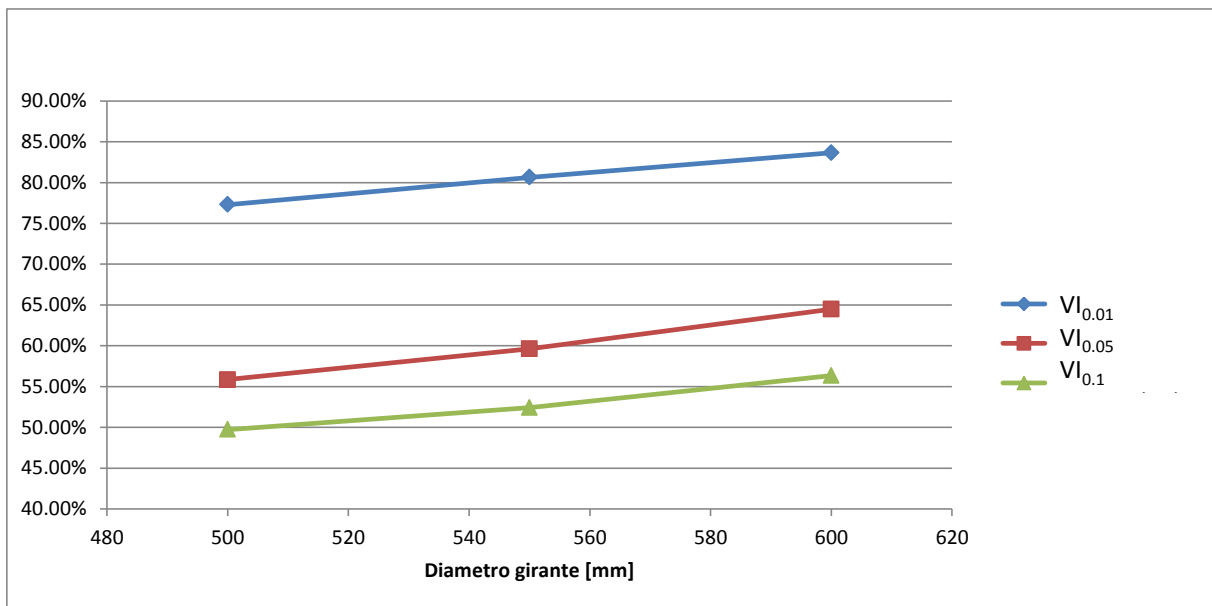


Figura 117: andamento di VI (calcolato con diversi valori di riferimento) in funzione del diametro della girante

Un altro parametro importante da tenere sotto controllo è la potenza richiesta all'albero dell'agitatore, in quanto permette di poter scegliere adeguatamente la potenza dell'azionamento da installare sull'impianto. Dalle simulazioni fluidodinamiche è possibile ottenere tale valore, che è ottenuto sulla base degli sforzi viscosi e di pressione, e dei relativi momenti, che agiscono sulle superfici della girante:

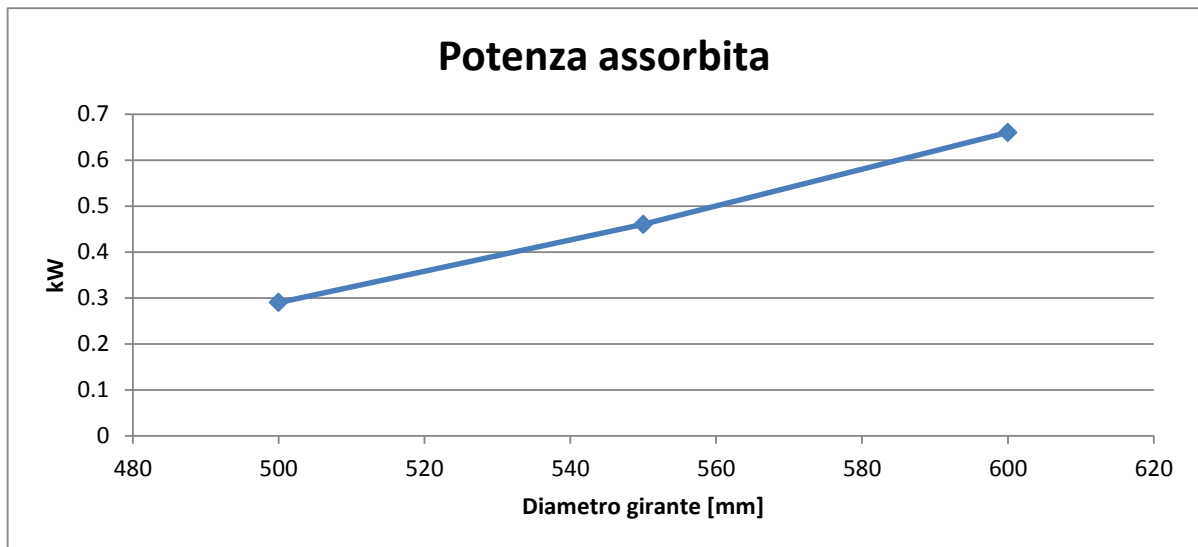


Figura 118: potenza richiesta all'albero dell'agitatore al variare del diametro della girante

Le equazioni di caratterizzazione dell'impianto di miscelazione considerato sono le seguenti:

$$VI_{0.01m/s} = -7e^{-7} \cdot D_G^2 + 0.0014 \cdot D_G + 0.2513 \quad [38]$$

$$VI_{0.05m/s} = 2e^{-6} \cdot D_G^2 + 0.0015 \cdot D_G + 0.771 \quad [39]$$

$$VI_{0.1m/s} = 2e^{-6} \cdot D_G^2 + 0.0021 \cdot D_G + 0.9141 \quad [40]$$

$$P_{ass} = 6e^{-6} \cdot D_G^2 + 0.0029 \cdot D + 0.24 \quad [41]$$

Dove con P_{ass} si è indicata la potenza assorbita, al netto delle dissipazioni meccaniche dovute agli attriti tra i vari organi rotanti.

5.5 Conclusioni

In questo studio si è sviluppato un approccio innovativo che sfrutta la fluidodinamica computazionale per la valutazione delle prestazioni degli impianti di miscelazione destinati alla lavorazione di liquidi o di sospensioni alimentari. In particolare, sono stati introdotti quattro KPIs al fine di valutare le performance dell'impianto da un punto di vista globale, vale a dire la sua capacità di impedire la stratificazione ed il danneggiamento del prodotto e allo stesso tempo garantire un processo omogeneo. Questo metodo di analisi è stato applicato a diverse configurazioni di sistemi di miscelazione al fine di valutare le loro performance. Esso ha permesso di ricavare funzioni caratteristiche per un determinato impianto che permettono di relazionare le prestazioni del processo (sia in termini funzionali, sia in termini di potenza assorbita) ad una particolare leva operativa (nel caso specifico al diametro della girante).

I risultati ottenuti indicano che l'efficienza di un processo di miscelazione non può essere determinata mediante un unico parametro, ma è necessaria una valutazione più dettagliata. Infatti, i risultati di questo studio mostrano come ciascun KPI, compreso l'indice globale di performance (*GPI*), è influenzato da diversi fattori (aspect ratio del serbatoio, posizione dell'agitatore, viscosità del prodotto, diametro dell'agitatore). L'utilizzo adeguato della fluidodinamica computazionale, unitamente ad un'approfondita analisi dei risultati, consentono di agevolare notevolmente la fase di progettazione di un impianto di miscelazione, permettendo di ottimizzarne le prestazioni e le condizioni di funzionamento.

6 Applicazione della fluidodinamica computazionale (CFD) alla progettazione di impianti di essiccazione per la pasta

Nel settore della pasta alimentare, il processo maggiormente utilizzato per ottenere la pasta secca è l'essiccamento termico, il quale è uno dei più diffusi processi di conservazione degli alimenti, effettuato tramite la concomitante azione di un surriscaldamento e di un trasferimento di massa generato grazie all'azione di un mezzo essiccante, spesso rappresentato da aria umida.

L'intero processo è governato da fenomeni di trasferimento di calore e di massa; i meccanismi del trasferimento dell'umidità dipendono principalmente dalle condizioni fisico-chimiche dell'alimento e del processo stesso.

Il processo di essiccazione della pasta consente di ottenere numerosi vantaggi, in termini di:

- Estensione della vita utile del prodotto;
- Miglioramento della qualità di prodotto (aspetto, gustosità, appetibilità);
- Aumento della lavorabilità del prodotto;
- Aumento dell'efficienza dei processi successivi che subisce il prodotto;
- Aumento della pulizia del prodotto.

La forza motrice del processo è la differenza tra l'umidità dell'alimento e dell'ambiente esterno; l'estrazione avviene principalmente attraverso due meccanismi differenti.

1. Diffusione dell'acqua all'interno della matrice alimentare che porta l'acqua all'interfaccia aria/prodotto;
2. Evaporazione dell'acqua sulla superficie esterna (convezione forzata).

Il modello di simulazione dovrà quindi essere un modello multifisico che tenga in considerazione entrambi i fenomeni e li consideri interdipendenti uno dall'altro.

In questo caso, la simulazione del processo di essiccazione è stata realizzata tramite metodo alle differenze finite (FDM) implementato su Microsoft Excel; la fluidodinamica computazionale è stata utilizzata come strumento di validazione del modello e per lo studio e l'ottimizzazione di essiccatori industriali, la cui complessità preclude un'analisi alle differenze finite.

6.1 Il modello di simulazione del processo di essiccazione alle differenze finite (FDM)

La geometria considerata è cilindrica, corrispondente ad uno spaghetti. La sezione trasversale dello spaghetti è stata suddivisa in 5 anelli concentrici; i nodi sono stati posizionati all'interfaccia tra due anelli adiacenti, ad eccezione dei nodi esterni, che non sono collocati all'interfaccia prodotto/aria, ma ad una distanza di $0.5 \cdot \Delta r$ dalla stessa (essendo Δr la distanza tra due nodi consecutivi).

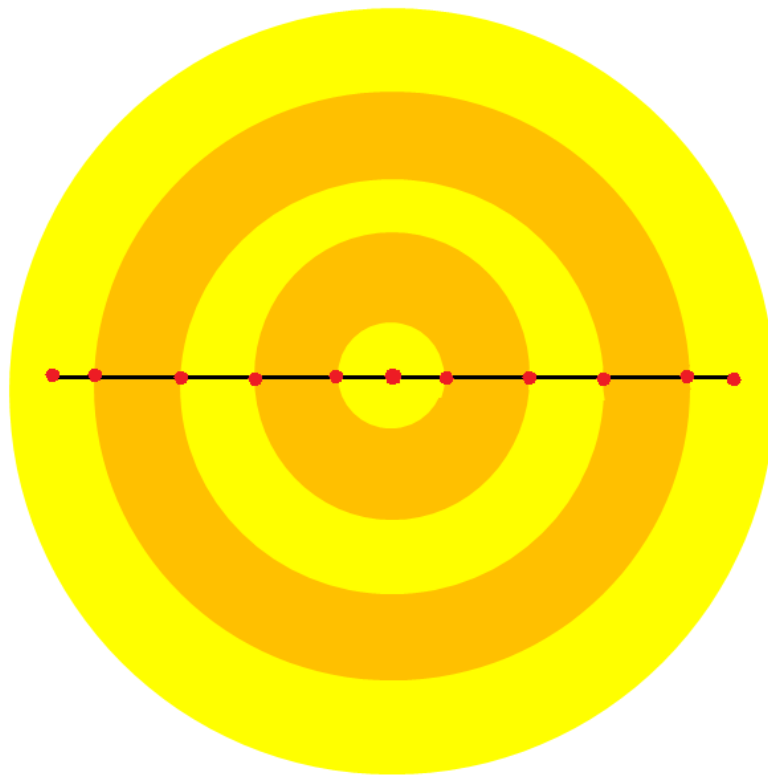


Figura 119 -Visuale dei nodi e delle corone circolari corrispondenti

È stata impostata un'analisi monodimensionale, considerando come dominio di calcolo un diametro dello spaghetti, trascurando quindi l'effetto delle due estremità:



Figura 120 - Sezione della geometria, ben visibili i nodi protagonisti dell'indagine

Tabella 18: coordinate dei nodi

Nodo	Coordinata d	Coordinata r
Parete1	$0*\Delta r$	$5*\Delta r$
Nodo di parete1	$0.5*\Delta r$	$4.5*\Delta r$
Nodo1	$1*\Delta r$	$4*\Delta r$
Nodo2	$2*\Delta r$	$3*\Delta r$
Nodo3	$3*\Delta r$	$2*\Delta r$
Nodo4	$4*\Delta r$	$1*\Delta r$
Cuore del prodotto	$5*\Delta r$	$0*\Delta r$
Nodo6	$6*\Delta r$	$1*\Delta r$
Nodo7	$7*\Delta r$	$2*\Delta r$
Nodo8	$8*\Delta r$	$3*\Delta r$
Nodo9	$9*\Delta r$	$4*\Delta r$
Nodo di parete2	$9.5*\Delta r$	$4.5*\Delta r$
Parete2	$10*\Delta r$	$5*\Delta r$

6.1.1 Le condizioni dell'aria

Le condizioni al contorno che devono essere impostate all'interno del modello sono reattive alle caratteristiche dell'aria che lambisce lo spaghetti; nello specifico:

- La velocità del flusso (v_∞);
- La temperatura dell'aria (T_∞);
- Il grado igrometrico dell'aria (φ).

Grazie all'immissione di questi tre parametri, e rendendoli dipendenti dal tempo, è possibile andare a ricreare cicli industriali reali. Si considera che la pressione all'interno della camera di essiccazione sia pari a quella atmosferica.

6.1.2 Le condizioni della pasta

La matrice oggetto dell'analisi, cioè l'impasto in uscita dalla trafilatura a freddo, presenta eterogeneità evidenti e disparate, sia per quanto concerne le proprietà fisico-chimiche sia per quanto riguarda la propria situazione strutturale.

Infatti, esistono fenomeni chimici di fondamentale importanza per la determinazione delle caratteristiche fisiche dell'impasto, come lo stato di agglutinazione, il rigonfiamento amidaceo e la strutturazione delle proteine occorse durante la pastificazione, processi che peraltro proseguono durante le fasi di essiccamento della matrice.

Per la nostra analisi, si è tentato di bypassare queste problematiche grazie ad approssimazioni e ipotesi semplificative.

Per quanto riguarda la densità della pasta, essa è direttamente dipendente dal contenuto idrico della matrice stessa, in particolare, avvalendosi di un'approssimazione derivante da dati presenti in letteratura (Migliori et al. 2005):

$$\rho_p = \frac{1}{(3.02 \cdot U + 6.46) \cdot 10^{-4}} \quad [42]$$

dove U rappresenta il titolo secco presente nella pasta.

Per quanto concerne la capacità termica della pasta, essa è stata ricavata sommando tra loro i contributi derivanti dagli elementi più impattanti, da questo punto di vista, presenti nell'impasto, principalmente: l'acqua, l'amido ed il glutine.

Le tre capacità termiche dei componenti appena citati, si possono calcolare con le seguenti formule (Migliori et al. 2005):

$$C_{acqua} = 4184 \quad [43]$$

$$C_{amido} = 5737 \cdot T + 1328000 \quad [44]$$

$$C_{glutine} = 6329 \cdot T + 1465000 \quad [45]$$

La capacità termica globale risulta calcolabile grazie ad una somma pesata dei contributi, ipotizzando che non varino nel processo le percentuali di glutine ed amido contenuti, mentre cambierà, diminuendo, la percentuale di acqua:

$$C_p = C_{acqua} \cdot UT_{pasta} + C_{amido} \cdot x_{amido} + C_{glutine} \cdot x_{glutine} \quad [46]$$

Per x si intendono le percentuali di composto contenuto nell'impasto, fissate a valori ottenuti da letteratura specifica, da riferire alla tabella sottostante (Migliori et al. 2005):

Tabella 19

Elemento	% contenuta
Proteine	13.44
Polveri	0.87
Glutine	11.71
Amido	24.23

All'interno del modello dovranno essere impostate le seguenti proprietà:

- Temperatura di ingresso della pasta (T_p);
- Umidità relativa della pasta (UT_{pasta}), dalla quale si ricaverà il titolo secco U (ossia l'umidità contenuta riferita al solido secco):

$$U = \frac{UT_{pasta}}{(1 - UT_{pasta})} \quad [47]$$

Si passa ora alla descrizione del modello, nella quale, per chiarezza, si sono trattati separatamente i flussi termici dai flussi massici. Occorre tenere presente che, in realtà, tali fenomeni sono strettamente correlati uno all'altro.

6.1.3 Analisi dei flussi termici alla parete

Per quanto riguarda l'andamento della temperature nel tempo, è bene ricordare che in tale ambito vengono ad essere protagonisti processi termici differenti, i quali andranno sviscerati in modo da ricostruire adeguatamente il processo di essiccazione.

In più, sarà bene distinguere ciò che avviene sulla parete del prodotto, ossia nella zona a contatto con l'aria (in cui si avrà un importante contributo di convezione ed evaporazione), differenziandolo da ciò che invece avviene all'interno della matrice in cui il trasporto di calore avviene, in ingresso come in uscita dal nodo, per conduzione, ed il trasporto di massa, per diffusione.

6.1.3.1 Convezione esterna

Tale flusso termico è entrante nella pasta ed interessa i nodi più esterni al dominio, quelli cioè che possono scambiare calore con l'ambiente circostante. Il calore viene scambiato per convezione forzata ed è calcolabile come:

$$q_{conv} = h \cdot S \cdot (T_{\infty} - T_p) \quad [48]$$

Il coefficiente di convezione h andrà calcolato tenendo presente la geometria del problema ed il mezzo essiccante utilizzato:

$$h = L \cdot Nu \cdot \lambda \quad [49]$$

Laddove con λ si è indicata la conducibilità termica dell'aria, la cui dipendenza dalla temperatura è stata trascurata.

Il numero di Nusselt può essere calcolato per mezzo di molteplici relazioni empiriche: tra esse si possono ricordare quella di Hilbert, di Dittus-Boelter, di Zhukauskas e di Churchill.

Nel seguente studio si è utilizzata la relazione di Hilbert:

$$Nu = c \cdot Re^m \cdot Pr^{1/3} \quad [50]$$

Il numero di Prandtl è un numero adimensionale che dipende dalle caratteristiche del fluido:

$$Pr = \frac{\mu \cdot c_p}{\lambda} \quad [51]$$

I coefficienti c ed m vengono determinati in base al valore del numero di Reynolds:

Tabella 20: calcolo coefficienti c ed m

n° di Reynolds	c	m
0.4 < Re < 4	0,989	0,33
4 < Re < 40	0,911	0,385
40 < Re < 4000	0,683	0,466
4000 < Re < 40000	0,193	0,618
40000 < Re < 400000	0,027	0,805

6.1.3.2 Conduzione esterna

Il nodo più esterno del modello oltre a scambiare calore con l'aria esterna per convezione, scambia calore con il nodo più interno ed a lui più prossimo, grazie ad un meccanismo di conduzione.

Tale meccanismo può essere riprodotto grazie seguente relazione:

$$q_{cond} = \frac{\lambda_p}{\Delta r} \cdot S \cdot (T_{N-1} - T_p) \quad [52]$$

La conducibilità termica della pasta è stata ipotizzata come un fattore costante pari a 0.41 [W/m K].

6.1.3.3 Evaporazione

Sullo strato esterno della pasta, occorre tenere in considerazione il contributo allo scambio termico dovuto all'evaporazione dell'acqua causato dalla differenza tra la pressione effettiva dello strato d'acqua che impregna la parete della pasta e la pressione della stessa nella corrente d'aria umida a contatto.

Nella prima fase del processo di essiccazione, l'acqua che evapora dalla superficie dello spaghetti viene rimpiazzata dal flusso di umidità che diffonde dal cuore del prodotto verso l'esterno. In questa fase la temperatura di parete si mantiene pari alla temperatura di bulbo umido dell'aria e sulla superficie dello spaghetti si hanno condizioni di saturazione.

Tale fenomeno genera un flusso termico uscente dalla parete che è funzione della differenza tra la tensione di vapore alla parete e quella all'infinito:

$$q_{evap} = h_m \cdot c_l \cdot S \cdot (\rho_{v,T_\infty} - \rho_{v,T_{bb}}) \quad [53]$$

Il coefficiente di trasporto di massa (h_m) dipende principalmente dalla diffusività binaria acqua-aria (una costante che sintetizza la facilità con la quale l'acqua è in grado di diffondere nell'aria essiccante), dalla lunghezza caratteristica della geometria di riferimento e dal numero di Sherwood, derivante a sua volta dal numero di Schmidt, termine adimensionale dipendente dalla diffusività binaria e dalla viscosità cinematica dell'aria:

$$Sc = \frac{\mu}{\rho \cdot D_{H_2O-aria}} \quad [54]$$

$$Sh = \frac{Nu \cdot Sc^{1/3}}{Pr^{1/3}} \quad [55]$$

$$h_m = \frac{Sh \cdot D_{H_2O-aria}}{L} \quad [56]$$

Le densità di vapore possono essere ricavate facendo l'ipotesi che il vapore si comporti come un gas perfetto:

$$\rho_{v,T_\infty} = \frac{P_{v,T_\infty}}{(R/\xi) \cdot T_\infty} \quad [57]$$

P_{v,T_∞} è la pressione del vapore contenuto nella corrente d'aria, ricavabile come:

$$P_{v,T_\infty} = \varphi \cdot P_{sat,T_\infty} \quad [58]$$

ossia moltiplicando il grado igrometrico dell'aria essiccante [%] per la pressione del vapore in condizioni di saturazione a temperatura pari a T_∞ , perciò:

$$\rho_{v,T_\infty} = \frac{\varphi \cdot P_{sat,T_\infty}}{(R/\xi) \cdot T_\infty} \quad [59]$$

$$\rho_{v,T_{bb}} = \frac{P_{v,T_{bb}}}{(R/\xi) \cdot T_{bb}} \quad [60]$$

Quanto detto è da considerare valido solamente fino a quando la pelle dell'elemento permane in condizioni di saturazione, cioè fino al termine della fase di essiccazione a velocità costante. Ad un certo punto del ciclo di essiccazione infatti, la diffusione di umidità interna al prodotto non è più sufficiente a mantenere la superficie esterna dello stesso in condizioni di saturazione; la temperatura interna del prodotto inizia perciò a salire e la pelle esterna ad essiccarsi. In questa fase la densità del vapore all'interfaccia prodotto/aria tenderà a diminuire

in funzione dell'umidità relativa. Questo processo continua fino a che non si raggiungerà un valore di umidità limite per il quale non si ha più evaporazione; il valore di densità di vapore si attesta in questa fase al valore di densità che si ha nell'aria esterna.

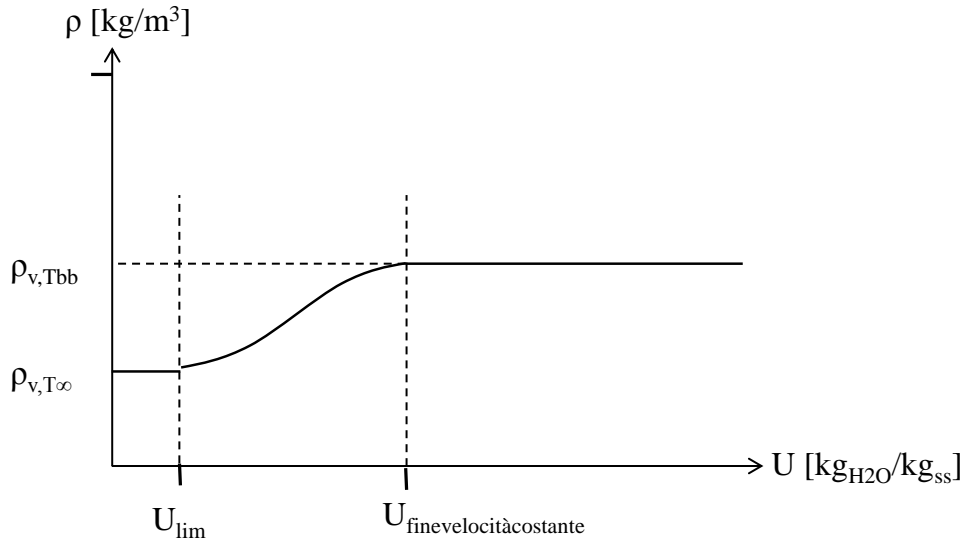


Figura 121: andamento della densità di vapore in funzione del titolo secco all'interfaccia prodotto/aria
 Sebbene come evidenza anche il grafico sopra il probabile andamento della densità tra i due tratti noti possa essere una sigmoide, si è scelto per semplicità si approssimare l'andamento come lineare, con un modello che ricalca il grafico seguente:

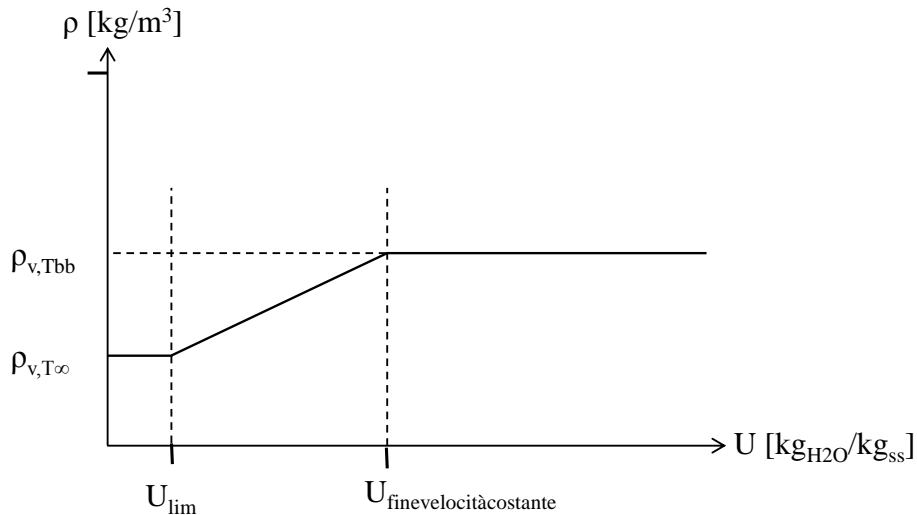


Figura 122: Approssimazione.

Da questa ipotesi si è trovata la relazione che lega la densità del vapore alla parete al titolo secco del prodotto nella fase a velocità di essiccazione decrescente:

$$\rho = \rho_{v,T\infty} + \frac{\rho_{v,T_{bb}} - \rho_{v,T\infty}}{U_{\text{fine velocità costante}} - U_{\text{lim}}} \cdot (U - U_{\text{lim}}) \quad [61]$$

In questo modello, il valore di titolo secco che indica la fine della fase a velocità ed il valore limite devono essere fissati in base alle caratteristiche dell'impasto e del processo di essiccazione desiderato; il valore di umidità limite sarà il valore alla quale tenderà la crosta più esterna, un valore molto basso e sicuramente inferiore alla umidità media massima che deve assumere il prodotto per legge (12,5%).

Così facendo, andando ad inserire il valore di pressione via via decrescente nell'equazione relativa al processo di evaporazione, facendo cioè scendere il valore della pressione di riferimento da $P_{v,T_{bb}}$ fino a $P_{v,T_{\infty}}$, sarà possibile fare decrescere il contributo termico dell'evaporazione, fino ad azzerare la stessa in concomitanza di un valore finale o limite da attribuire alla pelle secca.

6.1.3.4 La dipendenza dal tempo

Una volta analizzati tutti i contributi che entrano in gioco negli scambi termici di parete (convezione, evaporazione e conduzione), occorre introdurre la dipendenza dal tempo dei singoli fenomeni.

Tale dipendenza, per quanto riguarda esclusivamente i nodi di bordo, è esprimibile con la seguente formula:

$$\Delta q = \frac{\Delta r}{2} \cdot \rho_p \cdot C_p \cdot S \cdot \frac{[T_{t+1}^N - T_t^N]}{\Delta t} \quad [62]$$

Sapendo che tutti i parametri sono di volta in volta riferiti ai valori presenti al tempo t, per arrivare a calcolare il valore al tempo t+1 della temperatura di parete si utilizza la seguente funzione:

$$\frac{\Delta r}{2} \cdot \rho_p \cdot C_p \cdot S \cdot \frac{[T_{t+1}^N - T_t^N]}{\Delta t} = \left(\frac{T_t^{N-1} - T_t^N}{\frac{\Delta r}{\lambda_p}} \right) + \left(\frac{T_{\infty} - T_t^N}{\frac{1}{h}} \right) + \left(h_m \cdot c_l \cdot \left(\frac{P_{v,T_{\infty}}}{R \cdot T_{\infty}} - \frac{P_{v,T_{bb}}}{R \cdot T_{bb}} \right) \right) \quad [63]$$

Da questa relazione sarà così possibile calcolare di volta in volta il valore della temperatura alla parete al tempo t+1, a partire da valori calcolati al tempo t precedente: in questo modo, una volta a conoscenza della situazione termica di partenza della pasta sarà possibile seguire l'evoluzione nel tempo della temperatura di parete.

Prima di passare all'analisi dei flussi termici interni, sarà bene soffermarsi sul concetto di Δt_{imite} . Questo tipo di analisi, che ricadono sotto il nome di Metodo Esplicito di risoluzione, in quanto calcolano il termine di indagine, nel nostro caso la temperatura, in un tempo t+1 riferendolo a coefficienti e termini appartenenti al tempo t, richiedono, affinché la soluzione sia stabile, che il Δt non superi un Δt_{imite} calcolato come:

$$\Delta t_{\text{limite}} = \frac{\Delta r^2 \cdot \rho_p \cdot C_p}{2 \cdot \lambda_p + 2 \cdot h \cdot \Delta r} \quad [64]$$

6.1.4 Analisi dei flussi termici interni

6.1.4.1 Conduzione interna e dipendenza dal tempo

Per quanti riguarda ciò che avviene negli strati non a diretto contatto con il mezzo essiccante, essi vedranno tra loro flussi termici dovuti semplicemente alla conduzione del calore; utilizzando le coordinate cilindriche si può scrivere:

$$\rho_p \cdot C_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda_p \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} \quad [65]$$

Il valore di r sintetizza la distanza radiale che divide il nodo in oggetto dal centro del cilindro, cioè dal cuore del prodotto. Si può giungere, come già fatto in precedenza alla relazione che permette di calcolare istante dopo istante, il valore di temperatura dei nodi interni, richiamando tutti i parametri occorrenti dall'istante precedente (t):

$$\frac{T_{t+1}^N - T_t^N}{\Delta t} = \frac{\lambda_p}{\rho_p \cdot C_p} \cdot \left(\frac{T_t^{N+1} - 2 \cdot T_t^N + T_t^{N-1}}{\Delta r^2} \right) + \frac{\lambda_p}{\rho_p \cdot C_p} \cdot \frac{1}{r_N} \cdot \left(\frac{T_t^{N+1} - T_t^{N-1}}{2 \cdot \Delta r} \right) \quad [66]$$

6.1.5 Analisi dei flussi massici alla parete

Il fenomeno dell'essiccazione non è riassumibile però solamente tramite i flussi termici che avvengono all'interno della matrice e sulla superficie della stessa; questi infatti devono essere utilizzati per condurre parallelamente l'analisi dell'umidità contenuta nella pasta, al fine di riprodurre il processo di essiccamento, verificando l'andamento temporale del contenuto di umidità nella matrice solida.

Anche in questo caso si è diversificato ciò che accade nel nodo più esterno del dominio, rispetto a ciò che si verifica nei nodi interni della matrice stessa. Infatti, l'acqua dapprima evapora a velocità costante dalla superficie esterna, richiamando, per diffusione, umidità dagli strati interni. Quando il flusso di umidità dall'interno verso l'esterno non è più sufficiente a mantenere la superficie in condizioni di saturazione, la velocità di evaporazione entra in una fase decrescente, durante la quale, la superficie lentamente si va essiccando; infine, una volta azzerata la differenza tra le pressioni di vapore sulla superficie della pasta e nella corrente d'aria, il processo di essiccazione si ferma. In quest'ultima fase, all'interno della matrice, proseguirà una diffusione di bilanciamento dagli strati più interni, meno toccati dall'evaporazione esterna, verso quelli più esterni.

6.1.5.1 Evaporazione

L'acqua che viene perduta dalla pasta in seguito all'evaporazione indotta dall'aria essiccante esterna è ottenibile come segue:

$$\dot{m}_{evap} = h_m \cdot S \cdot (\rho_{v,T_\infty} - \rho_{v,T_{bb}}) = h_m \cdot S \cdot \left(\frac{\varphi \cdot P_{sat,T_\infty}}{\left(\frac{R}{\xi}\right) \cdot T_\infty} - \frac{P_{sat,T_{bb}}}{\left(\frac{R}{\xi}\right) \cdot T_{bb}} \right) \quad [67]$$

Questa relazione è valida fino a che la superficie dello spaghetti si trova in condizioni di saturazione; nel momento in cui il titolo secco scende al di sotto di $U_{finevelocitàcostante}$, occorre sostituire al termine $\rho_{v,T_{bb}}$ il termine ρ_v calcolato secondo la [61].

È bene precisare di come questo contributo sia ovviamente di segno globale negativo, in quanto visto dal sistema come flusso uscente dallo stesso.

6.1.5.2 La diffusione interna

Questo fenomeno è regolato dalla legge di Fick, secondo la quale, il flusso massico tra due nodi contigui è regolato da una resistenza diffusiva al passaggio dell'umidità:)

$$\dot{m}_{cond} = D_{H_2O-pasta} \cdot S \cdot (U_t^N - U_t^{N+1}) \cdot \rho_p \quad [68]$$

Fattore assolutamente fondamentale di questa relazione è il coefficiente di diffusione binaria, vero termine di regolazione dell'intero processo di conduzione.

Questo termine è di norma di difficile determinazione, a maggior ragione in questo caso, dove un liquido sta diffondendo all'interno di un solido che possiede porosità e caratteristiche chimiche complesse.

Questa proprietà della pasta, in particolare, è direttamente dipendente dal contenuto d'acqua presente, variando inoltre in modo eterogeneo in dipendenza della percentuale di umidità contenuta nella matrice solida.

Riprendendo il dato in questione da studi disponibili in letteratura, il coefficiente di diffusività binaria acqua-pasta risulta essere ben rappresentato da una funzione a gradino quando il contenuto di umidità totale della pasta (U_T) è compreso tra il 33 ed il 22%, mentre assume la forma di una funzione continua per valori minori. Per quanto riguarda il primo tratto la funzione a gradino è riferibile alla tabella sottostante (Migliori et al. 2005):

Tabella 21

UT _{pasta}	$D_{H_2O-pasta}$ [cm ² /s]	$D_{H_2O-pasta}$ [m ² /s]
22%	2,02E-06	2,02E-10
24%	2,68E-06	2,68E-10
27%	3,17E-06	3,17E-10
30%	1,37E-05	1,37E-09
33%	2,29E-05	2,29E-09

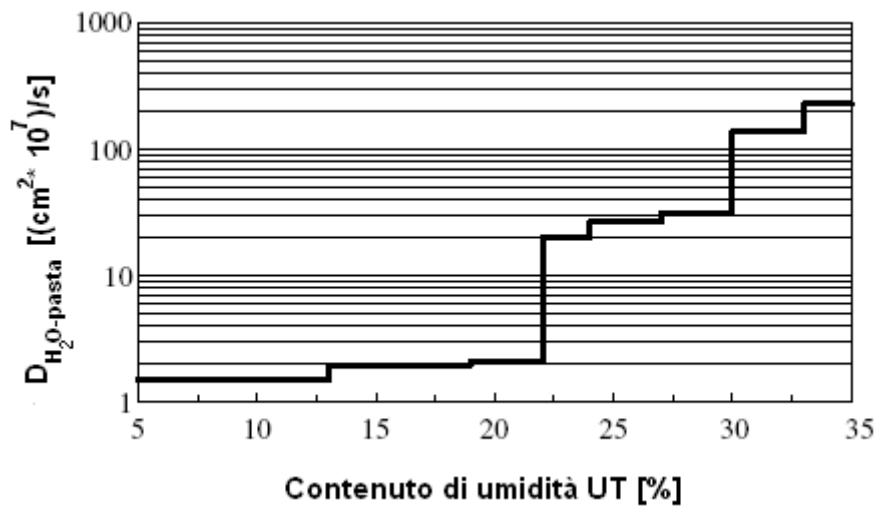


Figura 123 - Funzione a gradino rappresentante la dipendenza del coefficiente di diffusività binaria acqua pasta dal contenuto di umidità totale della pasta.

Al di sotto del valore di UT del 22%, il coefficiente viene invece determinato grazie ad una funzione continua, ricavata tramite studi sulla struttura chimica della pasta, grazie a particolari rilevazioni cristallografiche e verificando la reazione della matrice interna alla somministrazioni di particolari pulsazioni di origine magnetica (Migliori et al. 2005):

$$D_{H_2O-pasta} = \left(1.2 \cdot 10^{-7} + \varepsilon \cdot \frac{8 \cdot 10^{-5}}{p} \right) \cdot e^{\left(\frac{6.6 \cdot e^{(20U)} \cdot E_a}{\frac{R}{\xi} \cdot T} \right)} \quad [69]$$

6.1.5.3 Dipendenza dal tempo

Una volta nota l'umidità interna contenuta nella pasta all'ingresso della zona di essiccazione è possibile, tramite le relazioni che identificano i processi conseguenti all'essiccamento, ricavare istante dopo istante l'andamento temporale di tale parametro.

Infatti, tra due istanti successivi, il contenuto di umidità su solido secco dell'elemento sarà ottenibile considerando il bilancio tra flusso entrante (diffusione) e flusso uscente (evaporazione)::

$$\begin{aligned} \frac{U_{t+1}^N - U_t^N}{\Delta t} = \\ = h_m \cdot \left(\frac{P_{v,T_{bb}}}{\left(\frac{R}{\xi}\right) \cdot T_\infty} - \frac{\varphi \cdot P_{sat,T_\infty}}{\left(\frac{R}{\xi}\right) \cdot T_\infty} \right) + \left(T_{t+1}^{N-1} \cdot \frac{D_{H_2O-pasta} \cdot \rho_p}{\Delta r} \right) - \left(T_{t+1}^N \cdot \frac{D_{H_2O-pasta} \cdot \rho_p}{\Delta r} \right) \quad [70] \end{aligned}$$

Anche in questo caso, quando $U < U_{finevelocitàcostante}$, occorre sostituire al termine $\frac{P_{v,T_{bb}}}{\left(\frac{R}{\xi}\right) \cdot T_\infty}$ il

termine ρ_v calcolato secondo la [61].

6.1.6 Analisi dei flussi massici interni

6.1.6.1 Diffusione interna e dipendenza dal tempo

Per quanto riguarda ciò che avviene negli strati interni dell'elemento in analisi, in concordanza con quanto già visto per i flussi termici, essi saranno soggetti unicamente ad un fenomeno derivante dalla diffusione interna, che vedrà nella legge di Fick la sua relazione fondamentale:

$$\frac{U_{t+1}^N - U_t^N}{\Delta t} = D_{H_2O-pasta} \cdot \left(\frac{U_t^{N+1} - 2 \cdot U_t^N + U_t^{N-1}}{\Delta r^2} \right) + D_{H_2O-pasta} \cdot \left(\frac{1}{r_N} \right) \cdot \left(\frac{U_t^{N+1} - U_t^{N-1}}{\Delta r} \right) \quad [71]$$

Una volta che si ha a disposizione l'umidità di ogni nodo in un dato istante, si potrà calcolare un valore medio del parametro, il quale evidenzierà il tenore di umidità totale presente nella pasta in un dato istante t.

Per fare ciò, è bene riflettere un attimo sull'area di competenza di un determinato nodo N: infatti ogni nodo, o meglio ogni coppia di nodi a distanza simmetrica dall'asse centrale del cilindro, rappresenta il valore di umidità contenuta in una corona circolare (vedi Figura 119). L'umidità media verrà quindi calcolata come media pesata, in cui i pesi sono rappresentati dalle aree delle corone circolari.

6.2 Validazione del metodo

6.2.1 Confronto con il ciclo industriale reale

Il modello sviluppato è stato validato confrontando i risultati con i dati derivanti da un processo di essiccazione reale su pasta lunga caratterizzato dai seguenti parametri:

- Umidità iniziale dell'impasto (UT): 30%;
- Condizioni di essiccamento: pressione atmosferica interna, ciclo di essiccamento HT (High Temperature), preceduto da una fase di ventilazione con aria fredda;

Tabella 22: Inserimento dati relativi al ciclo di essiccazione.

Fase	Tempo inizio [min]	Tempo fine [min]	T(°)	U	v_{∞}
1	0	30	36	2%	0.5
2	30	fine ciclo	76	95%	0.5

- $UT_{\text{finevelocitàcostante}}=19\%$ e $UT_{\text{lim}}=1\%$ come evidenziato da dati riferiti alla letteratura specifica.

I parametri caratteristici dello stato della pasta in ingresso, in termini principalmente di tenore di umidità contenuta e temperatura iniziale, sono riportati di seguito:

Dati Pasta	
Temperatura iniziale pasta	30 [°C]
Temperatura iniziale pasta	303 [K]
Diametro esterno	10 [mm]
Lambda pasta	0,41 [W/(m*K)]
% amido	11,71% [%]
% glutine	24,23% [%]
Umidità iniziale pasta	30% [%]
Calore Specifico pasta (iniziale)	1179945,278 [J/kg*K]
Densità pasta (iniziale)	1289,609433 [kg/m ³]

Figura 124 - Inserimento dati relativi allo stato iniziale della pasta: in giallo i parametri inseriti dall'utente

Come valore di Δt si assume un valore di 10 secondi:

Dati Analisi	
Δt	10 [s]
Δt_{lim}	1710,69689 [s]

Figura 125 : parametri temporali

I risultati ottenuti dal modello sono riportati di seguito:

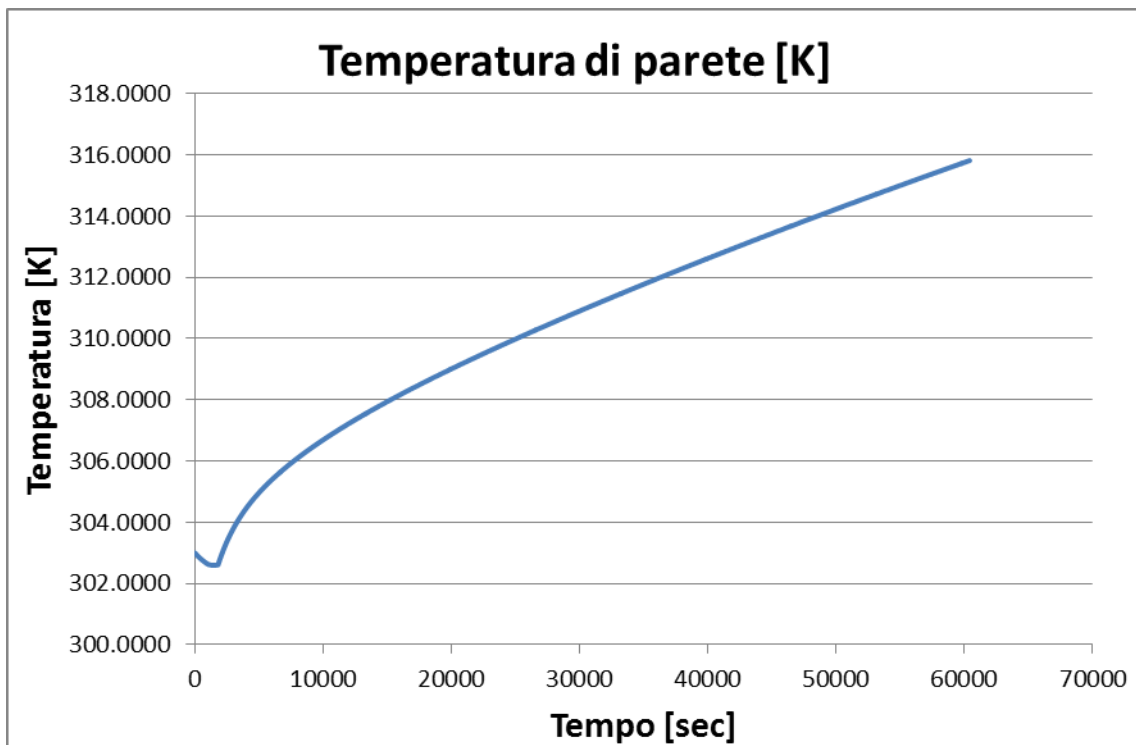


Figura 126: Andamento della temperatura di parete dello spaghetti

Sebbene tali valori saranno oggetto di una validazione dedicata che verrà illustrata più avanti nella trattazione dei risultati, da subito è possibile vedere una prima fase di decrescenza della temperatura, dovuta ad un fenomeno abbastanza comune noto anche come raffreddamento evaporativo, dovuto al fatto che nelle prime fasi del processo la conduzione e la convezione sono contributi minori rispetto a quello evaporativo, che inizialmente induce ad una leggera diminuzione della temperatura.

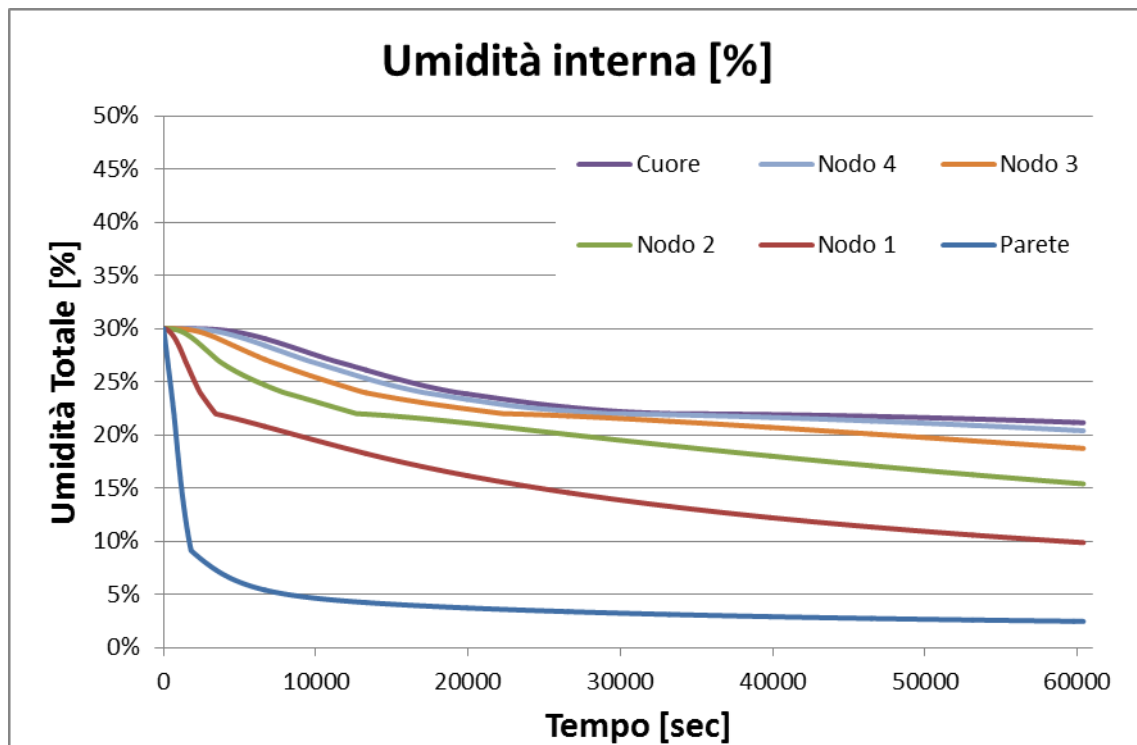


Figura 127: andamento dell'umidità relativa nei vari nodi

Per quanto riguarda l'umidità presente nei vari nodi, è evidente la diversità dai nodi interni a quello di parete, il quale essendo a contatto con l'aria essiccante viene interessato rispetto agli altri anche da fenomeni di evaporazione e convezione, che lo portano più velocemente ad adagiarsi sul valore limite imposto dalla completa asciugatura della parete (l'1% inteso come umidità limite UT_{lim}).

Allo stesso modo invece, per quanto riguarda gli strati interni, è la conduzione e la diffusione reciproca il motore del fenomeno di essiccazione, e per tutti gli andamenti è ben visibile una variazione marcata di pendenza dell'andamento attorno al valore del 22%, esattamente il livello di umidità laddove il coefficiente di diffusività passa dalla forma a gradino alla curva sperimentale.

Per quanto riguarda poi l'andamento dell'umidità media, l'andamento ottenuto è stato confrontato con i dati relativi ad un ciclo industriale (Milatovich and Mondelli 1990):

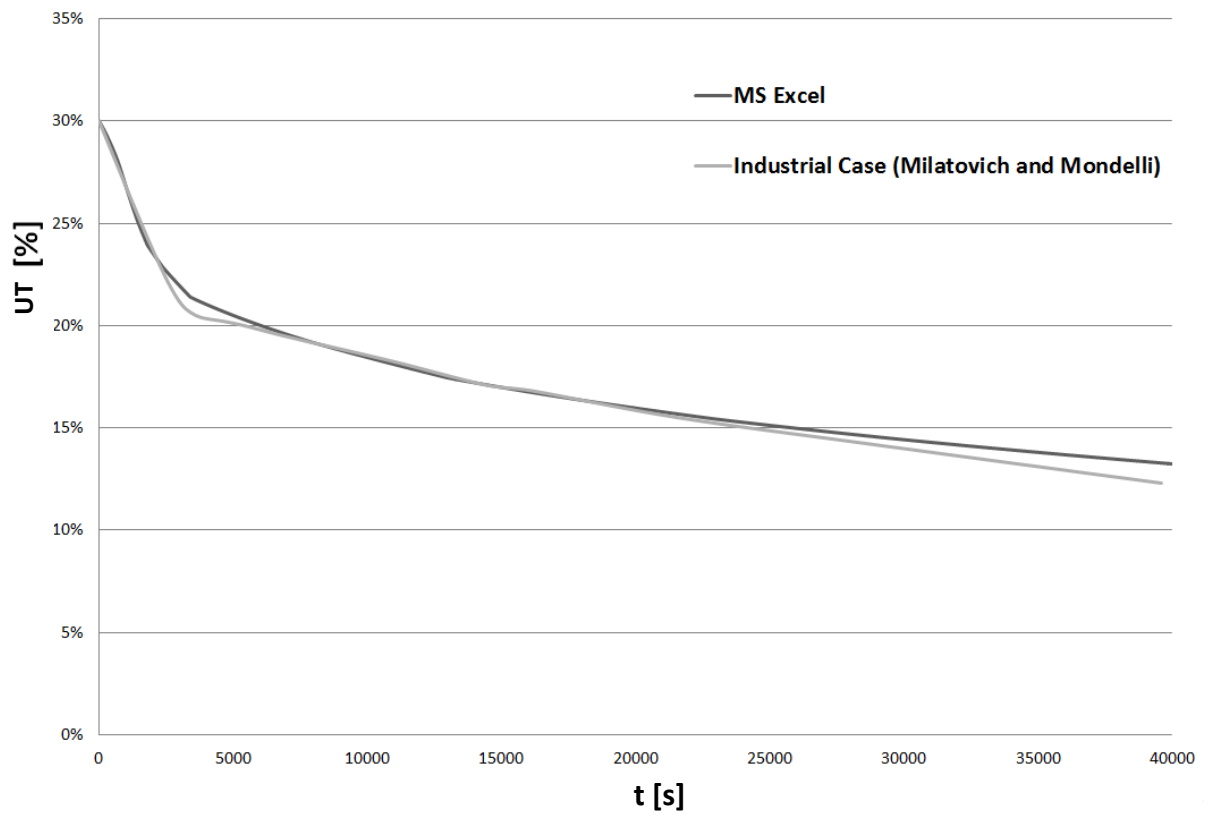


Figura 128 : confronto tra ciclo di essiccazione simulato e ciclo reale.

6.2.2 Validazione mediante CFD

La seconda verifica riguardo alla bontà del metodo sviluppato in ambiente Microsoft Excel è stata effettuata mediante un software di simulazione fluidodinamica.

Il software utilizzato, anche in questo caso, è TDyn Multiphysics, il quale è in grado di simulare con buona approssimazione gli andamenti termici all'interno di un sistema complesso attraverso un'analisi agli elementi finiti.

Al fine di ottenere un parallelo tra Excel e TDyn a parità di condizioni al contorno, non potendo Tdyn realizzare un'analisi accurata dei flussi massici, ma solo di quelli termici, si è deciso di modificare il ciclo di essiccazione proposto dal modello descritto in precedenza, trasformandolo in un processo che fosse interessato solamente da flussi termici, bloccando di fatto l'evaporazione.

Al fine di raggiungere questo scopo, è stato introdotto nella simulazione di Microsoft Excel un flusso di aria saturo ($\varphi=100\%$):

Tabella 23: dati processo (caratteristiche dell'aria) modificati per la validazione tramite CFD

Fase	Tempo inizio [min]	Tempo fine [min]	T[°C]	U	v_∞
1	0	Fine ciclo	80	100%	0.5

All'interno della simulazione fluidodinamica agli elementi finiti si sono impostate particolari condizioni al contorno in modo da riprodurre le stesse condizioni considerate nell'analisi alle differenze finite realizzata su Microsoft Excel:

1. Geometria del problema: si è ipotizzato di introdurre un cilindro di lunghezza infinita in un ambiente di essiccazione interessato da un flusso di aria essiccante; si è quindi realizzata un'analisi bidimensionale considerando una sezione trasversale dello spaghetti di pasta;
2. Temperature in gioco: come per il modello Excel, anche nel software di simulazione lo spaghetti di pasta si è introdotto nella camera ad una temperatura di 293 K (20 °C), mentre l'ambiente della camera, all'istante iniziale, è stato supposto a 353 K (80 °C);
3. Velocità dell'aria in ingresso: 0.5 m/s;
4. Pressione relativa in camera di essiccazione: 0 Pa;
5. Sulle superfici di contatto tra pasta e fluido, si sono impostate la continuità della temperatura e una legge di parete del tipo "no-slip wall"
6. Materiali: aria con le relative proprietà reologiche, e pasta, le cui proprietà (densità, calore specifico e conducibilità termica) sono state calcolate secondo le equazioni descritte in precedenza.

La discretizzazione del dominio realizzata è riportata nella figura seguente; si è utilizzata una mesh non strutturata:

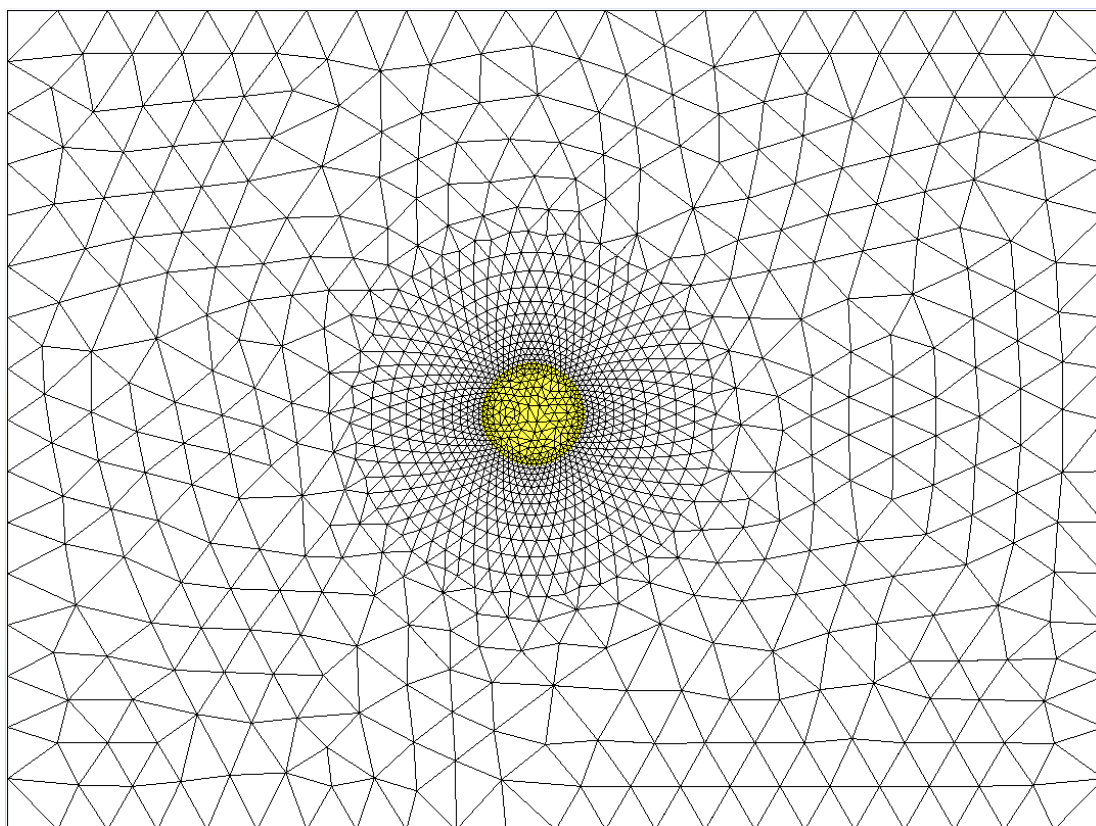


Figura 129: Dominio simulato con il software CFD (in giallo la pasta)

Il time increment caratteristico della simulazione è stato preso pari a 0.01 s; è stata condotta un'analisi transitoria su un orizzonte temporale di 2400 s.

Il nodo selezionato in ambiente Tdyn per essere oggetto di confronto è stato preso nella zona superiore del corpo, cioè laddove il fluido lo lambisce tangenzialmente, e quindi dove la velocità dell'aria a contatto con la pasta risulta essere paragonabile a quella considerata nel metodo alle differenze finite (0.5 m/s):

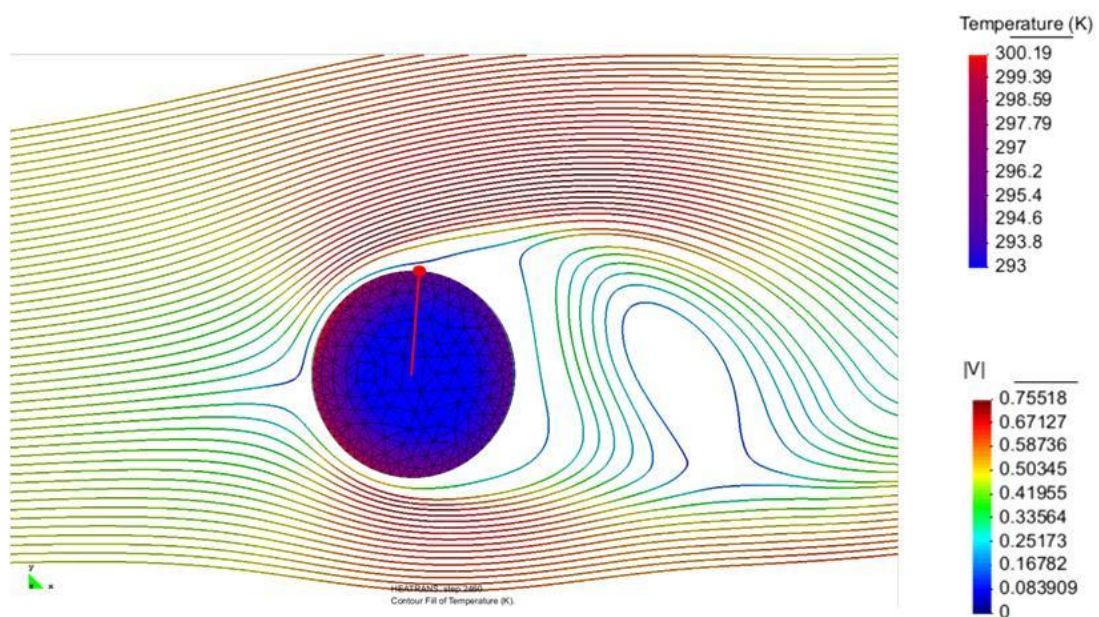


Figura 130 - Analisi TDyn: in rosso il nodo ed il raggio sui quali sono stati ricavati gli andamenti di temperatura

Il confronto tra i risultati è riportato di seguito:

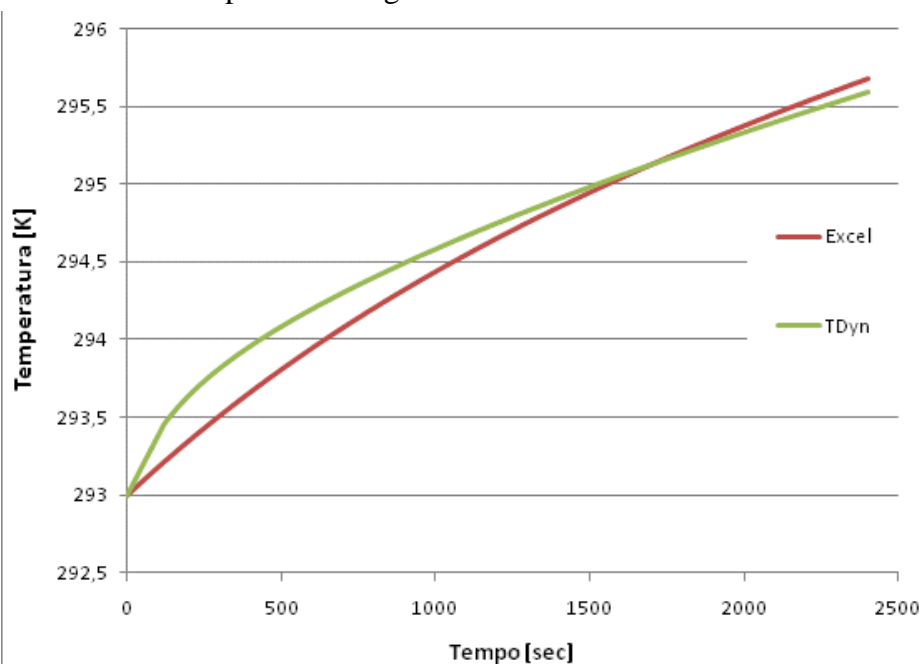


Figura 131: confronto tra l'andamento temporale della temperatura superficiale ottenuto con l'analisi alle differenze finite (excel) con quella agli elementi finiti (Tdyn)

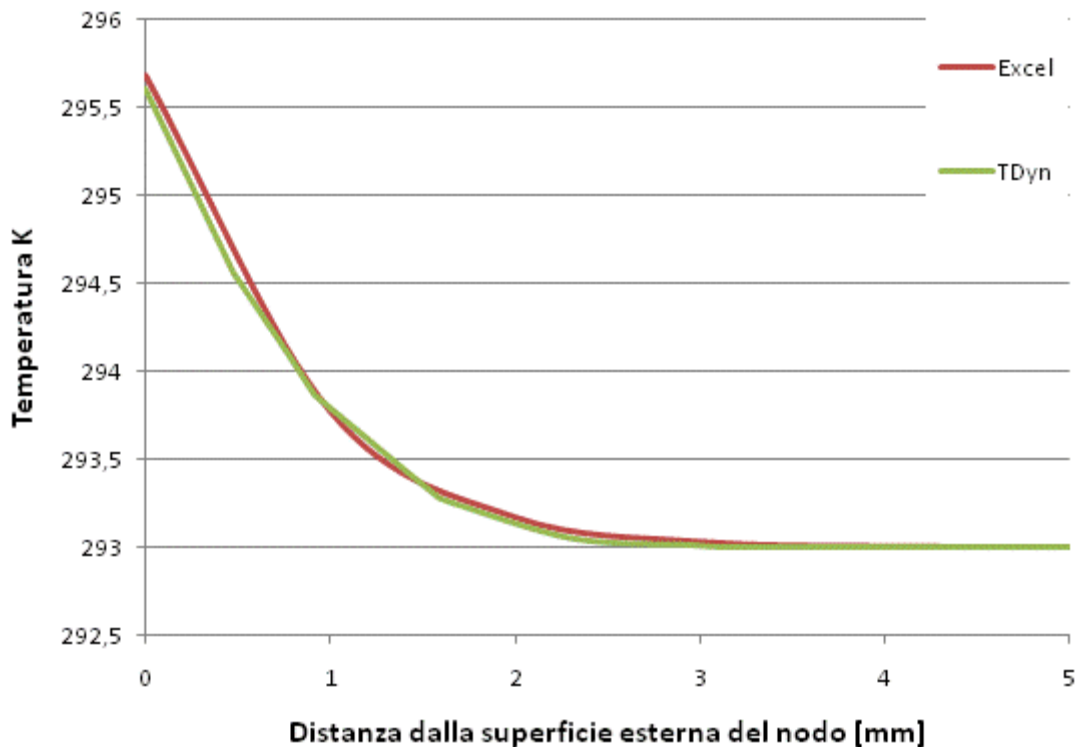


Figura 132: confronto tra l'andamento della temperatura lungo il raggio ottenuto con l'analisi alle differenze finite (excel) con quella agli elementi finiti (TDyn)

Verificata la rispondenza dei risultati tra l'analisi alle differenze finite, il ciclo reale, e la simulazione fluidodinamica agli elementi finiti, si è cercato di applicare quanto ottenuto all'ottimizzazione di un essiccatore statico. Come detto sopra, non potendo applicare l'analisi alle differenze finite a geometrie complesse, si è eseguito lo studio con un'analisi CFD agli elementi finiti. Come funzione di risposta da ottimizzare si è presa la distribuzione delle temperature all'interno dei vassoi contenenti la pasta che, come visto sopra, è prevista con buona approssimazione dalla simulazione CFD. Per massimizzare l'uniformità di trattamento si è quindi cercato di uniformare la funzione di distribuzione della temperatura.

6.3 Ottimizzazione di un essiccatore statico tramite analisi CFD

La geometria dell'essiccatore che si è voluto ottimizzare è riportato nella seguente figura:



Figura 133 : Essiccatore statico ad un singolo armadio

Nell'essiccatore considerato il mezzo essiccante è rappresentato dall'aria, la quale entra all'interno della camera di essiccazione attraverso tubi di immissione alimentati direttamente tramite ventilatori. L'aria è riscaldata grazie a batterie riscaldanti.

Le caratteristiche principali legate ad un essiccatore di questo tipo sono le dimensioni contenute, una buona versatilità, e bassi costi legati all'ingombro fisico.

Il difetto principale di tale impianto è invece rappresentato dalla difficoltà nell'ottenere una distribuzione uniforme del mezzo essiccante nell'ambiente interno della camera.

L'uniformità del flusso di aria che deve lambire il prodotto e passarvi all'interno, per quanto riguarda la produzione di pasta secca, è un parametro fondamentale per ottenere l'uniformità di processo, la quale è la caratteristica di processo principale al fine di ottenere un prodotto finito di qualità, esente da difetti estetici e ottimo dal punto di vista organolettico.

La configurazione dell'impianto preso in considerazione è caratterizzata da ingresso ed uscita singoli, posti alle estremità della camera stessa. Tali impianti sono funzionali ad aziende medio-piccole, spesso caratterizzate da una produzione dell'impasto di tipo semi-artigianale, poiché permettono di processare batch di prodotto relativamente esigui. Questo permette di ottimizzare il ciclo di essiccamento in funzione del particolare prodotto che si intende

essiccare, sia dal punto di vista del formato sia da quello relativo alle caratteristiche dell'impasto di partenza (grado di agglutinazione, densità, tenore di umidità interna ecc.).

Il problema riguardante l'omogeneità può essere bypassato per mezzo di accorgimenti che possono essere:

- meccanici (movimentando adeguatamente i carrelli di prodotto durante il ciclo produttivo)
- strutturali (realizzando, all'interno della stessa camera, compartimenti con caratteristiche termo-igrometriche differenti e lasciando un vassoio in ciascuna zona per un lasso di tempo prefissato).
- fluidodinamici (uniformando il più possibile le condizioni termo-igrometriche dell'aria, mantenendo fissi i vassoi di prodotto)

Nello studio descritto si è cercato di raggiungere quest'ultimo obiettivo agendo sul layout della cella di essiccazione al fine di migliorare il più possibile l'uniformità di trattamento.

Per confrontare tra loro le diverse configurazioni, che si differenziano solamente per il layout degli ingressi e delle uscite dell'aria essiccante, si sono mantenute inalterate le seguenti condizioni di processo:

- Temperatura dell'aria in ingresso: 353 K
- Temperatura iniziale della pasta: 293 K
- Velocità dell'aria sulla sezione d'ingresso: 1 m/s
- Sezioni di ingresso ed uscita sono state costruite in modo da avere la stessa portata d'aria per tutte le configurazioni ($1 \text{ m}^3/\text{s}$)
- Dimensioni dell'essiccatore: $5500 \times 3500 \times 2200 \text{ mm}$.

È da evidenziare che, non potendo fare altrimenti, gli spaghetti "stesi" all'interno dell'essiccatore, sono stati schematizzati da blocchi tridimensionali di materia continua la quale ricalca le stesse proprietà fisiche della pasta nei valori di conducibilità termica, capacità termica specifica e densità.

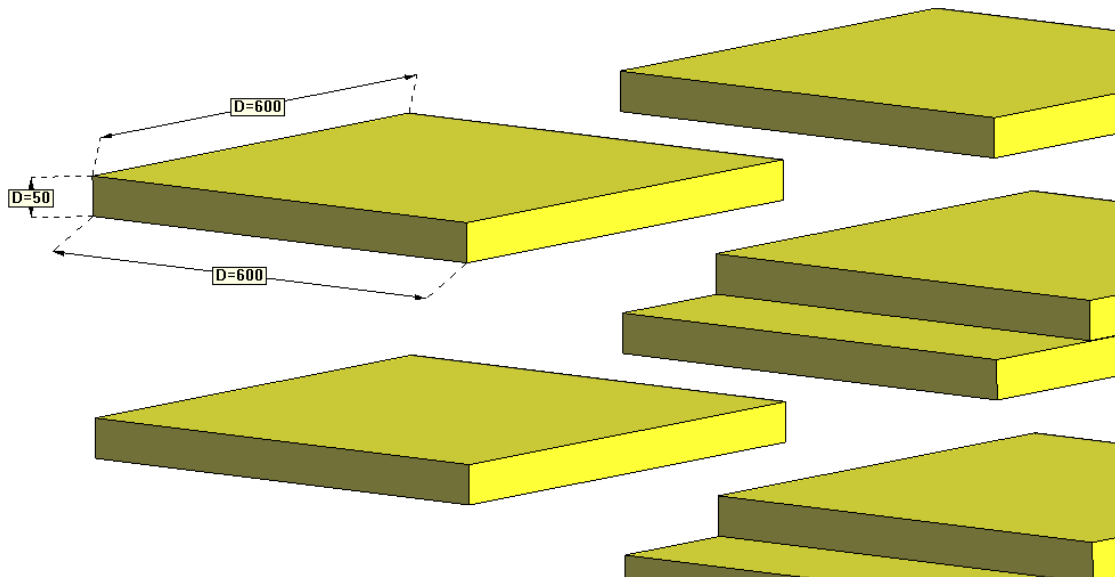


Figura 134: I “bocchi” di pasta

L’ambiente interno della cella di essiccazione viene supposto all’istante iniziale della simulazione alla temperatura di 353 K (80°C), ipotizzando di avere attuato il ciclo di preriscaldamento dell’ambiente interno in modo completamente indipendente dal processo di essiccazione.

Il modello di turbolenza utilizzato è lo Spalart-Allmaras.

Sulle superfici di contatto tra materiale solido (pasta) e fluido, si è imposta la continuità della temperatura e si è imposta una legge di parete del tipo “no-slip wall” in modo da approssimare adeguatamente lo scambio termico. Si è realizzata a tal fine una mesh di strato limite sulla base dello spessore dello strato limite dinamico e termico supposti in questa zona.

Il time step per tutte le configurazioni è stato preso pari a 0.05 s.

Si sono analizzate quattro diverse configurazioni:

1. ingresso singolo ed uscita singoli;
2. ingressi ed uscite disposte lungo direzioni verticali;
3. Ingressi ed uscite disposte a quote differenti lungo direzioni orizzontali;
4. ingressi ed uscite interne con getto rivolto verso la parete;

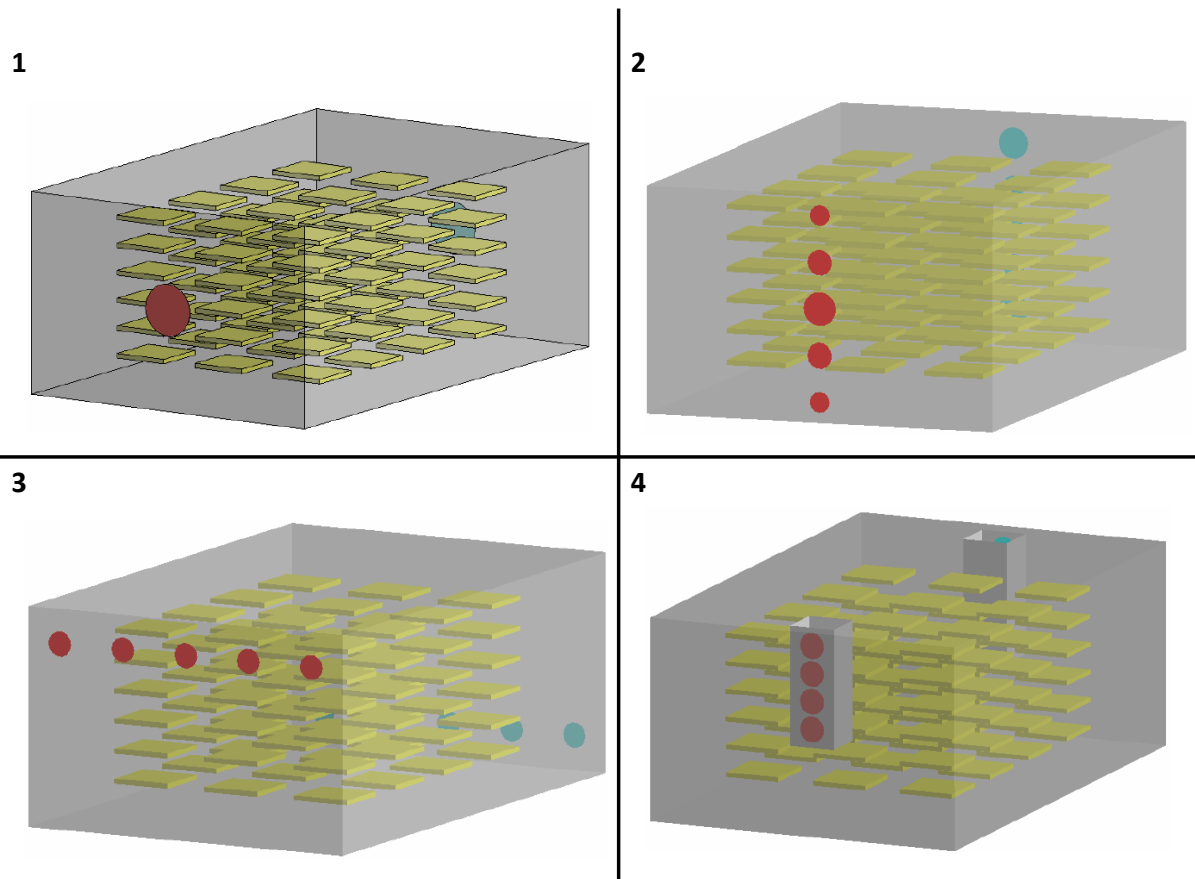


Figura 135: configurazioni analizzate

6.3.1 Risultati

I risultati del seguente studio sono stati presentati all'”10th International Conference On Modeling and Applied Simulation”. Sono stati quindi pubblicati sull'International Journal of Simulation and Process Modelling. I riferimenti alla pubblicazione sono:

Armenzoni, M., Bottani, E., Ferretti, G., Marchini, D., Montanari, R., Solari, F., Vignali, G. (2013) Advanced design of the pasta drying process with simulation tools. International Journal of Simulation and process modelling Vol. 8, Nos. 2/3, 104-117.

La pubblicazione è consultabile all'Allegato 7.

7 Conclusioni

Negli ultimi anni si è registrato un crescente interesse nei confronti delle tecniche numeriche, tra le quali la fluidodinamica computazionale, come strumento a supporto della progettazione, della gestione e dell'ottimizzazione degli impianti e dei processi alimentari. La simulazione fluidodinamica ha ormai trovato applicazione in svariati ambiti dell'industria alimentare e la sua diffusione è tuttora in aumento, com'è testimoniato dal crescente numero di pubblicazioni che trovano spazio ogni anno nella letteratura scientifica.

La ricerca svolta ha avuto come obiettivo lo sviluppo di nuovi approcci metodologici allo studio ed alla progettazione degli impianti alimentari che avessero nella fluidodinamica computazionale l'elemento trainante. Essa infatti, una volta impostata, calibrata e validata, permette di simulare numerose configurazioni e condizioni di funzionamento, in modo da acquisire un'esperienza "virtuale" sul problema impensabile da ottenere, in tempi così brevi, attraverso un approccio sperimentale classico.

Nello specifico si sono affrontati tre diversi ambiti: la sterilizzazione dell'acqua con raggi ultravioletti, la miscelazione di liquidi alimentari e l'essiccazione della pasta.

Nel primo caso, si è partiti da un codice fluidodinamico commerciale, Tdyn Multiphysics e lo si è integrato con un modulo che permettesse, da un lato, il calcolo dell'irraggiamento nell'intorno di una lampada, e dall'altro l'integrazione tra risultati ottici e risultati fluidodinamici. Lo strumento sviluppato è stato validato, ed utilizzato per la progettazione di reattori UV e per ricavare curve di funzionamento e diagrammi progettuali che permettono il controllo pressoché completo del sistema. È stata inoltre proposta una tecnica di validazione delle simulazioni fluidodinamiche che può essere una valida alternativa, più veloce più economica e più sostenibile, ai metodi tradizionali (biodosimetria e attinometria lagrangiana).

Nel secondo caso si è sfruttata la capacità delle simulazioni fluidodinamiche di fornire risultati in pressoché tutti i punti del dominio fluido (contrariamente a quanto avviene per le prove sperimentali, che invece forniscono dati solo in quei punti in cui sono posizionati gli organi di misura), per ricavare una valutazione globale delle prestazioni di impianti di miscelazione per fluidi alimentari. Il processo di miscelazione, infatti, non ha il solo scopo di garantire la movimentazione del prodotto, ma deve anche garantirne l'integrità (nel caso siano presenti pezzi in sospensione), ostacolarne la stratificazione e mantenerne l'omogeneità. Per questo motivo si sono introdotti quattro indici di performance, che danno poi origine ad uno globale, in grado di valutare ognuna delle proprietà citate.

L'approccio metodologico sviluppato è stato applicato a due differenti applicazioni industriali, e ha permesso, da un lato, di quantificare l'influenza di varie leve operative sulle performance del processo e, dall'altro, di ricavare funzioni sperimentali che mettono in relazione, per un dato serbatoio, le prestazioni dell'impianto, in termini funzionali ed in termini di potenza assorbita, alle caratteristiche geometriche dell'agitatore.

Nel terzo caso si è realizzato un codice alle differenze finite, implementato in Microsoft Excel, in grado di riprodurre il processo di essiccazione della pasta, fissate le condizioni termo-igrometriche dell'aria in ingresso, le caratteristiche dell'impasto, ed il particolare ciclo di essiccazione (in termini di curve tempo-temperatura). Il modello ha fornito risultati in accordo con i dati derivanti da processi reali, riuscendo a prevedere con buona approssimazione l'andamento dell'umidità interna al prodotto durante l'intero ciclo di essiccazione.

I risultati del modello alle differenze finite si sono dimostrati in accordo con i risultati ottenuti da una simile analisi, realizzata con le stesse condizioni al contorno e con la stessa geometria, effettuata con un software di simulazione fluidodinamica agli elementi finiti (TDyn Multiphysics). Tale strumento è stato quindi utilizzato per ottimizzare la fluidodinamica interna di un essiccatore statico modificando i punti di immissione e di aspirazione dell'aria al fine di ottimizzare l'uniformità di trattamento.

Le attività svolte hanno dimostrato come la fluidodinamica computazionale sia un valido strumento a supporto della progettazione degli impianti alimentari, in quanto consente di ottenere risultati in qualsiasi punto del dominio, consente di testare sempre l'impianto nella sua scala reale e consente di acquisire una vasta esperienza "virtuale" sul sistema studiato difficilmente acquisibile, in così breve tempo, con un approccio tradizionale. Inoltre, possiede il notevole punto di forza di essere uno strumento flessibile che, con le adeguate competenze, può essere integrato con modelli "ad-hoc" che permettono di effettuare studi approfonditi in numerosi ambiti industriali.

8 Bibliografia

- [1.] Alexopoulos, A.H., Maggioris, D. and Kiparissides, C., (2002) CFD analysis of turbulence non-homogeneity in mixing vessels - a two-compartment model. *Chem. Eng. Sci.* 57, 1735–1752.
- [2.] Almedeij, J. (2008). Drag coefficient of flow around a sphere: Matching asymptotically the wide trend. *Powder Technology* 186 (2008) 218–223.
- [3.] Anandharamakrishnan C (2003). Computational fluid dynamics (CFD) - applications for the food industry. *Indian Food Industry* 22 (6):62–68.
- [4.] Anandharamakrishnan, C. (2013). *Computational Fluid Dynamics Applications in Food Processing*. Springer briefs in food, health, and nutrition.
- [5.] Anandharamakrishnan, C., Gimbun, J., Stapley, A.G.F., Rielly, C.D. (2010). Application of computational fluid dynamic (CFD) simulations to spray-freezing operations. *Drying Technology* 28:94–102.
- [6.] Baldyga, J., and Orciuch, W. (2001). Barium sulphate precipitation in a pipe – an experimental study and CFD modelling. *Chemical Engineering Science*, 56, 2435-2444.
- [7.] Blatchley, E. R., (1997), Numerical modeling of UV intensity: application to collimated beam reactors and continuous flow systems. *Water Research*, 31, 2205–2218.
- [8.] Blatchley, E.R. III, Shen, C., Scheible, O.K., Robinson, J.P., Ragheb, K., Bergstrom, D.E., Rokjer, D. (2008). Validation of large-scale, monochromatic UV disinfection systems for drinking water using dyed microspheres. *Water Research* 42: 677-688.
- [9.] Bolton, R. J. (2000). Calculation of ultraviolet fluence rate distributions in an annular reactor: significance of refraction and reflection, *Water Research* Vol. 34, 13, 3315-3324.
- [10.] Brucato, A., Ciafalo, M., Grisafi, F. and Micale, G., (1998) Numerical prediction of flow fields in baffled stirred vessels—a comparison of alternative modelling approaches. *Chem. Eng. Sci.* 53 3653–3684.
- [11.] Chiu, K., Lyn, D. A., Savoye, P., and Blatchley, E. R. III. (1999). Integrated UV disinfection model based on particle tracking. *Journal of Environmental Engineering, ASCE*, 125(1), 7–16.
- [12.] CIMdata, 2009. *CFD for Mechanical Design Engineers “A Paradigm Shift for Better Design”*. Mentor Graphics Corporation.
- [13.] Cortella, G., Manzan, M., Comini, G. (1998). Computation of air velocity and temperature distributions in open display cabinets. *Advances in the refrigeration*

systems, food technologies and cold chain. International Institute of Refrigeration, Paris.

- [14.] Daskopoulos, P. and Harris, C.K., (1996) Three dimensional CFD simulations of turbulent flow in baffled stirred tanks - an assessment of current position. Chem. Eng. Symp. Ser. 140, 1–13.
- [15.] Datta, A.K., Teixeira, A.A. (1987). Numerical modelling of natural convection heating in canned liquid foods. Transactions of the ASABE. 30 (5): 1542-1551.
- [16.] Davey, L.M., Pham, Q.T. (2000). A multi-layered two-dimensional finite element model to calculate dynamic product heat load and weight loss during beef chilling. International Journal of Refrigeration 23(6):444–456.
- [17.] Davey, L.M., Pham, Q.T., (1997). Predicting the dynamic product heat load and weight loss during beef chilling using a multi-region finite difference approach. International Journal of Refrigeration 20(7):470–482.
- [18.] De Vries, U., Velthuis, H. and Koster. K. (1994). Baking Ovens and Product Quality - A Computer Model. Food Science and Technology Today 9 (4), 232-234.
- [19.] Deck, S., Duveau, P., D’Espiney, P. and Guillen, P. (2002). Development and application of Spalart–Allmaras one equation turbulence model to three-dimensional supersonic complex configurations. Aerospace Science and Technology 6, 171–183.
- [20.] Denys, S., Dewettinck, K., Pieters, J.G. (2005). CFD analysis for process impact assessment during thermal pasteurization of intact eggs. Journal of Food Protection 68:366–374.
- [21.] Denys, S., Pieters, J.G., Dewettinck, K. (2003). Combined CFD and experimental approach for determination of the surface heat transfer coefficient during thermal processing of eggs. Journal of Food Science 68:943–951.
- [22.] Denys, S., Pieters, J.G., Dewettinck, K. (2004) Computational fluid dynamics analysis of combined conductive and convective heat transfer in model eggs. Journal of Food Engineering 63:281–290.
- [23.] Devals, C., Heniche, M., Takenaka, K., Tanguy, P.A., (2008) CFD analysis of several design parameters affecting the performance of the Maxblend impeller. Computers and Chemical Engineering 32, 1831–1841.
- [24.] Downes, A., Blunt, T.P. (1877). "Researches on the effect of light upon bacteria and other organisms". Proceedings of the Royal Society of London, 26, 488-500
- [25.] Ducoste, J., Linden, K. (2006), Hydrodynamic characterization of UV reactor. AWWA Research Foundation.
- [26.] Ducoste, J., Liu, D., and Linden, K. (2005). Alternative approaches to modeling fluence distribution and microbial inactivation in ultraviolet reactors:

- Lagrangian versus Eulerian. *Journal of Environmental Engineering*, 131 (10), 1393-1403.
- [27.] Ducoste, J., Liu, D., Linden, K., 2005. Alternative approaches to modeling fluence distribution and microbial inactivation in ultraviolet reactors: lagrangian versus eulerian. *Journal of Environmental Engineering* 131 (10), 1393–1403.
- [28.] DVGW W_294, 2006
- [29.] Einstein, A., (1906). Eine neue Bestimmung der Moleküldimensionen. *Annales of Physics*, Leipzig, 19, 289-306.
- [30.] Ferretti G., Montanari R., Rizzo R., Solari F., Abba, O. (2010), UV reactor design: a simulative approach, *Proceedings of FoodInnova 2010*, 129.
- [31.] Ferretti G., Montanari R., Solari F (2011). A new approach for the optimization of UV-reactor design by mean of CFD simulation. 6th International CIGR Technical Symposium; Nantes; France; 18 April 2011 through 20 April 2011; Code 89672
- [32.] Ferretti G., Montanari R., Solari F., Marchini D., Armenzoni, M. (2011), Advanced design of a UV reactor for water treatment using computational fluid dynamics. *Proceedings of 2011 Effost Annual Meeting*, Berlin 9-11 November 2011.
- [33.] Ferziger, J.H., Perić, M., *Computational methods for fluid dynamics*, Third rev. edition (Springer-Verlag, New York, 1996)
- [34.] Ghani AG, Farid MM, Chen XD, Richards P (1999). An investigation of deactivation of bacteria in a canned liquid food during sterilisation using computational fluid dynamics (CFD). *Journal of Food Engineering* 42(4):207–214.
- [35.] Ghani, A.G., Farid, M.M., Che, X.D., Richards, P. (2001). Thermal sterilization of canned food in a 3-D pouch using computational fluid dynamics. *Journal of Food Engineering* 48:147–156.
- [36.] Ghani, A.G., Farid, M.M., Chen, X.D., Richards, P. (1999). Numerical simulation of natural convection heating of canned food by computational fluid dynamics. *Journal of Food Engineering* 41(1):55–64.
- [37.] Herschel, W.H. and Bulkley, R., (1926) Konsistenzmessungen von Gummi-Benzollösungen. *Kolloid Z.* 39, 291-300.
- [38.] Hijnen, W. A. M., Beerendonk, E. F., and Medema, G. J. (2006). Inactivation credit of UV radiation for viruses, bacteria and protozoan (oo)cysts in water: A review. *Water Research*, 40 (1):3-22.
- [39.] Hu, Z., Sun, D.W. (1999). The temperature distribution of cooked meat joints in an air-blast chiller during cooling process: CFD simulation and experimental verification. Paper presented at the 20th international congress of refrigeration, Sydney.

- [40.] Hu, Z., Sun, D.W. (2000). Simulation of heat and mass transfer for vacuum cooling of cooked meats by using computational fluid dynamics code. Paper presented at the 8th international congress on engineering and food, Puebla.
- [41.] Iranshahi, A., Heniche, M., Bertrand, F., Tanguy, P.A., (2006) Numerical investigation of the mixing efficiency of the Ekato Paravisc impeller. *Chemical Engineering Science* 61 (8), 2609-2617.
- [42.] Jamaledine, T.J. and Ray, M.B. (2010). Application of computational fluid dynamics for simulation of drying processes: a review. *Drying Technology*, Vol. 28, (1–3) :120–154.
- [43.] Jeffrey, G. and Acrivos, A., (1976) The rheological properties of suspension of rigid particles. *American Institute of Chemical Engineers Journal* 22, 417-432.
- [44.] Kasat, G.R., Khopkar, A.R., Ranade, V.V., Pandit, A.B. (2008) CFD simulation of liquid-phase mixing in solid-liquid stirred reactor. *Chemical Engineering Science* 63 (2008) 3877-3885.
- [45.] Langrish TAG, Fletcher DF (2003) Prospects for modelling and design of spray dryers in the 21st century. *Drying Technology* 21:197–215.
- [46.] Langrish, T.A.G., Fletcher, D.F. (2001). Spray drying of food ingredients and applications of CFD in spray drying. *Chemical Engineering and Processing: Process Intensification* 40:345–354.
- [47.] Liu D., Wu C., Linden K., Ducoste J., 2007. Numerical simulation of UV disinfection reactors: evaluation of alternative turbulence models, *Appl. Math. Modell.* 31, 1753–1769.
- [48.] Lyn, D. A. 2004. Steady and unsteady simulations of turbulent flow and transport in ultraviolet disinfection channels. *Journal of Hydraulic Engineering, ASCE*, 130(8), 762-770.
- [49.] Lyn, D. A., Chiu, K., Savoye, P. and Blatchley, E. R. III. 1999. Numerical modeling of flow and disinfection in UV disinfection channels. *Journal of Environmental Engineering, ASCE*, 125(1), 17.
- [50.] Mariotti, M., Rech, G., Romagnoni, P. (1995). Numerical study of air distribution in a refrigerated room. *Proceedings of international congress of refrigeration*, vol 2. Den Hague, The Netherlands, pp 98–105.
- [51.] Maron, S. and Pierce, P.E., (1956) Application of Ree-Eyring generalized flow theory to suspensions of spherical particles. *Journal of Colloid Science* 11, 80-95.
- [52.] Mathioulakis, E., Karathanos, V.T. and Belessiotis, V.G. (1998). Simulation of air movement in a dryer by computational fluid dynamics: application for the drying of fruits', *Journal of Food Engineering*, Vol. 36 (2): 183–200.

- [53.] Migliori, M., De Cindio, B., Gabriele, D. and Pollini, C.M. (2005). Modelling of high quality pasta drying: mathematical model and validation', *Journal of Food Engineering*, Vol. 69, No. 4: 387–397.
- [54.] Milatovich, L. and Mondelli, G. (1990) *La tecnologia della pasta alimentare*, Chiriotti Editore, Pinerolo.
- [55.] Mills, D. (1998–1999). Development and validation of a preliminary model for optimisation of baking ovens. The Food and Packaging Cooperative Research Centre Annual Report (1998-1999), Australia.
- [56.] Moureh, J., Derens, E. (2000). Numerical modelling of the temperature increase in frozen food packaged in pallets in the distribution chain. *International Journal of Refrigeration* 23(7):540–552.
- [57.] Mueller, S., Llewellyn, E.W. and Mader, H.M., (2009) The rheology of suspensions of solid particles. *Proceedings of the Royal Society A* 466, 1201-1228.
- [58.] Norton, T., Sun, D.W. (2006). Computational fluid dynamics (CFD) - an effective and efficient design and analysis tool for the food industry: a review. *Trends in Food Science and Technology* 17:600–620.
- [59.] ONORM (2001). Requirements and testing (low pressure mercury lamp plants), Austrian national standard ONORM M 5873-1.
- [60.] Qualls R.G., Johnson J.D. 1983. Bioassay and Dose Measurement in UV Disinfection. *Applied and environmental Microbiology*, 45 (3) 872-878.
- [61.] Rahimi, M., (2005) The effect of impellers layout on mixing time in a large-scale crude oil storage tank. *Journal of Petroleum Science and Engineering* 46, 161-170.
- [62.] Rivera, C., Heniche, M., Ascanio, G., Tanguy,P., (2004) A virtual finite element model for centered and eccentric mixer configurations. *Computers and Chemical Engineering* 28, 2459–2468.
- [63.] Rodgers, T.L., Gangolf, L., Vannier, C., Parriaud, M., Cooke, M., (2011) Mixing times for process vessels with aspect ratios greater than one. *Chemical Engineering Science* 66, 2935–2944.
- [64.] Russell, J., Cohn, R., *Immersed boundary methods*, Book on Demand, 2012
- [65.] Sablani, S.S., Marcotte, M., Baik, O.D. and Castaigne F. (1998). Modeling of simultaneous heat and water transport in the baking process. *Food Science and Technology* 31, 201-209.
- [66.] Sahu, A.K., Kumar, P., Patwardhan, A.W., Joshi, J.B. (1999). CFD modelling and mixing in stirred tanks. *Chemical Engineering Science* 54 (13–14):2285–2293.
- [67.] Schalk S., Adam V., Arnold E., Brieden K., Voronov A., Witzke H. D., (2005), *UV-Lamps for Disinfection and Advanced Oxidation - Lamp Types, Technologies and Applications* . IUVA News Vol. 8 No. 1

- [68.] Scott, G., Richardson, P. (1997). The applications of computational fluid dynamics in the food industry. *Trends in Food Science and Technology* 8,119–124.
- [69.] Scott, G.M. (1977). Simulation of the flow of non-newtonian foods using computational fluid dynamics. Campden & Chorleywood Food Research Association R & D Report No. 34, Chipping Campden.
- [70.] Sommerfeld, M., Decker, S., (2004) State of the Art and Future Trends in CFD Simulation of Stirred Vessel Hydrodynamics. *Chemical Engineering & Technology* 27(3), 215–224.
- [71.] Sun, D.W. (2007). *Computational fluid dynamics in food processing*. CRC Press, Taylor and Francis group, Boca Raton.
- [72.] Tdyn. Tdyn Turbulence Handbook. Version 10.3.2b. 2008. Barcelona, Spain: Compass Ingeniería y Sistemas, SA.
- [73.] Temporelli, G., Porro, R. (2005). La radiazione UV nel trattamento delle acque destinate al consume umano. Franco Angeli- fondazione AMGA.
- [74.] Therdthai, N., Zhou, W., Adamczak, T. (2003). Two dimensional CFD modeling and simulation of an industrial continuous bread baking oven. *Journal of Food Engineering* 60:211–217.
- [75.] USEPA (2006). Ultraviolet disinfection guidance manual for the final long term 2 enhanced surface water treatment rule. U.S. Environmental Protection Agency.
- [76.] Verboven, P., Nicolai, B., Delele, M., Tijssens, E., Atalay, Y., Ho, Q., Ramon, H. (2008). Combined discrete element and CFD modelling of airflow through random stacking of horticultural products in vented boxes. *Journal of Food Engineering* 89 (1):33–41.
- [77.] Verboven, P., Scheerlinck, N., De Baerdemaeker, J., Nicolai, B.M. (2000). Computational fluid dynamics modelling and validation of the isothermal airflow in a forced convection oven. *Journal of Food Engineering* 43:41–53.
- [78.] Wang, L., Sun, D.W. (2003). Recent developments in numerical modelling of heating and cooling processes in the food industry—a review. *Trends in Food Science and Technology* 14:408–423.
- [79.] Wilcox, D. C., *Turbulence modeling for CFD*. DCW Industries (2002)
- [80.] Wright, N. G. and Hargreaves, D. M. (2001). The use of CFD in the evaluation of UV treatment systems. *Journal of Hydroinformatics*, 3(2): 59-70.
- [81.] Wu, B., (2011) CFD investigation of turbulence models for mechanical agitation of non-Newtonian fluids in anaerobic digesters. *Water Research* 45, 2082 – 2094.
- [82.] Xia, B., Sun, D.W. (2002). The application of computational fluid dynamics (CFD) in the food industry: a review. *Computers and Electronics in Agriculture* 34, 5-24.

- [83.] Yu, C., Gunasekaran, S., (2005) Performance evaluation of different model mixers by numerical simulation. *Journal of Food Engineering* 71, 295–303.
- [84.] Zhang, M., Hu, Y., Wang, W., Shao, T., Cheng, Y., (2013) Intensification of viscous fluid mixing in eccentric stirred tank systems. *Chemical Engineering and Processing* 66, 36– 43.