POLITECNICO DI TORINO

FACOLTÀ DI INGEGNERIA

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica

Tesi di Laurea Magistrale

Ottimizzazione termofluidodinamica dei canali conformati di un inserto utilizzato per pressofusione di alluminio, realizzato mediante manifattura additiva



Relatore:

Prof. Carlo Rosso

Candidato:

Roberto De Nitti

Dicembre 2020

A Salvatore, Pina e Ludovica

A Nonno Cosimo e Giovanni mie guide

INDICE

| In | Introduzione 1 | | | 1 | |
|------|----------------|--------------|--|----|--|
| 1 | Pre | Pressocolata | | | |
| | 1.1 | Des | scrizione processo | 2 | |
| | 1.2 | Rel | azione tra leghe di alluminio e difetti dei getti | 3 | |
| | 1.3 | Tra | sferimento di calore durante lo stampaggio | 5 | |
| 2 | Ric | chiam | i di termofluidodinamica [13] [14] [15] | 8 | |
| | 2.1 | Ipo | tesi del continuo | 8 | |
| | 2.2 | Stat | to tensionale di un fluido | 8 | |
| | 2.3 | Le | relazioni costitutive di Navier-Stokes | 9 | |
| | 2.4 | Leg | gi di conservazione | 9 | |
| | 2.4 | .1 | Equazione di continuità | 10 | |
| | 2.4 | .2 | Equazione di bilancio della quantità di moto | 11 | |
| | 2.4 | .3 | Equazione di conservazione dell'energia | 12 | |
| | 2.5 | Equ | azioni di Navier-Stokes | 13 | |
| | 2.6 | Tur | bolenza | 13 | |
| | 2.6 | .1 | Reynolds Averaged Navier-Stokes | 14 | |
| | 2.6 | .2 | Ipotesi di Boussinesq | 16 | |
| 2.6. | | .3 | Modello di chiusura k-ε | 16 | |
| | 2.6 | .4 | Modello di chiusura SST k-ω | 17 | |
| | 2.6 | .5 | Approssimazione di Reynolds per equazione dell'energia | 17 | |
| | 2.7 | Tec | orema di Bernoulli e perdite di carico | 18 | |
| | 2.7 | .1 | Perdite di carico distribuite | 19 | |
| | 2.7 | .2 | Perdite di carico localizzate | 21 | |
| 3 | An | alisi i | influenza parametri di progettazione dei canali sulla solidificazione della lega | 22 | |

| | 3.1 M | odello Numerico | 22 |
|---|---------|---|----|
| | 3.1.1 | Creazione della geometria | 23 |
| | 3.1.2 | Discretizzazione del dominio (mesh) | 23 |
| | 3.1.3 | Equazione dell'energia per modello di solidificazione | 24 |
| | 3.1.4 | Proprietà dei materiali | 25 |
| | 3.1.5 | Ipotesi e condizioni al contorno | 26 |
| | 3.2 A1 | nalisi fattoriale completa su due livelli | 26 |
| | 3.2.1 | Definizione del problema | 26 |
| | 3.2.2 | Progettazione degli esperimenti | 27 |
| | 3.2.3 | Esecuzione e monitoraggio degli esperimenti | 29 |
| | 3.2.4 | Analisi dei risultati | 29 |
| | 3.3 A1 | nalisi con metodologia delle superfici di risposta | 41 |
| | 3.3.1 | Definizione del problema | 42 |
| | 3.3.2 | Progettazione degli esperimenti | 43 |
| | 3.3.3 | Analisi Risultati | 46 |
| | 3.4 M | odellizzazione resistenza termica di contatto | 56 |
| | 3.4.1 | <i>hc</i> nella pressocolata di alluminio | 57 |
| | 3.4.2 | Resistenza di contatto Rc in ANSYS Fluent | 60 |
| | 3.4.3 | Rc nel modello numerico utilizzato nell'analisi dei parametri | 61 |
| 4 | Studio | fluidodinamico circuito di raffreddamento | 64 |
| | 4.1 Sis | stema di raffreddamento | 64 |
| | 4.1.1 | Circuito di raffreddamento | 65 |
| | 4.2 Ip | otesi alla base del modello | 67 |
| | 4.2.1 | Considerazioni rugosità pareti interne Jet Cooler | 68 |
| | 4.3 Co | omposizione del circuito di raffreddamento | 69 |
| | 4.3.1 | Tubi in rame | 69 |
| | 4.3.2 | Collettore di mandata | 70 |
| | 4.3.3 | Collettore di ritorno | 70 |

| 4.3.4 | 4.3.4 Jet Cooler | | |
|----------------|--|-----|--|
| 4.3.5 | Inserti con canali conformati | 75 | |
| 4.4 Ca | 4.4 Calcolo del coefficiente <i>K</i> mediante l'utilizzo di analisi CFD | | |
| 4.4.1 | Modello CFD | 77 | |
| 4.4.2 | Valutazione risultati analisi CFD | 80 | |
| 4.4.3 | Valori del coefficiente K ottenuti | 86 | |
| 4.5 Mo | odello Simscape | 93 | |
| 4.5.1 | Blocco Hydraulic Resistive Tube | 94 | |
| 4.5.2 | Blocco Local Resistance | 95 | |
| 4.5.3 | Sottosistemi del modello | 96 | |
| 4.5.4 | 4.5.4 Risultati modello Simscape circuito tradizionale | | |
| 4.5.5 | Risultati modello Simscape circuito con canali conformati | 99 | |
| Conclusioni | | 100 | |
| APPENDICE | | | |
| Bibliografia | | | |
| Ringraziamenti | | | |

Introduzione

La manifattura additiva ha aperto nuovi orizzonti nello sviluppo di componenti in tutti i settori industriali, compreso quello della fonderia delle leghe leggere. In tale ambito, una delle applicazioni di maggiore interesse è la realizzazione di inserti per stampi dotati di canali conformati.

Un inserto realizzato con la tecnologia SLM (Selective Laser Melting) può essere dotato di canali conformi alla geometria del pezzo, rendendo il processo di raffreddamento del metallo fuso più efficace. Gli inserti di tipo tradizionale sono caratterizzati da canali di raffreddamento rettilinei, perpendicolari o inclinati rispetto alla base dell'inserto, in quanto le tecniche di lavorazione convenzionali non permettono altrimenti. Diversamente, La manifattura additiva non pone tali vincoli in termini di geometria del canale di raffreddamento. Nasce così la necessità di comprendere a fondo quali siano i parametri utili ad un corretto dimensionamento del canale di raffreddamento.

Il presente lavoro di ricerca, realizzato in collaborazione con l'azienda DACA-I Powertrain Engineering S.r.l, presenta un possibile approccio all'ottimizzazione termofluidodinamica dei canali conformati di un inserto per pressocolata di alluminio, attraverso lo studio dei parametri di maggiore impatto sul fenomeno della solidificazione della lega.

L'elaborato può essere suddiviso in tre parti, la prima parte racchiude il primo e secondo capitolo del testo perché accumunati da aspetti teorici. Il primo capitolo descrive il processo di pressocolata, focalizzando l'attenzione sulla relazione tra la difettologia dei getti realizzati, la solidificazione della lega e lo scambio termico. Questa descrizione ha lo scopo di mettere in evidenza il compito dei canali di raffreddamento e il ruolo fondamentale della gestione termica durante il processo. Nel capitolo successivo, sono inseriti dei richiami alla teoria termofluidodinamica sulla quale si basano le scelte effettuate per la realizzazione dei modelli e la successiva valutazione dei risultati ottenuti.

Nella seconda parte dell'elaborato viene presentato lo studio dei parametri sul fenomeno della solidificazione, mediante due analisi: l'analisi fattoriale completa su due livelli e l'analisi basata sulla metodologia delle superfici di risposta (RSM-Response Surface Methodology).

La terza parte, tratta l'aspetto prettamente fluidodinamico dell'intero lavoro. Nel quarto capitolo viene descritta la realizzazione di un modello fluidodinamico in ambiente Simscape del circuito di raffreddamento, al quale verrà collegato l'inserto realizzato mediante manifattura additiva. Lo sviluppo del modello ha coinvolto l'utilizzo di analisi CFD quali utili strumenti di valutazione degli aspetti legati al moto del fluido all'interno dei canali conformati, nonché una valida alternativa alle prove sperimentali per la determinazione delle perdite di carico. I risultati raggiunti dal lavoro svolto, sono presentati e commentati all'interno di ogni capitolo e nella conclusione.

1 Pressocolata

La pressocolata è un processo di fonderia in stampo permanente, grazie al quale è possibile produrre componenti in alluminio di varie forme e dimensioni. Il punto di forza di tale tecnologia è l'elevata capacità produttiva che la contraddistingue. A differenza delle altre tecnologie un ciclo di pressocolata ha delle tempistiche ridotte e l'utilizzo dello stesso stampo per produrre più componenti comporta un notevole vantaggio economico. Oggigiorno questa tecnologia rappresenta un importante punto di riferimento in settori caratterizzati da un'elevata produttività, ma il suo utilizzo è vincolato dalla presenza di difetti dovuti al processo e dalle limitate caratteristiche meccaniche dei getti.

1.1 Descrizione processo

Il processo di pressocolata, si distingue dagli altri processi in stampo permanente, per la modalità d'immissione della lega fusa all'interno della camera di iniezione (Figura 1). La lega fusa viene spinta all'interno dello stampo attraverso un pistone. Nella prima fase del processo il pistone ha una velocità di avanzamento molto bassa (0.25 m/s), per consentire alla lega di fluire all'interno della cavità, intrappolando il minor quantitativo di aria possibile. Successivamente, la velocità aumenta (6 m/s) per accelerare la fase di riempimento della camera ed evitare l'incompleto stampaggio del pezzo, dovuto ad una prematura solidificazione. Infine, il pistone esercita una pressione costante per spingere la lega a riempire i vuoti creati dal ritiro del materiale e ridurre la porosità generatasi. [1]



Figura 1schema iniezione materiale (1) alimentazione sistema (2) avanzamento pistone (3) apertura stampo e rilascio pezzo [1]

Durante la fase di riempimento della camera, gli stampi sono mantenuti in contatto dalla pressione esercitata dalla pressa su di essi. Quando la fase di riempimento è ormai terminata e il pezzo è completamente allo stato solido, lo stampo si apre e il getto viene espulso mediante un sistema di estrattori idraulici. Prima di procedere alla chiusura dello stampo, sulla superficie di contatto tra stampo e getto, viene vaporizzato un liquido lubrificante con due obiettivi: raffreddare la superficie dello stampo e agevolare la separazione del getto a fine processo [2].

1.2 Relazione tra leghe di alluminio e difetti dei getti

Per definire la facilità con cui una lega si presta alla realizzazione di componenti mediante processi di fonderia, si introduce il concetto di colabilità. La colabilità di una lega è data dalla somma di diversi aspetti tecnologici che la caratterizzano: fluidità, capacità di riempimento di uno stampo, contrazione volumetrica, sensibilità alla formazione di cricche a caldo, porosità di fine raffreddamento e qualità superficiale [3].

La fluidità, misurata mediante prove sperimentali, è in grado di dare informazioni sulla capacità di una lega di riempire lo stampo. Osservando, l'esecuzione della prova di fluidità per due diverse leghe (Figura 2), di cui una con composizione eutettica, si nota che la distanza percorsa da una lega eutettica, prima della completa solidificazione, è maggiore. La differenza tra le due distanze, ovvero la differente fluidità delle due leghe, è legata al differente meccanismo di solidificazione [4]. Le leghe eutettiche, come i metalli puri, solidificano con la formazione di fronti di solidificazione piani, consentendo al fluido di continuare a scorrere all'interno del condotto finché tutto il fluido non è al di sotto della temperatura di solidificazione. Nelle altre tipologie di leghe, la formazione di strutture dendritiche nel range di temperature di solidificazione comporta l'occlusione del canale quando circa il 50 % della lega è solidificato.



Figura 2 (a) Lunghezza percorsa da lega eutettica $L_f(b)$ lunghezza percorsa da lega ipoeutettica $L'_f(c)$ Prova di laboratorio fluidità [5]

Un altro aspetto, da tenere in considerazione per valutare la capacità di una lega di riempire lo stampo e ridurre l'insorgenza di difetti estetici e strutturali, è la contrazione volumetrica (ritiro) che la lega genera nel getto passando dalla temperatura di surriscaldamento alla temperatura ambiente. In Figura 3, è riportato l'andamento generico della contrazione al variare della temperatura, dal quale si possono distinguere tre differenti zone di contrazione: una contrazione del fluido dalla temperatura di surriscaldamento alla temperatura di surriscaldamento alla temperatura di surriscaldamento alla temperatura di liquidus, una contrazione nella fase di solidificazione e una successiva contrazione del getto solidificato. La variazione più importante del volume del getto avviene nella fase di solidificazione ed è strettamente legata alla presenza di elementi leganti nella lega. Maggiore è il quantitativo di elementi presenti in una lega e minore sarà il ritiro del getto. La contrazione volumetrica concorre alla formazione di porosità e vuoti all'interno del getto.



Figura 3 esempio variazione volume in funzione della temperatura del getto [6]

Due ulteriori tipologie di difetti, legati alla contrazione volumetrica, sono le fratture a freddo e le fratture a caldo. Le fratture a caldo sono generate dalle disuniformità di raffreddamento dello stampo durante la fase di solidificazione (alte temperature); la differente temperatura di due zone confinanti causa due differenti contrazioni volumetriche dando origine a degli stati tensionali nel pezzo [3]. Ogni lega presenta una suscettibilità differente a seconda della composizione. Le fratture a freddo, invece, si generano nella fase di raffreddamento del getto solidificato, quando la contrazione volumetrica genera delle tensioni superficiali superiori alla resistenza meccanica della lega.

La porosità contraddistingue tutti i componenti realizzati con processi di fonderia. Le principali cause della porosità sono la contrazione volumetrica, la formazione di ossidi durante il processo e l'intrappolamento di gas all'interno del getto. La sua formazione può essere ostacolata agendo sui parametri del processo (velocità d'iniezione e pressione di mantenimento) e mediante l'utilizzo di leghe con un range di temperatura di congelamento ristretto. La pressocolata è il processo con la maggior formazione di porosità, causata principalmente dal moto turbolento della lega fusa in ingresso all'interno dello stampo e dal suo rapido raffreddamento.

Nelle leghe di alluminio utilizzate nei processi di fonderia, si cerca di limitare il contenuto di ferro all'interno della lega. L'incremento della percentuale di ferro in una lega causa una diminuzione della duttilità del componente finale e l'aumento della porosità [7], tuttavia nelle leghe utilizzate per la pressocolata si aggiunge in percentuale limitata (assieme a manganese e titanio), per agevolare l'estrazione del pezzo finale e prevenire il fenomeno della saldatura del pezzo allo stampo [8].

La saldatura del pezzo allo stampo (soldering), è dovuta alla formazione di fasi intermetalliche sulla superficie d'interfaccia tra stampo e pezzo, causate dall'alta temperatura della superficie dello stampo [3] [9]. Le dirette conseguenze di tale fenomeno sono la scarsa finitura superficiale del pezzo, la formazione di ossidi sulla superficie dello stampo e la riduzione della vita utile dello stesso. Per poter prevenire il soldering si interviene sulla composizione dello stampo e sulla temperatura di iniezione della lega, oltre che cercare di ridurre la temperatura superficiale dello stampo.

Nel processo di pressocolata si prediligono leghe di alluminio-silicio (Al-Si), eutettiche o ipoeutettiche per il generoso contributo offerto dal silicio alla fluidità della lega. A differenza delle altre leghe, come ad esempio alluminio-rame (Al-Cu), le leghe Al-Si non presentano una buona resistenza meccanica e per questo si aggiungono alla lega elementi come magnesio e rame [6].

1.3 Trasferimento di calore durante lo stampaggio

Nel corso di un ciclo di stampaggio per pressocolata, il sistema di stampaggio è soggetto a differenti temperature. Tali temperature, non sono costanti durante tutto il ciclo, ma crescono all'ingresso del metallo fuso nella cavità e decrescono fino alla temperatura di estrazione del pezzo (Figura 4).



Figura 4 esempio dell'andamento delle temperature di stampo e lega fusa durante il processo di stampaggio [10]

La temperature in gioco, in particolare le temperature dello stampo e della lega fusa, devono essere controllate per poter garantire:

- Qualità del componente
- Ritmo di produzione
- Durata dello stampo.

I difetti che possono insorgere sul componente da realizzare dipendono, come visto nel precedente paragrafo, dalla temperatura della superficie dello stampo e dalla capacità dello stampo di estrarre calore. La velocità con cui il calore viene estratto dal componente determina la microstruttura del getto, strettamente legata alle caratteristiche meccaniche del componente [11].

Inoltre, la capacità di estrarre calore, più o meno velocemente, influisce sul tempo di solidificazione della lega causando l'aumento o la diminuzione del ritmo di produzione del componente. Nonostante i numerosi effetti positivi dovuti al rapido raffreddamento della lega, la temperatura dello stampo deve essere mantenuta all'interno di un determinato range di valori durante il ciclo. La differenza di temperatura, all'inizio del processo, genera delle sollecitazioni interne allo stampo, maggiore è la differenza di temperatura e maggiore sarà la sollecitazione, provocando l'usura prematura dello stampo sollecitato a fatica termica [12].

La progettazione di uno stampo deve tenere in considerazione, non solo gli aspetti legati alla geometria del getto ma anche lo scambio termico del sistema. Il ruolo di uno stampo all'interno di un sistema può essere assimilato a quello di uno scambiatore di calore tra la massa fusa, il fluido refrigerante e l'ambiente esterno.

Il cuore della gestione termica del processo è il sistema di raffreddamento dello stampo. I sistemi di raffreddamento tradizionali utilizzano dei canali ricavati all'interno dello stampo mediante processi

di foratura per far scorrere all'interno acqua, meno frequentemente olio. Le limitazioni imposte dalle lavorazioni e dalla geometria dello stampo rendono necessario l'utilizzo di soluzioni alternative. In alcuni casi, si ricorre all'utilizzo di canali rettilinei in cui il fluido refrigerante viene indirizzato mediante una tubazione (Jet Cooler) o una lama in ottone (Figura 5).



Figura 5 Raffreddamento a fontana [10]

2 Richiami di termofluidodinamica [13] [14] [15]

2.1 Ipotesi del continuo

Un fluido è un corpo materiale composto da molecole disposte a distanza reciproca grande rispetto alle loro dimensioni. L'individuazione di una grandezza fisica puntuale in un volume infinitesimo dipende fortemente dalla presenza delle molecole nel volume all'istante considerato. Data l'elevata complessità della trattazione matematica delle grandezze fisiche di un elemento discontinuo, si ricorre all'*ipotesi del continuo:* le grandezze fisiche fanno riferimento ad un volume di fluido (particella fluida), abbastanza grande da poter contenere un numero sufficiente di molecole, per il quale si può ammettere che il fluido sia un sistema continuo.

Al baricentro di una particella fluida P, definito nello spazio di coordinate cartesiane *x*, *y*, *z*, è possibile assegnare ad un certo istante *t* determinati valori di densità $\rho(x, y, z, t)$, velocità **v** (*x*, *y*, *z*, *t*), pressione p (*x*, *y*, *z*, *t*) e qualsiasi altra grandezza fisica.

2.2 Stato tensionale di un fluido

La descrizione degli sforzi agenti su un volume di fluido in movimento (Figura 6) può essere effettuata mediante il tensore degli sforzi $[\sigma]$

$$[\boldsymbol{\sigma}] = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix}$$
(2.1)

Figura 6 Significato fisico delle componenti del tensore degli sforzi agenti su una particella

Gli elementi diagonali ($\sigma_{11} \sigma_{22} e \sigma_{33}$) identificano gli sforzi normali ai piani coordinati, mentre i sei termini non diagonali sono detti sforzi tangenziali o di taglio ($\sigma_{12}\sigma_{13}\sigma_{23}\sigma_{21}\sigma_{31}\sigma_{32}$).

Il tensore degli sforzi si può scrivere anche come somma di due tensori.

$$[\boldsymbol{\sigma}] = p[\boldsymbol{I}] + [\boldsymbol{\tau}] \tag{2.2}$$

Questa suddivisione è utile per l'interpretazione degli sforzi, in quanto suddivide la trattazione degli effetti dovuti ad una componente isotropa data dall'equilibrio termodinamico e quelli dovuti ad una componente anisotropa causata dalla disuniformità del campo di moto nell'intorno del punto considerato. Il termine p equivale alla pressione dinamica ($p_d = 1/3\sigma_{ii}$) esercitata sul volume di fluido. In condizioni statiche il termine p può essere ricondotto alla pressione statica del fluido (fluido stokesiano).

2.3 Le relazioni costitutive di Navier-Stokes

Le relazioni costitutive di Navier-Stokes consentono la scrittura del tensore degli sforzi (2.1) in un riferimento cartesiano nel seguente modo:

$$\sigma_{11} = p - 2\mu \frac{\partial v_1}{\partial x_1} + \frac{2}{3}\mu \left(\frac{\partial v_1}{\partial x_1} + \frac{\partial v_2}{\partial x_2} + \frac{\partial v_3}{\partial x_3}\right) \quad \tau_{12} = -\mu \left(\frac{\partial v_1}{\partial x_2} + \frac{\partial v_2}{\partial x_1}\right) \tag{2.3}$$

$$\sigma_{22} = p - 2\mu \frac{\partial v_2}{\partial x_2} + \frac{2}{3}\mu \left(\frac{\partial v_1}{\partial x_1} + \frac{\partial v_2}{\partial x_2} + \frac{\partial v_3}{\partial x_3}\right) \quad \tau_{23} = -\mu \left(\frac{\partial v_2}{\partial x_3} + \frac{\partial v_3}{\partial x_2}\right) \tag{2.4}$$

$$\sigma_{11} = p - 2\mu \frac{\partial v_3}{\partial x_3} + \frac{2}{3}\mu \left(\frac{\partial v_1}{\partial x_1} + \frac{\partial v_2}{\partial x_2} + \frac{\partial v_3}{\partial x_3}\right) \quad \tau_{13} = -\mu \left(\frac{\partial v_1}{\partial x_3} + \frac{\partial v_3}{\partial x_1}\right) \tag{2.5}$$

Il termine μ , viscosità del fluido, mette in relazione le componenti del tensore deviatorico [τ] e le velocità di scorrimento angolare o di allungamento.

2.4 Leggi di conservazione

Una qualsiasi legge di conservazione di una quantità scalare y_{Ω} per unità di volume, definita in un volume Ω racchiuso dalla superficie A, può essere ricondotta alla seguente forma (integrodifferenziale) generale:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{\Omega} y_{\Omega} \, d\Omega + \oint_{A} \boldsymbol{F} \cdot \boldsymbol{dA} = \int_{\Omega} Q_{\Omega} \, d\Omega + \oint_{A} \boldsymbol{Q}_{A} \cdot \boldsymbol{dA}$$
(2.6)

Tale equazione riassume in forma integrale il principio di conservazione, secondo cui la variazione nel tempo della quantità scalare y_{Ω} è uguale alla somma algebrica, dei flussi attraverso la superficie A e alle sorgenti di y_{Ω} di volume (Q_{Ω}) e di superficie (Q_A) .

La formula (2.6) può essere riscritta anche per una grandezza vettoriale y_{Ω} nella seguente formulazione.

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{\Omega} \boldsymbol{y}_{\Omega} \, d\Omega + \oint_{A} [\boldsymbol{F}] \cdot \boldsymbol{dA} = \int_{\Omega} \boldsymbol{Q}_{\Omega} \, d\Omega + \oint_{A} [\boldsymbol{Q}_{A}] \cdot \boldsymbol{dA}$$
(2.7)

Per entrambe le equazioni è possibile passare ad una formulazione differenziale mediante l'applicazione del teorema di Gauss agli integrali di superficie.

$$\frac{\partial y_{\Omega}}{\partial t} + \nabla \cdot (F - Q_A) = Q_{\Omega}$$
(2.8)

$$\frac{\partial \boldsymbol{y}_{\boldsymbol{\Omega}}}{\partial t} + \nabla \cdot ([\boldsymbol{F}] - [\boldsymbol{Q}_{\boldsymbol{A}}]) = [\boldsymbol{Q}_{\boldsymbol{\Omega}}]$$
(2.9)

2.4.1Equazione di continuità

Il principio di conservazione della massa esprime il concetto di conservazione della materia derivato dalla legge di Lavoisier, secondo cui la materia non si può né distruggere né creare.

Come tutte le leggi di conservazione può essere espressa mediante la formulazione integrale vista nell' equazione (2.6). In questo caso la grandezza scalare considerata è la densità di massa ρ (*x*, *y*, *z*, *t*) [$\frac{kg}{m^3}$] e gli unici contribuiti alla variazione della stessa sono dati dai flussi attraverso la superficie A considerata (2.7).

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{\Omega} \rho \, d\Omega + \oint_{A} \rho \mathbf{v} \cdot \boldsymbol{dA} = \mathbf{0}$$
(2.7)

L' equazione di continuità (2.8) non è altro che la formulazione differenziale della legge di conservazione della massa (2.7).

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0 \qquad (2.8)$$

L'eq. (2.8) può essere espressa anche come:

$$\frac{d\rho}{dt} + \rho \,\nabla \cdot \mathbf{v} = 0 \tag{2.9}$$

Se si considera un fluido incomprimibile, in condizioni di stazionarietà la densità è per definizione costante e l'equazione di continuità diventa:

$$\nabla \cdot \mathbf{v} = 0 \tag{2.10}$$

Mediante l'equazione (2.10) si dimostra che il campo del vettore velocità è solenoidale.

Nello studio macroscopico di un volume di fluido Ω si utilizza un'altra formulazione dell'equazione di continuità detta equazione globale di continuità.

Se si considera un vettore perpendicolare n alla superficie A, la quantità di massa che attraversa la superficie infinitesima dA in un intervallo di tempo dt è pari a:

$$\rho v_n \, dA \, dt \tag{2.11}$$

Dove v_n è la componente della velocità nella direzione normale n.

Sostituendo l'equazione (2.11) nella (2.7) è possibile ottenere l'equazione globale di continuità:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{\Omega} \rho \, d\Omega + \oint_{A} \rho v_n \, dA = \mathbf{0}$$
(2.12)

che per un fluido incomprimibile diventa:

$$\oint_{A} v_n \, dA = \mathbf{0} \tag{2.13}$$

Data la definizione di portata elementare dQ (2.14) attraverso dA, per un fluido incomprimibile la somma delle portate in ingresso eguaglia la somma delle portate in uscita dal volume considerato (2.15).

$$\int_{Q} dQ = \oint_{A} v_n \, dA = \mathbf{0} \tag{2.14}$$

$$Q_{in} = Q_{out} \tag{2.15}$$

2.4.2 Equazione di bilancio della quantità di moto

Dalla seconda legge di Newton la variazione della quantità di moto di un sistema fisico è causata dalle forze che agiscono sul sistema. Le forze si suddividono principalmente in forze interne descritte dalle equazioni (2.3) (2.4) (2.5) e forze esterne che, a loro volta, possono essere ricondotte ad un vettore risultante per unità di volume f_e .

Seguendo gli stessi passaggi, visti per l'equazione di continuità, è possibile scrivere la formulazione integro-differenziale della conservazione della quantità di moto

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{\Omega} \rho \mathbf{v} \, d\Omega + \oint_{A} \rho \, \mathbf{v} \otimes \mathbf{v} \cdot dA = \int_{\Omega} \rho f_e \, d\Omega + \oint_{A} [\boldsymbol{\sigma}] \cdot dA \tag{2.16}$$

Scomponendo il tensore degli sforzi $[\sigma]$ nelle sue componenti, l'equazione (2.16) diventa

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{\Omega} \rho \mathbf{v} \, d\Omega + \oint_{A} \rho \, \mathbf{v} \otimes \mathbf{v} \cdot dA = \int_{\Omega} \rho f_e \, d\Omega - \oint_{A} p \, dA - \oint_{A} [\tau] \cdot dA \tag{2.17}$$

Mediante l'applicazione del teorema di Gauss si ottiene l'equazione differenziale (2.18)

$$\frac{\partial(\rho \mathbf{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \otimes \mathbf{v} + p\mathbf{I} + [\tau]) = \rho \boldsymbol{f}_e$$
(2.18)

L'equazione (2.18) facendo uso della dell'operatore sostanziale diventa:

$$\rho \frac{d\mathbf{v}}{dt} = -\nabla \mathbf{p} - \nabla \cdot [\boldsymbol{\tau}] + \rho \boldsymbol{f}_e \qquad (2.19)$$

2.4.3 Equazione di conservazione dell'energia

Il primo principio della termodinamica stabilisce che l'energia totale di un sistema varia in conseguenza ai contributi di lavoro e calore trasmessi al sistema. Nell'enunciato si fa riferimento all'energia totale intensiva (e_t) , definita come la somma di energia meccanica (e_m) e energia interna del sistema (e_i) . È importante precisare che le tre componenti dell'energia totale, energia interna, energia cinetica ed energia potenziale non possono essere viste singolarmente come quantità di energia conservata.

La legge di conservazione dell'energia meccanica può essere scritta nel seguente modo

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{\Omega} \rho e_t \, d\Omega = \oint_A \boldsymbol{f} \cdot \boldsymbol{dA} \tag{2.20}$$

Il termine f rappresenta il flusso di energia totale che a sua volta è definito come somma di una componente inerziale, termica (diffusiva) e meccanica.

$$\boldsymbol{f} = \boldsymbol{f}_i + \boldsymbol{f}_t + \boldsymbol{f}_m \tag{2.21}$$

• La componente di flusso inerziale è definita:

$$\boldsymbol{f}_{i} = \rho \boldsymbol{e}_{t} \mathbf{v} \tag{2.22}$$

• Il flusso termico:

$$\boldsymbol{f}_{t} = -k\nabla T = -\rho c_{p} \alpha \nabla T = \boldsymbol{q}_{\alpha}$$
(2.23)

Dove k è la conduttività termica del materiale, α la diffusività termica e c_p è il calore specifico a pressione costante.

• Il flusso meccanico

$$\boldsymbol{f}_{\boldsymbol{m}} = [\boldsymbol{\sigma}] \cdot \mathbf{v} \tag{2.24}$$

La scrittura in forma canonica della legge di conservazione dell'energia è la seguente:

$$\frac{\partial(\rho e_t)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho e_t \mathbf{v} + \boldsymbol{q}_{\alpha} + [\boldsymbol{\sigma}] \cdot \mathbf{v}) = 0$$
(2.25)

2.5 Equazioni di Navier-Stokes

Raggruppando le leggi di conservazione espresse in precedenza si ottengono le equazioni di Navier-Stokes, di seguito proposte con l'ipotesi di fluido newtoniano.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0 \tag{2.8}$$

$$\frac{\partial(\rho \mathbf{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \otimes \mathbf{v} + p\mathbf{I} + [\boldsymbol{\tau}]) = \rho \boldsymbol{f}_e$$
(2.18)

$$\frac{\partial(\rho e_t)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho e_t \mathbf{v} - k\nabla T + \mathbf{p}[\mathbf{I}] \cdot \mathbf{v} - [\mathbf{\tau}] \cdot \mathbf{v}) = 0$$
(2.25)

Le equazioni di Navier-Stokes rappresentano la base di partenza per la risoluzione dei problemi di termofluidodinamica. La presenza di una componente convettiva dell'accelerazione rende la risoluzione analitica generale di queste equazioni, estremamente complessa da non aver ottenuto ad oggi una soluzione.

2.6 Turbolenza

Il moto di un fluido assume comportamenti differenti a seconda che si trovi in condizione laminare o turbolento. Nel primo caso, le particelle fluide hanno un movimento ordinato lungo la direzione complessiva del fluido (Figura 7 a), mentre nel secondo caso presentano anche un moto disordinato di agitazione (Figura 7 b). Per capire in che condizione di moto il fluido si trova è necessario ricorrere al numero di Reynolds definito come:

$$Re = \frac{\rho VL}{\mu} \tag{2.26}$$

Dove con V si intende la velocità media del fluido, mentre il termine L fa riferimento alla lunghezza caratteristica del caso di studio. Il numero di Re esprime la relazione tra sforzi tangenziali turbolenti e quelli viscosi. Quanto più è alto il numero di Reynolds maggiore sarà la turbolenza nel moto del fluido considerato.



Figura 7 (a) regime di moto laminare (b) regime di moto turbolento

La difficoltà che si viene a creare, nel determinare il moto turbolento di una particella, complica la risoluzione delle equazioni di Navier-Stokes. Per limitati valori di Re e geometrie relativamente semplici è possibile ricorrere ad una risoluzione diretta delle equazioni, Direct Numerical Simulation (DNS). Nella maggior parte dei casi non è possibile ricorrere ad una DNS ed è necessario ricorrere a dei metodi approssimati denominati Reynolds Averaged Navier-Stokes (RANS) e Large Eddy Simulation (LES).

2.6.1 Reynolds Averaged Navier-Stokes

L'approssimazione proposta da Reynolds consiste nello scomporre le variabili in gioco in due componenti, una componente mediata nel tempo caratteristico della turbolenza T ed una componente di fluttuazione. Tale suddivisione viene effettuata sia per le grandezze vettoriali, come la velocità (Figura 8), che per le grandezze scalari in gioco.

Presa ϕ , una generica grandezza incognita del problema essa viene scomposta nel seguente modo:

$$\varphi = \overline{\Phi} + \varphi' \tag{2.27}$$

In (2.27) il termine $\overline{\Phi}$ è un valore mediato nel tempo caratteristico della turbolenza T, mentre il valore φ' rappresenta la fluttuazione istantanea della grandezza (incognita).



Figura 8 Rappresentazione valore medio velocità v

Dalla loro definizione è possibile estrarre alcune importanti proprietà:

media temporale
$$\overline{\Phi} = \frac{1}{\Delta T} \int_{t}^{t+T} \varphi(t) dt$$
 (2.28)

Media temporale fluttuazioni
$$\overline{\phi'} = \frac{1}{\Delta T} \int_{t}^{t+T} \phi'^{(t)} dt = 0$$
 (2.29)

varianza
$$\overline{(\phi')^2} = \frac{1}{\Delta T} \int_t^{t+T} \phi'(t) dt$$
 (2.30)

Sostituendo i termini scomposti per tutte le grandezze in gioco nelle equazioni di Navier Stokes (2.8) e (2.18), esse possono essere riscritte in notazione di Einstein nel seguente modo.

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\bar{\rho} \bar{v}_i \right) = 0$$
(2.31)

$$\frac{\partial(\bar{\rho}\overline{v}_{l})}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_{j}}\left(\bar{\rho}\,\overline{v_{l}}\overline{v_{j}}\right) = -\frac{\partial\bar{p}}{\partial x_{i}} + \frac{\partial}{\partial x_{j}}\left[\mu\left(\frac{\partial\bar{v}_{l}}{\partial x_{j}} + \frac{\partial\bar{v}_{j}}{\partial x_{i}}\right) - \frac{2}{3}\delta_{ij}\frac{\partial\bar{v}_{l}}{\partial x_{i}}\right] + \frac{\partial}{\partial x_{j}}\left(-\bar{\rho}\,\overline{v'_{l}}\overline{v'_{j}}\right) \quad (2.32)$$

Le equazioni (2.31) e (2.32) hanno la stessa forma delle equazioni (2.8) e (2.18) ma in questo caso le variabili e le velocità sono prese come valore mediato. Inoltre, nell'eq (2.32) è presente un termine direttamente dipendente dalla turbolenza, $-\bar{\rho} \overline{v'_{l}v'_{l}}$, denomitati sforzi di Reynolds.

Gli sforzi di Reynolds racchiudono gli effetti della turbolenza e necessitano di una modellizzazione matematica. La modellizzazione della turbolenza è un argomento discusso tuttora nel mondo scientifico, in quanto non esiste un modello unico ed è strettamente legata alle capacità

computazionali a disposizione. Tali modelli sono chiamati modelli di chiusura della turbolenza ed i più utilizzati sono il modello k- ϵ e il modello SST k- ω .

2.6.2 Ipotesi di Boussinesq

I modelli di chiusura della turbolenza, k- ε e SST k- ω , vengono impiegati nella maggior parte delle applicazioni ingegneristiche perché riescono ad offrire, con un relativamente basso sforzo computazionale, risultati con un grado di approssimazione accettabile.

Entrambi si basano sull'ipotesi di Boussinesq che mette in relazione gli sforzi di Reynolds con il gradiente della velocità media (2.33).

$$\left(-\bar{\rho}\,\overline{\mathbf{v}'_{\iota}\mathbf{v}'_{J}}\right) = \mu_{t}\left(\frac{\partial\bar{\mathbf{v}_{\iota}}}{\partial x_{j}} + \frac{\partial\bar{\mathbf{v}_{J}}}{\partial x_{i}}\right) - \frac{2}{3}\left(\bar{\rho}k + \mu_{t}\frac{\partial\bar{\mathbf{v}_{\iota}}}{\partial x_{i}}\right)\delta_{ij}$$
(2.33)

Il termine k rappresenta l'energia cinetica turbolenta mentre μ_t è la viscosità turbolenta (eddy viscosity). Il termine μ_t non è una proprietà del fluido ma dipende dal campo di moto e dalla posizione. Attraverso l'ipotesi di Boussinesq è possibile individuare la componente degli sforzi di Reynolds passando dalla determinazione di $k \in \mu_t$. I due termini sono calcolati con l'aggiunta di due equazioni del trasporto che si differenziano a seconda del modello di chiusura della turbolenza utilizzato.

2.6.3 Modello di chiusura k-ε

L'obiettivo principale della modellizzazione della turbolenza è quello di tenere in considerazione gli effetti di generazione, distribuzione e dissipazione delle variabili del problema, che la condizione del moto ha sulla risoluzione. Il modello di chiusura k- ε , si basa sulla definizione di due equazioni del trasporto. Un'equazione del trasporto dell'energia turbolenta *k* (2.34) e un'equazione del trasporto per il tasso di dissipazione dell'energia ε (2.35).

$$\frac{\partial(\bar{\rho}\mathbf{k})}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\bar{\rho} \,\overline{v_l} k\right) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \varepsilon \bar{\rho} - Y_M \tag{2.34}$$

$$\frac{\partial(\bar{\rho}\varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\bar{\rho} \,\bar{v}_i \varepsilon\right) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \bar{\rho} \frac{\varepsilon^2}{k}$$
(2.35)

In queste equazioni, i termini G_k e G_b rappresentano la generazione di energia cinetica, dovuta rispettivamente alla velocità media del sistema e alle forze di galleggiamento (le forze di galleggiamento sono trascurabili). Y_M considera la dilatazione variabile del fluido (gas) in regime turbolento. Mentre le costanti $C_{1\varepsilon}$, $C_{2\varepsilon}$ $C_{3\varepsilon}$ σ_{ε} e σ_k sono state ricavate sperimentalmente, attraverso l'analisi di moti turbolenti reali.

Il valore di μ_t viene calcolato nel seguente modo

$$\mu_t = C_{\mu} \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \tag{2.36}$$

Dove C_{μ} è un termine costante.

2.6.4 Modello di chiusura SST k-ω

Il modello k- ω SST (Shear Stress Transport), nasce dall'esigenza di unire la qualità dei risultati in prossimità della parete bagnata dal fluido, ottenuti con il metodo k- ω , a quelli ottenuti nella regione completamente turbolenta con il modello k- ε .

Le due equazioni del trasporto, per questo modello, risultano espresse attraverso k e il fattore di dissipazione specifica $\omega (= \epsilon/k)$.

$$\frac{\partial(\bar{\rho}k)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\bar{\rho} \ \bar{v}_l k\right) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - Y_k$$
(2.37)

$$\frac{\partial(\bar{\rho}\omega)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\bar{\rho} \ \bar{v}_i \omega\right) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_\omega - Y_\omega$$
(2.38)

In questo caso, $G_k \in G_\omega$ rappresentano i termini di generazione di $k \in \omega$ mentre $Y_k \in Y_\omega$ rappresento la componente di dissipazione dei due valori dovuta alla turbolenza.

L'espressione per il calcolo della viscosità turbolenta è la seguente

$$\mu_t = \frac{\bar{\rho}k}{\omega} \frac{1}{max \left[\frac{1}{\alpha^*}, \frac{SF_2}{\alpha_1 \omega}\right]}$$
(2.39)

I coefficienti $\alpha^* \in \alpha_1$, lo strain rate magnitude *S* e la blending function F_2 sono dei valori calcolati in base alla posizione della particella fluida nel volume di calcolo.

2.6.5 Approssimazione di Reynolds per equazione dell'energia

Nella trattazione della turbolenza effettuata precedentemente non è stata volutamente descritta la variazione dell'eq. (2.25), data dall'equilibrio dell'energia totale. Anche quest'ultima equazione subisce una variazione dovuta all'approssimazione di Reynolds, di cui si deve tenere conto quando in un problema è presente un gradiente termico, in quanto non è possibile trascurare il termine aggiuntivo dovuto alla diffusione termica data dalla turbolenza.

$$\frac{\partial(\bar{\rho}e_t)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\bar{v}_i (\bar{\rho}e_t + \bar{p}) \right] = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(k_{eff} \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_j} + \bar{v}_i (\tau_{ij})_{eff} \right)$$
(2.40)

$$\left(\tau_{ij}\right)_{eff} = \left[\mu_{eff}\left(\frac{\partial \overline{v_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{v_j}}{\partial x_i}\right) - \frac{2}{3}\mu_{eff}\frac{\partial \overline{v_i}}{\partial x_i}\delta_{ij}\right]$$
(2.41)

Il termine k_{eff} è la diffusività del fluido corretta per tenere in considerazione il moto turbolento del fluido. $(\tau_{ij})_{eff}$, espresso dalla formula (2.41), rappresenta il tensore degli sforzi effettivo, per cui si tiene in considerazione il riscaldamento offerto dall'azione degli sforzi viscosi.

2.7 Teorema di Bernoulli e perdite di carico

Partendo dall'equazione di bilancio della quantità di moto (2.18) ed applicandola ad un fluido privo di effetti viscosi e ipotizzato in condizioni di moto stazionario, si ottiene la seguente equazione:

$$\rho \mathbf{v} \cdot \nabla \mathbf{v} = -\nabla \mathbf{p} - \rho g \nabla z \qquad (2.42)$$

Il termine $-\rho g \nabla z$ è la componente dovuta alla forza di gravità, in questo caso considerata come unica forza agente sul sistema. Moltiplicando scalarmente l'equazione (2.42) per il versore \boldsymbol{u}_s ($\boldsymbol{v} = v \boldsymbol{u}_s$) e suddividendola per lo scalare ρg . Definito \boldsymbol{ds} come lo spostamento misurato lungo la linea di corrente determinata da \boldsymbol{u}_s . Dopo alcuni passaggi matematici è possibile ottenere l'equazione (2.43)

$$\frac{d}{ds}\left(\frac{v^2}{2g}\right) + \frac{1}{\rho g}\frac{dp}{ds} + \frac{dz}{ds} = 0$$
(2.43)

che applicata ad un fluido incomprimibile ($\frac{d\rho}{ds} = 0$, $\gamma = \rho g$) diventa:

$$\frac{d}{ds}\left(\frac{v^2}{2g} + \frac{p}{\gamma} + z\right) \Rightarrow \frac{v^2}{2g} + \frac{p}{\gamma} + z = cost$$
(2.44)

L'espressione (2.44) definisce il teorema di Bernoulli, anche detto trinomio di Bernoulli. Tale espressione ha un forte significato energetico in quanto rappresenta l'energia meccanica totale posseduta da una particella di fluido. Ogni componente del trinomio è associabile ad una componente energetica.

Il teorema di Bernoulli è stato ricavato sotto l'ipotesi di fluido ideale, un fluido praticamente inesistente. Fortunatamente, i fluidi più comuni quali aria ed acqua presentano dei coefficienti di viscosità molto bassi, tanto da poter essere considerati non viscosi per alcune applicazioni, quando ad esempio le variazioni di energia meccanica totale del sistema, dovute ad altri fenomeni, sono superiori a quella causata dalla componente viscosa.

Per tenere in considerazione tutti i fenomeni di degradazione dell'energia nella pratica, si ricorre all'inserimento di una quota aggiuntiva legata alla perdita di carico nell'equazione (2.44). Le perdite di carico in un sistema possono essere a loro volta suddivise in perdite di carico distribuite (Δ H) e perdite di carico localizzate (Δ h).

$$\frac{v_1^2}{2g} + \frac{p_1}{\gamma} + z_1 = \frac{v_2^2}{2g} + \frac{p_2}{\gamma} + z_2 + \Delta H + \Delta h$$
(2.45)

2.7.1 Perdite di carico distribuite

Il movimento di fluidi reali, quali l'acqua, all'interno di condotti provoca una perdita di carico distribuita, strettamente dipendente dalla geometria della condotta (D e l), scabrezza delle pareti (ε), moto (V) e proprietà del fluido ($\rho \in \mu$).

$$\Delta p = \Phi(V, D, l, \varepsilon, \mu, \rho) \tag{2.46}$$

Visti i numerosi parametri da cui la variazione di energia dipende (7), si cerca di descrivere il problema utilizzando un approccio adimensionalizzato (2.47). Applicando il teorema di Buckingham, si dimostra che la perdita di carico (adimensionalizzata) è proporzionale a tre coefficienti [16].

$$\frac{\Delta p}{\frac{1}{2}\rho V^2} = \Phi\left(Re, \frac{l}{D}, \frac{\varepsilon}{D}\right)$$
(2.47)

2.7.1.1 Perdite di carico nei tubi

Il gradiente di pressione che si instaura ai capi di una tubazione con sezione costante (velocità in ingresso uguale alla velocità in uscita), variazione di altezza geodetica trascurabile ($\Delta z = 0$), moto completamente sviluppato e stazionario può essere calcolato con la seguente formula

$$\Delta p = f \frac{l}{D} \frac{\rho V^2}{2} \tag{2.48}$$

La rispettiva perdita di carico viene ricavata con l'equazione (2.49), denominata equazione di Darcy-Weisbach

$$\Delta h = f \frac{l}{D} \frac{V^2}{2g} \tag{2.49}$$

Per il calcolo del coefficiente f funzione sia del numero di Reynolds (Re) che della scabrezza relativa $\left(\frac{\varepsilon}{D}\right)$, esistono differenti formule empiriche, ricavate attraverso prove sperimentali. In linea generale

l'andamento del coefficiente f al variare del numero di Reynolds può avere tre andamenti differenti, distinti in base al regime del moto: laminare, turbolento o di transizione da un regime all'altro.

In Figura 9 è riportato il diagramma di Moody ottenuto mediante prove sperimentali per un tubo con sezione circolare e diametro D, che dimostra la variazione dell'andamento di f al variare del numero di Reynolds.



Figura 9 Diagramma di Moody [16]

Colebrook attraverso l'osservazione di alcune prove sperimentali ha ricavato una formula empirica per l'approssimazione del coefficiente f (2.50) (regime turbolento).

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2\log(\frac{\varepsilon D}{3.7} + \frac{2.51}{Re\sqrt{f}})$$
(2.50)

Nella pratica, si ricorre a formule empiriche di diretta derivazione dalla formula di Colebrook ma modificate per evitarne la risoluzione mediante metodi iterativi. L'equazione seguente rappresenta un estensione del calcolo a condotte con sezione non circolare.

$$f = \begin{cases} \frac{\frac{k_s}{Re}}{Re} & laminare\\ f_L + \frac{f_T - f_L}{Re_T - Re_L} (Re - Re_L) & zona \ di \ transizione & (2.51)\\ \hline \left(-1.8 \log \left(\frac{6.9}{Re} + \left(\frac{r/D_h}{3.7} \right)^{1.11} \right) \right)^2 & Turbolento \end{cases}$$

Nell'equazione (2.51) per il calcolo di f, in condizioni di moto laminare, il coefficiente k_s dipende dalla geometria ed è un valore costante. Mentre, nell'equazione di f, in regime di moto turbolento, D_h è il diametro idraulico della condotta (definito come $\sqrt{\frac{4Area}{\pi}}$), e r è il valore di scabrezza equivalente in sabbia. Quando il fluido è in un regime tale da trovarsi in una condizione di transizione il valore di f viene ricavato per interpolazione, prendendo come valori estremi, f calcolato al valore di Re sopra il quale il regime è turbolento (Re_T) e il valore al disotto del quale il regime è laminare (Re_L).

2.7.2 Perdite di carico localizzate

Le perdite di carico localizzate sono associate a casi in cui il moto regolare del fluido incontra una brusca variazione della geometria del tubo in cui scorre o degli impedimenti. L'effetto che queste perdite hanno sulla variazione di energia viene ricavato inserendo un coefficiente di perdita di carico K. Il coefficiente K ha lo stesso ruolo che la componente $f \frac{l}{D}$ ha per le perdite di carico distribuite, ovvero esprimere la perdita di carico in relazione all'altezza cinetica della corrente.

$$\Delta h = K \frac{V^2}{2g} \tag{2.52}$$

Per definizione il coefficiente K è il rapporto tra la variazione di pressione totale (pressione statica + pressione dinamica), mediata sulla portata massica, e l'energia cinetica in una sezione arbitraria del flusso [17].

$$p_{tot} = p + p_d = p + \frac{\rho V^2}{2}$$

$$K = \frac{2\Delta p_{tot}}{\rho V^2}$$
(2.53)

Se la sezione in ingresso è uguale a quella in uscita, allora la variazione di pressione totale
$$\Delta p_{tot}$$
 coincide con la variazione di pressione manometrica Δp .

3 Analisi influenza parametri di progettazione dei canali sulla solidificazione della lega

Questo capitolo ha l'obiettivo di descrivere tutte le fasi dell'indagine per l'individuazione dell'effetto sulla solidificazione dell'alluminio di quattro parametri, due parametri riguardanti le temperature di funzionamento dell'inserto (Temperatura acciaio e Temperatura canali) e due parametri geometrici (Diametro canali e Distanza alluminio-canali). L'indagine è basata su due analisi, l'analisi fattoriale completa su due livelli e l'analisi con metodologia delle superfici di risposta; entrambe eseguite mediante l'approccio statistico denominato Design of Experiments (DoE). Il DoE è definito come "*il processo di pianificazione, progettazione e analisi degli esperimenti in grado di condurre a conclusioni oggettive effettive ed efficienti* "[18] le cui fasi principali sono:

- Definizione del problema;
- Progettazione degli esperimenti;
- Esecuzione e Monitoraggio degli esperimenti;
- Analisi dei risultati.

Gli esperimenti condotti, si basano su un modello numerico unico per entrambe le analisi.

3.1 Modello Numerico

Il modello numerico descritto vuole simulare la solidificazione di uno strato di alluminio fuso, a contatto con un inserto raffreddato da tre canali di raffreddamento. Il software utilizzato per la realizzazione del modello è il software Ansys Fluent, il quale oltre a consentire la realizzazione del modello matematico dà anche la possibilità di parametrizzare alcune variabili del problema. La parametrizzazione delle variabili ne facilita la modifica e consente un'analisi più approfondita dell'influenza dei parametri sui risultati.

3.1.1Creazione della geometria



Figura 10 Geometria modello numerico

La geometria dell'inserto con i canali di raffreddamento e del volume di alluminio fluido scelta è riportata in Figura 10. L'inserto è un parallelepipedo con base quadrata 25X25 mm e altezza 55mm. Il volume di alluminio ha uno spessore di 5 mm. I canali attraversano completamente l'inserto, il loro diametro e la distanza minima dall'alluminio variano a seconda del valore inserito nei parametri del problema.

3.1.2 Discretizzazione del dominio (mesh)

L'analisi da effettuare richiede la discretizzazione del dominio in sottodomini più piccoli per poter risolvere le equazioni necessarie alla soluzione del problema [19]. Il dominio dell'inserto (Figura 11) presenta una dimensione degli elementi media di 2,5 mm che, a partire dalla base dell'inserto, via via si riduce fino ad arrivare alla superficie di contatto alluminio-inserto. Per poter ottenere una mesh di questo tipo è stata assegnata una suddivisione BIAS (bias factor= 31) ai bordi del parallelepipedo.

Nelle zone in cui si prevede la presenza di un gradiente termico, zone prossime ai canali di raffreddamento e all'interfaccia fra alluminio e inserto, è stata creata una mesh caratterizzata da elementi prismatici con altezza ridotta (inflation).



Figura 11 Mesh inserto semplificato

3.1.3 Equazione dell'energia per modello di solidificazione

Ansys Fluent richiede, per la risoluzione del modello, di selezionare le equazioni risolutive del problema. Assieme all'equazione dell'energia occorre segnalare al software che il problema ha una fase di solidificazione. L'equazione dell'energia utilizzata dal software per la risoluzione dello scambio termico e della solidificazione ha la seguente forma [20]:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho H) + \nabla \cdot (\mathbf{v}\rho H) = \nabla \cdot (k\nabla T) + S \qquad (3.1)$$

Dove

$$ho = densità del materiale$$

 $\mathbf{v} = velocità del fluido$
 $k = conduttività del materiale$
 $S = (source term) termine che tiene in$
considerazione un apporto di energia al sistema

H = entalpia

Il termine entalpia H(3.2) è dato dalla somma dell'entalpia sensibile (*h*)(3.3) e del calore latente (ΔH) (3.4):

$$H = h + \Delta H \tag{3.2}$$

Dove

$$h_{ref} = entalpia \ di \ riferimento$$

$$h = h_{ref} + \int_{Tref}^{T} c_p dT \qquad (3.3) \qquad T_{ref} = temperatura \ di \ riferimento$$

$$c_p = calore \ specifico \ a \ pressione \ costante$$

$$\beta = liquid \ fraction$$

$$L = calore \ latente \ del \ materiale$$

La frazione di liquido β (3.5) vale 0 quando la temperatura del volume di alluminio è inferiore alla temperatura di solidus T_s ed è uguale a 1 quando temperatura del volume è superiore a quella di liquidus T_l . La frazione di liquido può essere scritta in funzione della temperatura del dominio interessato dal passaggio di stato T:

$$\beta = \frac{T - T_s}{T_l - T_s} \tag{3.5}$$

3.1.4 Proprietà dei materiali

Il modello simula la solidificazione di uno strato di alluminio A319 a contatto con l'acciaio M300, tipico acciaio utilizzato per la realizzazione di inserti in additive manufacturing. Le proprietà dei due materiali sono riportate in Tabella 1 e Tabella 2.

| Proprietà alluminio A319 [21] | | |
|---------------------------------------|---|--|
| | $\rho = 2836, 2 - 0, 3T (273 \le T [K] \le 798)$ | |
| Densità <i>p</i> [kg/m^3] | $\rho = 4204,96 - 2,02T \ (\ 798 \ \leq T[K] \ \leq 898)$ | |
| | $\rho = 2567 - 0,20T \ (898 \le T \ [K] \le 1000)$ | |
| | $c_p = 851,302 \ (0 \le T [K] \le 298)$ | |
| Calore specifico c_p [J/kg-K] | $c_p = 747,\!3+0,\!2T+0,\!0005T^2$ ($298 \leq T \; [K] \leq 780$) | |
| | $c_p = 1207,5$ (780 $\leq T [K] \leq 1000$) | |
| Conduttività termica <i>K</i> [W/m-K] | $K = 76,64 + 0,2633T - 0,0002T^2 (298 \le T [K] \le 798)$ | |

| | $K = 872,7222 + 0,8939T(798 \le T[K] \le 898)$ | | |
|--|--|--|--|
| | $K = 70 \ (898 \le T \ [K] \le 1000 \)$ | | |
| Viscosità µ [kg/m-s] | $\mu = 0,0012$ | | |
| Calore latente L [j/kg] | L = 393000 | | |
| Temperatura di solidus T _s [K] | $T_{s} = 798$ | | |
| Temperatura di liquidus T _l [K] | $T_l = 898$ | | |

Tabella 1 Proprietà alluminio A319

| Proprietà acciaio M300 [22] | | | |
|--|---|--|--|
| Densità ρ [kg/m^3] | ho=8100 | | |
| Calore specifico c _p [J/kg-K] | $c_p = 502,48$ | | |
| Conduttività termine K [W/m K] | $K = 0,011T + 10,97 (293 \le T[K] \le 873)$ | | |
| Conduttivita termica K [W/m-K] | $K = 0,018T + 5,47(873 \le T[K] \le 1300)$ | | |

Tabella 2 Proprietà acciaio M300

3.1.5 Ipotesi e condizioni al contorno

Le ipotesi sulle quali è basato il modello sono le seguenti:

- temperatura della superficie dei canali costante;
- le superfici dell'inserto e dell'alluminio sono adiabatiche;
- la temperatura iniziale dell'alluminio è pari a 973.15 [K];
- si trascura la resistenza termica di contatto tra alluminio e inserto.

Con il parametro **temperatura canali** e il parametro **temperatura acciaio** si fanno variare la temperatura dei canali e la temperatura iniziale dell'acciaio. Per definire una superficie adiabatica, si assegna come condizione al contorno della superficie che il flusso di calore in uscita dalla superficie sia pari a zero.

3.2 Analisi fattoriale completa su due livelli3.2.1 Definizione del problema

L'obiettivo dell'analisi è quello di andare ad individuare i parametri più influenti nella progettazione di un inserto per stampi, realizzato in Additive Manufacturing (AM). L'impiego dell'inserto

realizzato con tecnologie AM ha lo scopo di migliorare le prestazioni dello stampo e la qualità del prodotto. In particolar modo, in questa indagine si è deciso di prestare particolare attenzione alla solidificazione dell'alluminio fuso a contatto con l'inserto.

Il risultato dell'analisi in grado di dare un'informazione quantitativa sulla qualità del processo è il tempo di solidificazione, ovvero il tempo che intercorre fra la condizione in cui lo strato di alluminio è allo stato liquido e la condizione in cui esso è completamente solidificato.

I parametri di progettazione dell'inserto e del processo sono moltissimi e lo studio dell'influenza di ognuno di essi potrebbe richiedere un tempo computazionale elevato. Risulta così fondamentale, in questa fase, selezionare un numero ridotto di parametri. Basandosi sulla conoscenza del processo e l'esistenza di uno studio monodimensionale dello stesso, i parametri selezionati per questa analisi sono i seguenti:

- Distanza alluminio fuso-canale
- Diametro del canale
- Temperatura del canale
- Temperatura iniziale dell'acciaio

Con il termine livello si definisce un valore che ogni variabile può assumere. Per ogni variabile sono stati definiti due livelli visibili nella Tabella 3.

| parametro | livello 0 | livello 1 |
|-------------------------------|-----------|-----------|
| Diametro canale | 3mm | 5mm |
| Distanza alluminio-canale | 3 mm | 5 mm |
| Temperatura iniziale acciaio | 225°C | 275°C |
| Temperatura canali (costante) | 30°C | 90°C |

Tabella 3 Livelli parametri

Il livello 0 o livello base corrisponde al parametro con valore inferiore al parametro con livello 1.

3.2.2 Progettazione degli esperimenti

In questa prima indagine sui parametri del processo, non è necessario approfondire con notevole precisione i risultati che si ottengono con una variazione continua dei parametri. Per questo la scelta di un modello fattoriale completo su due livelli, come metodo di progettazione degli esperimenti. Un modello fattoriale completo su due livelli consiste nell'esecuzione di tutte le possibili combinazioni dei livelli di tutti i fattori. Questo approccio è particolarmente efficiente nei primi passi di uno studio

sperimentale, quando il numero di parametri è inferiore o uguale a quattro [18]. Con il metodo fattoriale completo a due livelli si assume come prima approssimazione che l'andamento della soluzione per i valori interni all'intervallo sia lineare [23].

Il metodo utilizzato comporta l'esecuzione di 2^k simulazioni, dove il valore k è il numero di parametri considerati. Nel nostro caso k vale 4 e le simulazioni dovranno essere 16.

In Tabella 4 sono riportate tutte le possibili combinazioni.

| N° Prova | Diametro canale | Distanza Al- | Temperatura | Temperatura |
|----------|-----------------|--------------|------------------|-------------|
| | [livello] | canale | iniziale acciaio | acqua |
| | | [livello] | [livello] | [livello] |
| 1 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| 2 | 1 | 0 | 0 | 0 |
| 3 | 0 | 1 | 0 | 0 |
| 4 | 0 | 0 | 1 | 0 |
| 5 | 0 | 0 | 0 | 1 |
| 6 | 1 | 1 | 1 | 1 |
| 7 | 1 | 1 | 0 | 0 |
| 8 | 1 | 1 | 1 | 0 |
| 9 | 1 | 0 | 1 | 0 |
| 10 | 1 | 0 | 0 | 1 |
| 11 | 1 | 0 | 1 | 1 |
| 12 | 1 | 1 | 0 | 1 |
| 13 | 0 | 0 | 1 | 1 |
| 14 | 0 | 1 | 0 | 1 |
| 15 | 0 | 1 | 1 | 0 |
| 16 | 0 | 1 | 1 | 1 |

Tabella 4 combinazioni parametri analisi fattoriale completa su due livelli
3.2.3 Esecuzione e monitoraggio degli esperimenti

La fase di esecuzione e monitoraggio degli esperimenti mediante modelli numerici, assume una funzione differente. Gli esperimenti non sono altro che delle simulazioni numeriche e pertanto non risentono di fattori esterni, dovuti all'ambiente di prova, che possano influire sul risultato. Le simulazioni numeriche risentono di errori dovuti all'approssimazione numerica fatta per poter calcolare il risultato, questo fattore viene tenuto sotto controllo nel monitoraggio dei residui effettuato dal software.

Per l'esecuzione delle simulazione si procede, mediante la parametrizzazione realizzata nel modello ANSYS, all'inserimento dei valori per ogni parametro seguendo le combinazioni in Tabella 4.

3.2.4 Analisi dei risultati

I risultati ottenuti dalle analisi sono riportati in Tabella 5.

| N° | Diametro canale | Distanza Al- canale | Temperatura canali | Temperatura iniziale acciaio | Tempo di solidificazione |
|-------|--------------------|------------------------|-----------------------|---------------------------------|-----------------------------|
| Prova | [mm] | [mm] | [C°] | [C°] | [s] |
| 1 | 3 | 3 | 30 | 225 | 2.79 |
| 2 | 5 | 3 | 30 | 225 | 2.62 |
| 3 | 3 | 5 | 30 | 225 | 3.76 |
| 4 | 3 | 3 | 90 | 225 | 2.99 |
| 5 | 3 | 3 | 30 | 275 | 2,98 |
| 6 | 5 | 5 | 90 | 275 | 4.23 |
| 7 | 5 | 5 | 30 | 225 | 3.61 |
| 8 | 5 | 5 | 90 | 225 | 3.85 |
| 9 | 5 | 3 | 90 | 225 | 2.83 |
| 10 | 5 | 3 | 30 | 275 | 2.78 |
| 11 | 5 | 3 | 90 | 275 | 2.99 |
| 12 | 5 | 5 | 30 | 275 | 3.96 |
| 13 | 3 | 3 | 90 | 275 | 3.20 |

| 14 | 3 | 5 | 30 | 275 | 4.16 |
|----|---|---|----|-----|------|
| 15 | 3 | 5 | 90 | 225 | 3.98 |
| 16 | 3 | 5 | 90 | 275 | 4.42 |

| Tabella 5 Risultati sim | ılazioni analisi | fattoriale su | due livelli |
|-------------------------|------------------|---------------|-------------|
|-------------------------|------------------|---------------|-------------|

Per l'analisi dei risultati ottenuti dalle simulazioni sono impiegati i seguenti strumenti, tipici di un'analisi DoE:

- Valutazione dell'effetto dei singoli parametri;
- Valutazione interazione tra parametri.

3.2.4.1 Valutazione dell'effetto dei singoli parametri

La valutazione dell'effetto di un singolo parametro tra due livelli può essere effettuata prendendo in considerazione soltanto 5 simulazioni (Tabella 6) delle 16 effettuate precedentemente [23]. Una simulazione con tutti i parametri settati al livello base ed altre quattro simulazioni ognuna delle quali con un parametro settato al livello 1. Confrontando la simulazione con tutti i parametri al livello base con una delle simulazioni con un parametro al livello 1, è possibile evidenziare l'effetto che la variazione di tale parametro ha sul tempo di solidificazione.

| N° | Diametro | Distanza Al- | Temperatura | Temperatura | Tempo di |
|-------|-----------|--------------|-------------|------------------|-----------------|
| Prova | canale | canale | acqua | iniziale acciaio | solidificazione |
| | [livello] | [livello] | [livello] | [livello] | [s] |
| 1 | 0 | 0 | 0 | 0 | 2.79 |
| 2 | 1 | 0 | 0 | 0 | 2.62 |
| 3 | 0 | 1 | 0 | 0 | 3.76 |
| 4 | 0 | 0 | 1 | 0 | 2.99 |
| 5 | 0 | 0 | 0 | 1 | 2.98 |

Tabella 6 Simulazioni necessarie alla valutazione dell'effetto dei parametri sul risultato della prova

Si può avere una stima dell'effetto di un parametro applicando la seguente formula:

$$E_f = E_1 - E_0 (3.6)$$

Dove E_1 è il risultato della simulazione con il parametro preso in considerazione al valore definito come livello superiore (1) e tutti gli altri parametri settati sul livello base (0). La variabile E_0 corrisponde al risultato con tutti i parametri al livello base (0).

Se l'effetto (E_f) assume un valore positivo dimostra che la variazione del parametro in esame, passando dal valore al livello 0 al valore del livello 1, fa aumentare i tempi di solidificazione. L'aumento dei tempi di solidificazione è considerato come un effetto negativo sulle prestazioni dello stampo. Un valore dell'effetto (E_f) positivo indica che la variazione dal livello 0 al livello 1 peggiora le prestazioni dello stampo mente un valore di E_f negativo indica che tale variazione ha migliorato le prestazioni dello stampo.

Inoltre, la valutazione dei risultati può essere effettuata mediante un'interpretazione grafica dell'effetto di ogni singolo parametro. Il grafico presenta sull'asse delle ordinate il tempo di solidificazione e sull'asse delle ascisse il livello del parametro. La retta che si ricava tracciando un segmento tra i due valori ha un significato equivalente a quello dell'effetto E_f , una retta con inclinazione positiva indica che la variazione del parametro dal livello 0 al livello 1 ha un effetto negativo sulle prestazioni dello stampo e viceversa.

La retta che congiunge i due punti, nel caso in cui l'ipotesi di un andamento lineare dei risultati fosse verificata, rappresenterebbe l'andamento stesso dei risultati al variare continuo del parametro tra i valori dei due livelli.

Effetto parametro diametro canali

Variando il parametro diametro canali da 3 mm (livello 0) a 5mm (livello 1), il valore dell'effetto E_f di tale parametro è di -0,17 [s] (Tabella 7). Un aumento del diametro del canale provoca una riduzione del tempo di solidificazione dell'alluminio fuso (Figura 12).

| <i>E</i> ₀ [s] | $E_1[s]$ | $E_f[s]$ |
|---------------------------|----------|----------|
| 2,79 | 2,62 | -0,17 |

Tabella 7 Effetto parametro diametro canali



Figura 12 Grafico effetto diametro canali sul tempo di solidificazione (Analisi fattoriale)

Effetto parametro distanza alluminio-canali

Variando il parametro distanza Al-canali da 3 mm (livello 0) a 5mm (livello 1), il valore dell'effetto E_f è di 0,97 [s] (Tabella 8). L'effetto in questo caso assume un valore positivo e ciò indica che l'aumento della distanza dei canali dallo strato di alluminio fuso, provoca l'aumento delle tempistiche di solidificazione dell'alluminio (Figura 13).

| <i>E</i> ₀ [s] | $E_1[s]$ | $E_f[s]$ |
|---------------------------|----------|----------|
| 2,79 | 3,76 | 0,97 |

Tabella 8 Effetto parametro distanza alluminio-canali



Figura 13 Grafico distanza alluminio canali sul tempo di solidificazione

Effetto parametro Temperatura canali

La variazione del parametro **Temperatura canali** da 30 C° (livello 0) a 90 C° (livello 1), produce un effetto E_f pari a 0,2 [s] (Tabella 9). L'aumento della temperatura dell'acqua che scorre all'interno dei canali provoca un aumento del tempo di solidificazione (Figura 14).

| <i>E</i> ₀ [s] | $E_1[s]$ | $E_f[s]$ |
|---------------------------|----------|----------|
| 2,79 | 2,99 | 0,2 |



Tabella 9 Effetto parametro temperatura canali

Figura 14 Grafico effetto temperatura canali sul tempo di solidificazione

Effetto parametro temperatura acciaio

Variando il parametro **Temperatura acciaio** da 225 C° (livello 0) a 275 C° (livello 1). Il valore dell'effetto E_f è di 0,19 [s] (Tabella 10). L'aumento della temperatura iniziale dell'acciaio provoca un aumento del tempo di solidificazione (Figura 15).

| <i>E</i> ₀ [s] | $E_1[s]$ | $E_f[s]$ |
|---------------------------|----------|----------|
| 2,79 | 2,98 | 0,19 |

| Tabella | 10 Effetto | temperatura | acciaio |
|---------|------------|-------------|---------|
|---------|------------|-------------|---------|



Figura 15 Grafico effetto temperatura acciaio sul tempo di solidificazione

Confronto e riepilogo

Confrontando il valore dell'effetto di ogni singolo parametro è possibile stilare una classifica (Tabella 11) preliminare dei parametri presi in esame.

| Parametro | E_f [s] |
|---------------------|-----------|
| Distanza Al-canali | 0,97 |
| Temperatura canali | 0,2 |
| Temperatura acciaio | 0,19 |
| Diametro canali | -0,17 |

Tabella 11 Classifica effetto parametri



| Parametro | Livello 0 | Livello 1 |
|---------------------|-----------|-----------|
| Temperatura acciaio | 227 [°C] | 275 [°C] |
| diametro canali | 3 [mm] | 5 [mm] |
| Temperatura canali | 30 [°C] | 90 [°C] |
| | 3 [mm] | 5 [mm] |

Figura 16 Grafico effetto parametri

Il parametro distanza alluminio-canali ha un valore dell'effetto superiore a quello degli altri parametri (Figura 16), che risultano avere un effetto molto simile sul tempo di solidificazione.

3.2.4.2 Valutazione dell'interazione tra i parametri

La valutazione fatta sull'effetto dei singoli parametri potrebbe non essere sufficiente ad individuare con esattezza la loro l'influenza sul tempo di solidificazione. L'effetto di ogni singolo parametro può aumentare o diminuire se calcolato mantenendo gli altri parametri a livelli differenti da quello base. Ad esempio, l'effetto della distanza dei canali di raffreddamento dall'alluminio può variare se la temperatura iniziale dello stampo è considerata al livello 0 o al livello 1?

È necessario effettuare una valutazione dell'interazione tra parametri. Il modello fattoriale completo a due livelli adottato nella fase di progettazione degli esperimenti fornisce tutte le simulazioni necessarie per questa valutazione.

Il grado di interazione tra due parametri (A e B), può essere calcolato con la seguente equazione:

$$I_{AB} = \frac{1}{2} (E_{A,B(1)} - E_{A,B(0)})[s]$$
(3.7)

Dove $E_{A,B(1)}$ è l'effetto E_f del parametro A mantenendo il parametro B al livello 1 e $E_{A,B(0)}$ è l'effetto del parametro A mantenendo il parametro B al livello 0.

È possibile individuare l'interazione tra due parametri graficamente. Su di un grafico che in ascisse ha i livelli del parametro A e sulle ordinate il tempo di solidificazione dell'alluminio, si riportano due rette. La prima retta mostra la differenza nel risultato al variare del parametro A dal livello 0 al livello 1 tenendo il parametro B al livello 0, la seconda la differenza di risultato del parametro A tenendo il parametro B al livello 1.

Se il termine I_{AB} (3.7) è uguale a 0, non c'è interazione tra i parametri A e B e le due rette nel grafico saranno parallele. Tuttavia, se il termine I_{AB} ha un valore diverso da 0 vi è interazione tra i due parametri e le rette non saranno parallele.

| Diametro Canali (A) | Temperatura canali (B) | Tempo di solidificazione |
|---------------------|------------------------|--------------------------|
| 0 | 0 | 2,79 |
| 0 | 1 | 2,99 |
| 1 | 0 | 2,62 |
| 1 | 1 | 2,83 |

Interazione Diametro canali-temperatura canali

Tabella 12 Dati per il calcolo dell'interazione parametri diametro canali-temperatura canali

| $E_{A,B(1)}$ | -0,16 |
|--------------|-------|
| $E_{A,B(0)}$ | -0,17 |
| I_{AB} | 0,005 |





Nella Tabella 12 sono riportati i valori necessari al calcolo dell'interazione fra il diametro dei canali e la temperatura dei canali, sull'effetto che ognuno di essi ha sul tempo di solidificazione. L'interazione tra i due parametri risulta essere minima tanto da poter essere trascurata (Tabella 13). Le rette riportate nel grafico in Figura 17 sono quasi parallele e questo conferma che l'interazione tra i due parametri si può considerare nulla.

| Diametro Canali (A) | Distanza Al-canali (B) | Tempo di solidificazione |
|---------------------|------------------------|--------------------------|
| 0 | 0 | 2,79 |
| 0 | 1 | 3,76 |
| 1 | 0 | 2,62 |
| 1 | 1 | 3,61 |

Interazione Diametro canali - distanza Al-canali

Tabella 14 Dati per il calcolo dell'interazione parametri diametro canali - distanza Al-canali

| $E_{A,B(1)}$ | -0,15 |
|--------------|-------|
| $E_{A,B(0)}$ | -0,17 |
| I_{AB} | 0,01 |

Tabella 15 Interazione parametri diametro canali-distanza Al canali



Figura 18 Grafico interazione parametri diametro canali- distanza Al-canali

Elaborando i dati presenti nella Tabella 14, si evince che anche in questo caso si ha un'interazione (Tabella 15) dei due parametri (diametro canali e distanza alluminio-canali) quasi trascurabile. Inoltre, l'interazione tra i due parametri non è apprezzabile sul grafico riportato in Figura 9.

| Diametro Canali (A) | Temperatura acciaio (B) | Tempo di solidificazione |
|---------------------|-------------------------|--------------------------|
| 0 | 0 | 2,79 |
| 0 | 1 | 2,98 |
| 1 | 0 | 2,62 |
| 1 | 1 | 2,78 |

Interazione Diametro canali – Temperatura acciaio

Tabella 16Dati per il calcolo dell'interazione parametri diametro canali- temperatura acciaio

| $E_{A,B(1)}$ | -0,2 |
|-----------------|--------|
| $E_{A,B(0)}$ | -0,17 |
| I _{AB} | -0,015 |

Tabella 17 Interazione parametri diametro canali-temperatura acciaio



Figura 19 Grafico interazione diametro canali-temperatura acciaio

L'interazione tra i parametri diametro canali e temperatura acciaio (Tabella 17), calcolata con i valori presenti in Tabella 16 è superiore rispetto all'interazione calcolata nei due casi precedenti. Dalla rappresentazione grafica in Figura 19, l'interazione non è apprezzabile.

| Temperatura Canali (A) | Temperatura Acciaio (B) | Tempo di solidificazione |
|------------------------|-------------------------|--------------------------|
| 0 | 0 | 2,79 |
| 0 | 1 | 2,98 |
| 1 | 0 | 2,99 |
| 1 | 1 | 3,2 |

Interazione Temperatura canali – Temperatura acciaio

Tabella 18 Dati per il calcolo dell'interazione temperatura canali-temperatura acciaio

| $E_{A,B(1)}$ | 0,22 |
|-----------------|-------|
| $E_{A,B(0)}$ | 0,2 |
| I _{AB} | -0,01 |

Tabella 19 Interazione temperatura canali-temperatura acciaio



Figura 20Grafico interazione temperatura canali-temperatura acciaio

L'interazione tra i parametri temperatura canali e temperatura acciaio (Tabella 19), calcolata con i valori in Tabella 18 ha un valore troppo basso da poter essere osservato nel grafico in Figura 20.

| Interazione T | emperatura | canali – | Distanza | Al-canali |
|---------------|------------|----------|----------|-----------|
|---------------|------------|----------|----------|-----------|

| Temperatura Canali (A) | Distanza Al-canali (B) | Tempo di solidificazione |
|------------------------|------------------------|--------------------------|
| 0 | 0 | 2,79 |
| 0 | 1 | 3,76 |

| 1 | 0 | 2,99 |
|---|---|------|
| 1 | 1 | 3,98 |

Tabella 20 Dati per il calcolo temperatura canali-distanza alluminio canali

| $E_{A,B(1)}$ | 0,22 |
|--------------|------|
| $E_{A,B(0)}$ | 0,2 |
| I_{AB} | 0,01 |

Tabella 21 interazione temperatura canali-distanza alluminio-canali



Figura 21 Grafico interazione temperatura canali-distanza alluminio-canali

L'interazione tra la temperatura dei canali e la distanza dell'alluminio dai canali (Tabella 19), calcolata con i valori in Tabella 20 Dati per il calcolo temperatura canali-distanza alluminio canali ha un valore decisamente basso e non può essere apprezzato dall'interpretazione grafica dell'interazione (Figura 21).

| Distanza alluminio-canali (A) | Temperatura acciaio (B) | Tempo di solidificazione |
|-------------------------------|-------------------------|--------------------------|
| 0 | 0 | 2,79 |
| 0 | 1 | 2,98 |
| 1 | 0 | 3,76 |
| 1 | 1 | 4,16 |

Interazione Distanza Al-canali - Temperatura acciaio

Tabella 22 Dati per il calcolo dell'interazione distanza alluminio-canali - temperatura acciaio

| $E_{A,B(1)}$ | 1,18 |
|-----------------|--------|
| $E_{A,B(0)}$ | 0,97 |
| I _{AB} | -0,105 |

Tabella 23 interazione distanza alluminio-canali - temperatura acciaio



Figura 22 Grafico interazione distanza alluminio-canali- temperatura acciaio

Il grado di interazione tra i parametri distanza al-canali e temperatura acciaio (Tabella 23) ha un valore superiore rispetto agli altri gradi di interazione calcolati nell'analisi, ciò sta ad indicare che l'interazione tra i due parametri è molto forte. Il grafico in Figura 22 riporta due rette incidenti, evidente segno dell'interazione tra i due parametri.

3.3 Analisi con metodologia delle superfici di risposta

Il metodo della superficie di risposta (RSM) comprende un insieme di tecniche statistiche e matematiche utili per lo sviluppo, il miglioramento e l'ottimizzazione di processi e nuovi prodotti [24]. Mediante l'utilizzo della metodologia RSM è possibile trarre importanti informazioni sull'andamento di una variabile risultato al variare di alcuni parametri caratteristici. L'applicazione pratica richiede la costruzione di un modello empirico che consenta la descrizione di una superficie in grado di rappresentare l'andamento del risultato al variare di più parametri.

Il modello empirico scelto per la realizzazione delle superfici è il modello di regressione multipla del secondo ordine (3.8), perché in grado di tenere in considerazione anche l'interazione tra i parametri.

$$y(x) = \beta_0 + \sum_{i=1}^{K} \beta_i x_i + \sum_{i=1}^{k-1} \sum_{j=i+1}^{k} \beta_{ij} x_i x_j + \varepsilon$$
(3.8)

Dove:

 β_0 = Intercetta della superficie

 β_i = coefficienti della regressione, rappresentano la variazione attesa nel risultato y per la variazione unitaria della variabile x_i mantenendo le altre variabili costanti

 $x_i = parametri$

 β_{ij} = coefficiente della regressione che rappresenta la variazione attesa nel risultato

y per la variazione unitaria del termine di interazione $x_i x_j$

 $x_i x_j$ = Termine di interazione

 ε = termine d'errore

L'utilizzo della metodologia RSM consente il calcolo dei coefficienti della regressione e la possibilità di rappresentare i risultati con delle superfici.

Ansys è in grado di effettuare un'analisi con metodologia RSM, definire e progettare gli esperimenti seguendo le istruzioni dell'utente ed estrapolare tutte le superfici richieste dai risultati ottenuti dalle simulazioni. L'analisi che verrà descritta di seguito, è stata svolta con l'ausilio dei tool messi a disposizione da Ansys.

3.3.1 Definizione del problema

I parametri della progettazione di cui si vuole valutare l'influenza sul tempo di solidificazione sono gli stessi considerati nell'analisi descritta nel capitolo precedente, ovvero:

- Distanza alluminio fuso-canale
- Diametro del canale
- Temperatura del canale
- Temperatura iniziale dell'Acciaio dello stampo

In questo caso il range di variazione considerato è differente da quello a due livelli considerato precedentemente. Questa scelta è stata effettuata perché si vuole descrivere l'andamento del tempo

di solidificazione in un range di variazione dei parametri più ampio ed utilizzare i risultati ottenuti con l'analisi fattoriale su due livelli come verifica delle superfici ricavate.

| parametro | Limite inferiore (-1) | Limite superiore (+1) |
|------------------------------------|--------------------------|--------------------------|
| diametro canali [mm] | 2 | 7 |
| distanza alluminio-canale [mm] | 2 | 7 |
| temperatura iniziale acciaio [°C] | 200 | 300 |
| temperatura canali (costante) [°C] | 17 | 100 |

Tabella 24 Limite inferiore e limite superiore parametri analizzati

I valori dei parametri variano in un range che va dal limite inferiore al limite superiore riportati in Tabella 24.

3.3.2 Progettazione degli esperimenti

La scelta delle simulazioni, da effettuare per poter ricavare una superficie mediante una regressione lineare multipla del secondo ordine, viene effettuata seguendo il modello Central Composite Design (CCD). Il CCD contiene un modello fattoriale su due livelli, livello - α e livello α , al quale sono aggiunti altri n (9) punti definiti dai livelli denominati livello 0, livello 1 e livello -1. Il valore del livello 0 coincide con il punto medio tra i due livelli -1 e 1. I livelli α e – α assumono dei valori intermedi ai livelli 0 e -1 o 0 e 1(Tabella 25). La presenza di più combinazioni rispetto a quelle considerate nell'analisi fattoriale completa su due livelli, consente il calcolo della curvatura della superficie [25]. In Figura 23 è riportata una rappresentazione delle combinazioni dei livelli nello spazio definito da tre variabili (una variabile è tenuta al livello α).

| parametro | Livello 0 | Livello α | Livello ₋α |
|------------------------------------|-----------|-----------|------------|
| diametro canali [mm] | 4,5 | 6,26 | 2,74 |
| distanza alluminio-canale [mm] | 4,5 | 6,26 | 2,74 |
| temperatura iniziale acciaio [°C] | 250 | 285,21 | 214,79 |
| temperatura canali (costante) [°C] | 58,5 | 87,72 | 29,28 |

Tabella 25 Valore livelli dei parametri RSM



Figura 23 Combinazione dei livelli nello spazio definito da 3 variabili (x1, x2, x3) ed una quarta variabile mantenuta costante (x4)

Impostando la progettazione degli esperimenti come CCD nel *tab property* della funzione *design of experiments* del software Ansys ed assegnando i limiti in Tabella 24 alle variabili, si ottengono le combinazioni di variabili da simulare per un'analisi RSM (Tabella 26 e Tabella 27)

| Diametro canali | Distanza alluminio- canali | Temperatura canali | Temperatura Acciaio |
|--------------------|----------------------------------|-----------------------|------------------------|
| [Livello] | [Livello] | [Livello] | [Livello] |
| 0 | 0 | 0 | 0 |
| -1 | 0 | 0 | 0 |
| 1 | 0 | 0 | 0 |
| 0 | -1 | 0 | 0 |
| 0 | +1 | 0 | 0 |
| 0 | 0 | -1 | 0 |
| 0 | 0 | +1 | 0 |
| 0 | 0 | 0 | -1 |
| 0 | 0 | 0 | +1 |
| -α | -α | -α | -α |
| α | -α | -α | -α |
| -α | α | -α | -α |
| α | α | - α | -α |
| -α | -α | α | -α |

| α | -α | α | -α |
|----|----|----------|--------|
| -α | α | α | -α |
| α | α | α | -α |
| -α | -α | -α | α |
| α | -α | -α | α |
| -α | α | -α | α |
| α | α | - α | α |
| -0 | -0 | α | с С |
| a | -0 | <u>م</u> | a |
| -0 | u | a | a |
| -u | u | u | u |
| α | α | α | α |

Tabella 26 Combinazione livelli analisi RSM

| | Distanza | | | |
|---------------------|----------|-------------|-------------|--|
| Diametro alluminio- | | Temperatura | Temperatura | |
| canali | canali | canali | Acciaio | |
| [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | |
| 4,50 | 4,50 | 331,50 | 523,00 | |
| 2,00 | 4,50 | 331,50 | 523,00 | |
| 7,00 | 4,50 | 331,50 | 523,00 | |
| 4,50 | 2,00 | 331,50 | 523,00 | |
| 4,50 | 7,00 | 331,50 | 523,00 | |
| 4,50 | 4,50 | 290,00 | 523,00 | |
| 4,50 | 4,50 | 373,00 | 523,00 | |
| 4,50 | 4,50 | 331,50 | 473,00 | |
| 4,50 | 4,50 | 331,50 | 573,00 | |
| 2,74 | 2,74 | 302,28 | 487,79 | |
| 6,26 | 2,74 | 302,28 | 487,79 | |
| 2,74 | 6,26 | 302,28 | 487,79 | |
| 6,26 | 6,26 | 302,28 | 487,79 | |
| 2,74 | 2,74 | 360,72 | 487,79 | |
| 6,26 | 2,74 | 360,72 | 487,79 | |
| 2,74 | 6,26 | 360,72 | 487,79 | |
| 6,26 | 6,26 | 360,72 | 487,79 | |
| 2,74 | 2,74 | 302,28 | 558,21 | |
| 6,26 | 2,74 | 302,28 | 558,21 | |

| 2,74 | 6,26 | 302,28 | 558,21 |
|------|------|--------|--------|
| 6,26 | 6,26 | 302,28 | 558,21 |
| 2,74 | 2,74 | 360,72 | 558,21 |
| 6,26 | 2,74 | 360,72 | 558,21 |
| 2,74 | 6,26 | 360,72 | 558,21 |
| 6,26 | 6,26 | 360,72 | 558,21 |

Tabella 27 Combinazione valori parametri analisi RSM

3.3.3 Analisi Risultati

Dopo aver eseguito tutte le simulazioni, i risultati sono stati riportati nella Tabella 28.

| | | | • | | |
|-----------------|----------------------------|--|------------------------------|-------------------------------|------------------------------------|
| Design point | Diametro canali [mm] | Distanza alluminio- canali [mm] | Temperatura canali [K] | Temperatura Acciaio [K] | Tempo di solidificazione [s] |
| 1 | 4,50 | 4,50 | 331,50 | 523,00 | 3,68 |
| 2 | 2,00 | 4,50 | 331,50 | 523,00 | 3,97 |
| 3 | 7,00 | 4,50 | 331,50 | 523,00 | 3,56 |
| 4 | 4,50 | 2,00 | 331,50 | 523,00 | 2,18 |
| 5 | 4,50 | 7,00 | 331,50 | 523,00 | 4,78 |
| 6 | 4,50 | 4,50 | 290,00 | 523,00 | 3,53 |
| 7 | 4,50 | 4,50 | 373,00 | 523,00 | 3,87 |
| 8 | 4,50 | 4,50 | 331,50 | 473,00 | 3,37 |
| 9 | 4,50 | 4,50 | 331,50 | 573,00 | 3,99 |
| 10 | 2,74 | 2,74 | 302,28 | 487,79 | 2,63 |
| 11 | 6,26 | 2,74 | 302,28 | 487,79 | 2,39 |
| 12 | 2,74 | 6,26 | 302,28 | 487,79 | 4,13 |
| 13 | 6,26 | 6,26 | 302,28 | 487,79 | 3,95 |
| 14 | 2,74 | 2,74 | 360,72 | 487,79 | 2,82 |
| 15 | 6,26 | 2,74 | 360,72 | 487,79 | 2,57 |
| 16 | 2,74 | 6,26 | 360,72 | 487,79 | 4,32 |
| 17 | 6,26 | 6,26 | 360,72 | 487,79 | 4,17 |
| 18 | 2,74 | 2,74 | 302,28 | 558,21 | 2,88 |
| 19 | 6,26 | 2,74 | 302,28 | 558,21 | 2,56 |
| 20 | 2,74 | 6,26 | 302,28 | 558,21 | 4,94 |
| 21 | 6,26 | 6,26 | 302,28 | 558,21 | 4,64 |
| 22 | 2,74 | 2,74 | 360,72 | 558,21 | 3,09 |

| 23 | 6,26 | 2,74 | 360,72 | 558,21 | 2,76 | |
|--|------|------|--------|--------|------|--|
| 24 | 2,74 | 6,26 | 360,72 | 558,21 | 5,22 | |
| 25 | 6,26 | 6,26 | 360,72 | 558,21 | 4,93 | |
| Tabella 28 Risultati simulazioni analisi RSM | | | | | | |

Una prima valutazione dei risultati è stata condotta mettendo sullo stesso grafico l'andamento dei valori delle variabili e il risultato delle simulazioni, in modo tale da avere un'idea sull'influenza dei parametri sul tempo di solidificazione. Successivamente, con l'ausilio dei software ANSYS e MATLAB, sono state analizzate le superfici di risposta ricavate dall'analisi. Attraverso le superfici di risposta è possibile osservare l'andamento del risultato al variare dei valori di due parametri, mantenendo gli altri parametri ad un valore fisso.

3.3.3.1 Relazione risultati-parametri

Nelle figure successive (Figura 24, Figura 25, Figura 26, Figura 27), sono rappresentati grafici con le rette che descrivono l'andamento del tempo di solidificazione e l'andamento dei parametri al variare delle simulazioni (Design point).



Figura 24 Grafico tempo di solidificazione (flow time)/diametro canali/ Design points



Figura 25 Grafico tempo di solidificazione (flow time)/distanza alluminio-canali/ Design points



Figura 26 Grafico tempo di solidificazione (flow time)/temperatura canali/ Design points



Figura 27 Grafico tempo di solidificazione (flow time)/temperatura acciaio/ Design points

Dall'osservazione dei grafici riportati nelle figure precedenti (Figura 24, Figura 25, Figura 26, Figura 27), si nota come l'andamento del tempo di solidificazione coincida con l'andamento della distanza dell'alluminio fuso dai canali di raffreddamento. Questo risultato sta ad indicare una forte dipendenza della temperatura di solidificazione dalla distanza Al-canali.

3.3.3.2 Superfici di risposta



Figura 28 Confronto superfici nello spazio Diametro canali/Distanza Al-canali/ Tempo di solidificazione Tc=Temperatura canali Ta=Temperatura acciaio

La rielaborazione delle superfici nello spazio definito dalle variabili Diametro Canali, Distanza Alcanali e tempo di solidificazione, consente un confronto tra le superfici e valutare gli andamenti dell'effetto dei singoli parametri. Dall'osservazione del grafico tridimensionale in Figura 28, si può dedurre che nella condizione in cui la distanza del canale dalla lega fusa è minima e il diametro del canale massimo l'abbassamento della temperatura dei canali può comportare un miglioramento della prestazione dell'inserto anche con una temperatura iniziale dell'inserto alta. La precedente affermazione non è più valida se la distanza del canale aumenta oltre i valori individuati dall'intersezione o la superficie di scambio termico è ridotta.

Valutando l'inclinazione delle superfici si possono trarre le seguenti informazioni sull'andamento degli effetti dei parametri:

• L'effetto della variazione del diametro dei canali diminuisce all'aumentare della distanza del canale dall'alluminio fuso, questa diminuzione è maggiore se si considera una temperatura dei canali più alta.

- Aumentando la temperatura dei canali, a parità di distanza del canale dall'alluminio, l'effetto del diametro dei canali resta invariato, mentre è maggiore se si considera una temperatura dell'acciaio più alta.
- L'effetto sul tempo di solidificazione della variazione della distanza dei canali dall'alluminio fuso aumenta se i valori di Diametro canali, Temperatura canali e Temperatura acciaio sono più alti. In particolar modo, si può notare che l'interazione del parametro Temperatura acciaio con il parametro Distanza Al-canali causa l'incremento maggiore dell'effetto.
- I contributi all'effetto del parametro Distanza Al-canali degli altri parametri si sommano quando combinati.
- Le superfici di colore blu e verde si intersecano quando i valori del parametro Distanza Alcanali sono relativamente bassi, ciò indica che l'influenza della temperatura dei canali sui tempi di solidificazione è maggiore quando il canale è vicino alla superficie dell'inserto.



Figura 29 Confronto superfici nello spazio Temperatura acciaio/Diametro canali/Tempo di solidificazione Tc=Temperatura canali dist.= Distanza Al-canali

Le superfici nello spazio delle variabili Temperatura acciaio, Diametro canali e Tempo di solidificazione in Figura 29, possono essere raggruppate in due gruppi a seconda del valore Distanza Al-canali. Le superfici dei due gruppi sono parallele e ciò sta ad indicare che l'effetto delle variabili Temperatura acciaio e Diametro canali è indipendente dalla temperatura dei canali. Effettuando

alcune valutazioni puntuali, sulle superfici ottenute, sono state individuate ulteriori informazioni sull'interazione tra i parametri, riportate di seguito.

- L'effetto della variazione del diametro dei canali è maggiore rispetto all'effetto dovuto alla variazione della temperatura dell'acciaio, quando la distanza dei canali dall'Alluminio è di 2 mm e la temperatura dei canali di 290 K.
- L'effetto della variazione della temperatura dell'acciaio si riduce all'aumentare del diametro dei canali.
- Un aumento della distanza dei canali dall'alluminio fuso provoca un aumento dell'effetto della temperatura dell'acciaio sul tempo di solidificazione.
- L'effetto del diametro dei canali sui tempi di solidificazione aumenta all'aumentare della temperatura dell'acciaio, quando la distanza dei canali dall'alluminio è maggiore.
- L'effetto del diametro dei canali risente dell'aumento della temperatura dell'acciaio.
- Quando i parametri Distanza Al-canali e Temperatura canali sono più alti, l'effetto della variazione della temperatura dell'acciaio è maggiore.



Figura 30 Confronto superfici nello spazio Temperatura canali/ Diametro canali/Tempo di solidificazione Ta=Temperatura acciaio dist.=Distanza Al-canali

Le superfici riportate in Figura 30, evidenziano che l'effetto del parametro Temperatura canali risente dell'aumento del parametro Distanza Al-canali, mentre l'effetto della variazione del diametro dei canali è maggiore quando la temperatura dell'acciaio è maggiore.



Figura 31Confronto superfici nello spazio Temperatura acciaio/ Distanza Al-canali/ Tempo di solidificazione D=Diametro canali Tc=Temperatura canali

L'intersezione tra le superfici riportata in Figura 31, dimostra che superati determinati valori dei parametri Distanza Al-canali e Temperatura acciaio definiti dall'intersezione, in fase di progettazione è preferibile avere una temperatura del canale più bassa anziché una superficie di scambio termico maggiore (diametro del canale maggiore).



Figura 32Confronto superfici nello spazio Temperatura canali/Distanza Al-canali/ Tempo di solidificazione Ta=Temperatura acciaio D=Diametro canali

Dall'osservazione delle superfici in Figura 32, si può dedurre che per valori di Distanza Al-canali minori di circa 3 mm l'aumento della superficie di scambio termico può considerarsi efficace per la riduzione del tempo di solidificazione, mentre per valori superiori si deve tenere in considerazione l'effetto degli altri parametri.



Figura 33Confronto delle superfici nello spazio Temperatura canali/Temperatura acciaio/ Tempo di solidificazione D= Diametro canali dist.=Distanza Al-canali

Le superfici nello spazio individuato dalle variabili Temperatura canali, Temperatura acciaio e tempo di solidificazione (Figura 33) danno informazioni aggiuntive sull'andamento del parametro Temperatura canali; il suo effetto aumenta se si aumenta la temperatura dell'acciaio.

3.4 Modellizzazione resistenza termica di contatto

Frequentemente, nell'analisi della conduzione tra due solidi a contatto tra loro, si assume che la temperatura all'interfaccia sia la stessa. Nella realtà, la rugosità superficiale nella zona di contatto tra le due superfici, provoca una resistenza al flusso di calore dal corpo a temperatura più calda a quello a temperatura più fredda. Tale resistenza è dovuta alla presenza di aria intrappolata tra le superfici (Figura 34) e alla non uniformità delle stesse [26].



Figura 34 Esempio conduzione nella zona di contatto

La perdita di calore è espressa dalla legge di Newton del raffreddamento (3.9).

$$\dot{Q} = h_c A \Delta T \tag{3.9}$$

Dove il termine $h_c \left[\frac{W}{m^2 K}\right]$,(coefficiente di scambio termico al contatto o conduttanza), è la costante di proporzionalità tra il flusso di calore $\dot{Q} \left[W\right]$ e la forza motrice termodinamica $\Delta T \left[K\right]$ (variazione di temperatura all'interfaccia), $A \left[m^2\right]$ è l'area interessata dalla conduzione. Il fenomeno della variazione di temperatura (3.10), all'interfaccia tra due corpi, viene modellizzato in analogia con la caduta di tensione ai capi di una resistenza (3.11) [27].

$$\Delta T = R_c \, \dot{q} \tag{3.10}$$

$$V = RI \tag{3.11}$$

Dove:

$$\dot{q} = \frac{\dot{Q}}{A} \tag{3.12}$$

Il termine $R_c \left[\frac{m^2 K}{W}\right]$ è la resistenza termica di contatto, e si definisce come l'inverso del coefficiente di scambio termico $h_c(3.13)$.

$$R_c = \frac{1}{h_c} = \frac{\dot{q}}{\Delta T} \tag{3.13}$$

3.4.1 h_c nella pressocolata di alluminio

Il controllo dello scambio termico, nei processi di stampaggio per pressocolata, è fondamentale per poter migliorare la qualità del prodotto e la vita dello stampo. Nel corso degli anni sono stati condotti numerosi studi a riguardo, e molti di questi si sono concentrati nella determinazione del coefficiente di scambio termico all'interfaccia h_c . Il coefficiente h_c caratterizza lo scambio termico all'interfaccia tra stampo ed alluminio, conoscerne il valore e l'andamento durante la pressocolata aiuta a predire la curva di raffreddamento della lega.

Le difficoltà che si incontrano nello stabilire un andamento generalizzato di h_c sono: la dinamica del processo e la forte dipendenza dalle caratteristiche dell'ambiente di prova. La dinamica del processo rende difficoltose le operazioni di misurazione della temperatura tramite termocoppie, generando incertezza sulla robustezza dei risultati raggiunti [28]. Inoltre, i parametri di processo rendono il risultato di molte prove sperimentali valido esclusivamente per le condizioni di prova.



Figura 35 Andamento del coefficiente di scambio termico ricavato mediante metodo inverso dalle temperature ricavate durante una ciclo di stampaggio per pressocolata di Al-9Si-3Cu e AZ91 [29]

Il coefficiente h_c non è costante durante il processo di pressocolata [29], ma varia nel tempo. Osservando il grafico in_Figura 35, si nota che il valore di h_c cresce rapidamente quando l'alluminio fuso tocca la superficie dello stampo fino ad un valore di circa 90 $\left[\frac{kW}{m^2\kappa}\right]$, successivamente decresce fino ad un valore di 50 $\left[\frac{kW}{m^2\kappa}\right]$, in un intervallo di circa 0.1 [s], per poi ridursi lentamente a circa 5-10 $\left[\frac{kW}{m^2\kappa}\right]$. Inoltre, l'evoluzione nel tempo di h_c varia al variare della pressione di intensificazione, ma il picco ha lo stesso valore. Il picco dipende dalle condizioni dello stampo [29], in particolare è stata dimostrata una forte dipendenza del valore massimo di h_c dalla temperatura dello stampo in [28]. Aumentando la temperatura iniziale dello stampo, il picco di h_c diminuisce [30].

Per uno studio condotto su una lega di alluminio (B390) riportato in [30], i valori di h_c di picco variano in un range che va da 15 $\left[\frac{kW}{m^2K}\right]$ a 80 $\left[\frac{kW}{m^2K}\right]$ e l'andamento del coefficiente di scambio termico è differente a seconda dello spessore dei provini utilizzati e dalla distanza dall'attacco di colata. In generale, il picco del valore di h_c è maggiore nelle vicinanze dell'attacco di colata, e il suo valore tende a rimanere prossimo a quello di picco per un tempo superiore se lo spessore è maggiore.

L'aria che resta intrappolata tra l'alluminio e lo stampo (Figura 36, Figura 37) incide sul coefficiente di scambio termico all'interfaccia. Il fattore che ne determina la presenza è la rugosità della superficie dello stampo, all'interno delle cavità l'aria. In [31] è stato dimostrato come il valore della rugosità R_{sm} , la distanza media tra le creste del materiale, influenzi i valori di h_c .



Figura 36 Esempio di correlazione tra rugosità e aria intrappolata tra stampo e getto [31]



Figura 37 Variazione del coefficiente di scambio termico in funzione del tempo per differenti valori di rugosità

La presenza dell'aria, all'interfaccia tra superficie dello stampo e alluminio, può essere limitata dalla creazione del vuoto nello stampo, conseguentemente il valore di h_c aumenta nella pressocolata a vuoto. Anche la velocità di avanzamento del pistone, che spinge la lega all'interno della camera nella fase di riempimento, e la temperatura della lega in ingresso nella camera influenzano il valore di h_c . Variando i parametri di velocità, pressione di mantenimento, temperatura della lega fusa e temperatura dello stampo i valori di h_c variano in un range che va da 92 a 117 $\frac{kW}{m^2K}$]

Utilizzando la formula (3.13) è possibile risalire al valore di resistenza termica di contatto R_c . Come da definizione, l'andamento di R_c è inverso a quello di h_c . In Figura 38 viene riportato un esempio dell'andamento di R_c nel tempo. [32]



Figura 38 Esempio dell'andamento della resistenza termica all'interfaccia tra stampo e getto [32]

3.4.2 Resistenza di contatto R_c in ANSYS Fluent

In ambiente ANSYS Fluent, la trattazione del trasferimento di calore, all'interfaccia tra alluminio e acciaio, avviene attraverso l'introduzione della resistenza di contatto R_c . Vista la forte variazione nel tempo del valore di R_c , è necessario far variare questo valore nel tempo. La modellizzazione del fenomeno, dal punto di vista numerico, viene effettuata modificando il valore della conduzione dell'alluminio (*K*) all'interfaccia tra i due solidi, nell'equazione del flusso termico [20]:

$$q = \frac{T - T_w}{\frac{l}{K} + R_c (1 - \beta)}$$
(3.14)

Dove T e T_w (Wall) sono rispettivamente la temperatura dell'alluminio e la temperatura della superficie di acciaio a contatto con l'alluminio, β è la frazione di liquido e l è la distanza tra il centro della prima cella, adiacente al dominio dell'acciaio, e la superficie dell'acciaio (Figura 39).



Figura 39 Resistenza di contatto in Ansys Fluent

La relazione che lega la resistenza al contatto con la frazione di liquido (3.15), fa sì che il valore di R_c vari nel tempo.

$$R_c \left(1 - \beta\right) \tag{3.15}$$

3.4.3 R_c nel modello numerico utilizzato nell'analisi dei parametri

L'effetto dei parametri analizzati nell'indagine parametrica non tiene in considerazione una possibile variazione della resistenza di contatto R_c . In un modello semplificato, come quello utilizzato per l'indagine parametrica, non è possibile definire un valore caratteristico di R_c per le differenti combinazioni, visti i numerosi fattori esterni che influenzano il valore di R_c . Contrariamente, è possibile studiare l'effetto che questo parametro ha sul tempo di solidificazione.

3.4.3.1 Effetto resistenza termica di contatto sui tempi di solidificazione

Per analizzare l'effetto che R_c ha sui tempi di solidificazione dell'alluminio, sono state scelte due combinazioni di parametri, la combinazione più efficiente e quella meno efficiente Tabella 29. Per ogni combinazione si è scelto di far variare il parametro R_c tra due valori limite riportati in Tabella 30. La scelta dei valori limite è stata effettuata confrontando i dati disponibili in letteratura [29] [30] [33].

| Diametro canale | Distanza Al- canale | Temperatura acqua | Temperatura iniziale acciaio | Tempo di solidificazione |
|--------------------|------------------------|----------------------|---------------------------------|-----------------------------|
| [mm] | [mm] | [K] | [K] | [s] |
| 5 | 3 | 303 | 498 | 2.62 |
| 3 | 5 | 373 | 548 | 4.42 |

Tabella 29 Combinazioni di valori più efficiente e meno efficiente

| | Livello 0 $\left[\frac{m^2 K}{W}\right]$ | Livello 1 $\left[\frac{m^2 K}{W}\right]$ |
|----------------|--|--|
| R _c | 0.0001 | 0.0005 |

Tabella 30 Valori di Rc scelti per la valutazione dell'influenza sul modello numerico

3.4.3.2 Analisi risultati

I risultati ottenuti dall'analisi effettuata in ANSYS Fluent, sono riportati nella tabella seguente (Tabella 31).

| Diametro canale [mm] | Distanza Al- canale [mm] | Temperatura acqua [K] | Temperatura iniziale acciaio [K] | $\frac{R_c}{\left[\frac{m^2K}{W}\right]}$ | Tempo di solidificazione [s] |
|----------------------------|--------------------------------|-----------------------------|---|---|------------------------------------|
| 5 | 3 | 303 | 498 | 0 | 2.62 |
| 5 | 3 | 303 | 498 | 0.0005 | 6.76 |
| 5 | 3 | 303 | 498 | 0.0001 | 3.66 |
| 3 | 5 | 373 | 548 | 0 | 4.42 |
| 3 | 5 | 373 | 548 | 0.0005 | 9.84 |
| 3 | 5 | 373 | 548 | 0.0001 | 5.81 |

Tabella 31 Risultati analisi influenza Rc

Osservando i risultati, si può notare come l'inserimento della resistenza di contatto abbia provocato, in tutte le simulazioni, un aumento dei tempi di solidificazione dell'alluminio.

L'effetto della variazione del parametro R_c dal livello 0 al livello 1, calcolato con l'eq. (3.6), ha il valore di 3.1[s] per la combinazione più efficiente e 4.03[s] per la combinazione meno efficiente. La differenza tra i valori dell'effetto, nelle due combinazioni, è più evidente se si considera un range di 62

variazione più ampio. Ad esempio, calcolando l'effetto tra le combinazioni con R_c uguale a $0\left[\frac{m^2 K}{W}\right]$ e 0.0005 $\left[\frac{m^2 K}{W}\right]$ (livello 0) si osserva che l'effetto ha i seguenti valori 4,14 [s] e 5.42 [s]. La differenza dell'effetto nelle due combinazioni dipende dalla differente capacità di asportare calore dell'inserto. Tale dipendenza è assegnata al modello mediante l'equazione (3.15).



Figura 40 Effetto Resistenza termica di contatto

Nel modello numerico utilizzato non è inserita alcuna dipendenza tra il valore della temperatura dello stampo e il picco di R_c . Pertanto, non è possibile rintracciare nell'analisi l'influenza del parametro Temperatura iniziale acciaio sull'effetto di R_c .

In conclusione, si può affermare che l'inserimento di una resistenza termica di contatto nel modello semplificato non incide sui risultati raggiunti in precedenza.

4 Studio fluidodinamico circuito di raffreddamento

L'obiettivo dello studio, descritto in questo capitolo, è quello di determinare la variazione di portata nel circuito di raffreddamento, dovuta al collegamento di un inserto con canali conformati. La portata ricopre un ruolo fondamentale sull'efficienza del sistema di raffreddamento di un impianto per lo stampaggio di alluminio. Avere un modello del circuito, in grado di prevedere la variazione di portata, consente di verificare la geometria dei canali conformati e il corretto funzionamento degli altri dispositivi di raffreddamento (Jet Cooler) collegati al circuito. Nei paragrafi seguenti viene descritto l'approccio utilizzato per la costruzione di un modello fluido dinamico del circuito di raffreddamento.

4.1 Sistema di raffreddamento

Nel sistema di stampaggio, oggetto dello studio, il controllo della temperatura dello stampo è effettuato mediante l'utilizzo di un Jet Cool System (JCS) (Figura 41). Il JCS è una soluzione di largo impiego, nei processi di stampaggio che richiedono il controllo dello scambio termico in zone difficilmente raggiungibili altrimenti.



Figura 41 Schema Jet Cool System [34]

Un sistema JCS è composto da un'unità centrale, due circuiti di mandata differenziati (aria e acqua), due o più collettori di mandata e di ritorno, un fascio di tubi e differenti Jet cooler.

L'unità centrale elabora i dati sul processo, provenienti dalla scheda di controllo della pressa per stampaggio, e gestisce l'invio di aria o acqua in pressione all'interno dello stampo. L'aria o l'acqua
vengono distribuite dal collettore di mandata ai corrispettivi Jet cooler mediante un fascio di tubi in rame o resina.

Il sistema è in grado di effettuare autonomamente un ciclo di raffreddamento dello stampo, in parallelo alle fasi dello stampaggio. La portata e la pressione dell'acqua all'interno del circuito devono garantire il raffreddamento dello stampo.



Figura 42 Esempio ciclo di raffreddamento JCS [34]

In Figura 42 è stato riportato un esempio di ciclo di raffreddamento. L'unità centrale, in ritardo rispetto all'inizio delle fasi di stampaggio, invia l'acqua in pressione all'interno del circuito e mantiene la pressione per un periodo prestabilito. Successivamente, l'acqua viene scaricata dal circuito con l'immissione di aria. L'aria ha due funzioni fondamentali, rimuovere l'acqua dallo stampo per evitare il raffreddamento dello stesso, ad una temperatura inferiore a quella di progetto, e verificare l'integrità dello stampo. Terminate le operazioni di estrazione del pezzo il ciclo ricomincia.

4.1.1 Circuito di raffreddamento

Il sistema di raffreddamento preso in esame distribuisce la portata d'acqua in 4 differenti collettori che, a loro volta, alimentano i circuiti di raffreddamento di 4 piastre. Lo studio focalizza l'analisi sul circuito di raffreddamento al quale verrà collegato l'inserto con canali conformati (Figura 43).



Figura 43 Circuito di raffreddamento



Figura 44 Schema idraulico circuito di raffreddamento

Le dimensioni del dominio fluido non consentono l'utilizzo di un'analisi CFD dell'intero circuito (Figura 44), per studiarne il funzionamento in differenti configurazioni. Il modello del circuito è stato ricavato in ambiente Simscape, caratterizzando gli elementi non disponibili nella libreria del software mediante analisi CFD.

4.2 Ipotesi alla base del modello

Al fine della realizzazione del modello sono state effettuate le ipotesi elencate di seguito.

• Condizioni stazionarie

Il modello Simscape che si vuole realizzare deve prevedere la distribuzione delle portate nella fase in cui la pressione d'acqua, al suo interno, viene mantenuta costante. In questa situazione, il sistema può considerarsi in condizioni di funzionamento stazionarie.

• Temperatura del fluido costante

Nel funzionamento reale dell'impianto il fluido è soggetto ad una variazione di temperatura, questa condizione comporta una variazione della viscosità strettamente legata alla resistenza opposta da un componente allo scorrimento del fluido [35]. La variazione di viscosità provoca la riduzione del coefficiente K [36], perciò considerare la temperatura del fluido costante (25 [C]) ci consente di valutare il sistema nelle condizioni peggiori per la distribuzione di portata.

• passaggio di stato assente

Uno degli scopi del calcolo delle portate nei dispositivi di raffreddamento è quello di verificare che, in seguito alla sostituzione di due JC con un canale conformato, la nuova redistribuzione delle portate non sia penalizzante per alcun dispositivo, almeno non tanto da pregiudicarne l'efficacia. La possibilità che all'inizio dell'iniezione dell'acqua si verifichi l'evaporazione del fluido refrigerante a contatto con le pareti ad alta temperatura è concreta. Ciononostante, si è ipotizzato coerentemente con quanto assunto in precedenza, che questa evenienza, qualora si verificasse, rappresenti un effetto di durata breve e quindi inefficace sulla determinazione delle portate all' equilibrio.

• Variazione della quota geodetica nulla ($\Delta z = 0$)

La variazione di quota geodetica può considerarsi trascurabile nei componenti del circuito.

• Pressione a monte del collettore di mandata costante (P=12 [bar])

La pressione a monte del collettore dipende dalle condizioni di funzionamento degli altri circuiti collegati al sistema e dal punto di funzionamento della pompa. Il JCS può controllare la pressione di esercizio e garantire che questa sia costante. Il valore di pressione a monte del circuito scelto è di circa 12 bar.

- Coefficiente *K* costante al variare dei Reynolds per variazione di sezione e collettori Assumendo il valore del coefficiente *K* costante per Re maggiori di 2000, si commette un errore trascurabile sulla valutazione della perdita di carico [17].
- Rugosità non trascurabile

La rugosità ha un effetto importante sulle perdite di carico [37], pertanto si cerca di tenerne conto nella modellizzazione.

4.2.1Considerazioni rugosità pareti interne Jet Cooler

I valori di rugosità delle superfici interne ai Jet Cooler sono stati scelti facendo delle ipotesi sulle lavorazioni effettuate per realizzare i vari elementi. Ad ogni lavorazione, è stato associato un valore di rugosità (*Ra*) scelto nel range di valori più frequenti per ogni lavorazione [38]. I valori appartenenti alle superfici interne ed esterne dei tubi sono differenti in quanto si è voluto considerare la presenza uno strato di ossido.

| | R _a [µm] | ε [mm] |
|------------------------------|---------------------|---------------|
| Foratura (tradizionale) | 3.2 | 0.018 |
| Foratura per elettroerosione | 3.2 | 0.018 |
| Laminazione a freddo | 0.4 - 0.6 | 0.0023-0.0035 |
| Trafilatura a freddo | 0.4 - 0.6 | 0.0023-0.0035 |

Tabella 32 Relazione rugosità-Lavorazioni scelta per il calcolo della perdita di carico

In Figura 45 sono riportati i valori di rugosità scelti per le superfici e in Tabella 32 la lavorazione a cui corrispondono. La rugosità del materiale viene riportata con due parametri di misurazione differenti R_a e ε . Il valore di R_a , attribuito alla lavorazione, viene convertito con la formula empirica (4.1) in scabrezza equivalente ε [39].

$$\varepsilon = 5.863 \text{ R}_{a} \tag{4.1}$$



Figura 45 Rugosità dominio fluido Jet Cooler

4.3 Composizione del circuito di raffreddamento

Osservando lo schema del circuito, si nota che è composto da tre tipologie di elementi principali: collettori, Jet Cooler e tubi in rame.

Tra queste tre tipologie, l'unica di cui esiste una trattazione delle perdite di carico è quella dei tubi in rame. Come riportato in 2.7.1.1 la relazione tra perdite di carico e velocità del fluido può essere descritta dall'equazione (2.51), formula utilizzata anche nel modello di tubazione *Hydraulic Resistive Tube*, della libreria di Simscape.

Per le altre tipologie di elementi è stato necessario lo studio del comportamento del fluido al loro interno, per poter ricavare una relazione tra perdite di carico e portata del fluido.

Il definitiva, gli elementi del circuito tradizionale studiati sono 47, ai quali vanno aggiunti due inserti con canali conformati se si vuole considerare la variazione di portata derivante dal loro collegamento al circuito.

4.3.1Tubi in rame

In tutto il circuito sono presenti 30 tubi in rame con il compito di portare il fluido refrigerante dal collettore ai JC e viceversa. I tubi che compongono il circuito hanno un diametro interno di 2 [mm] e un diametro esterno di 4 [mm].

Non sono disponibili ulteriori informazioni sulle caratteristiche e sulle dimensioni dei tubi. La lunghezza viene ipotizzata pari ad 1 metro (Figura 46) uguale sia per i tubi di mandata che per quelli di ritorno. La rugosità interna dei tubi in rame è generalmente molto bassa, perciò si assume un valore di rugosità pari a 0,6 [µm].



Figura 46 Tubo in rame

4.3.2Collettore di mandata

La portata d'acqua viene distribuita alle tubazioni in rame del circuito attraverso un collettore. In Figura 47 è rappresentato il dominio fluido per lo studio del collettore di mandata. Il fluido entra nel collettore attraverso una sezione circolare con diametro di 18.8 [mm], prima di passare all'interno del tubo in rame, scorre in una canale a sezione circolare con diametro di 8 [mm]. Nel dominio fluido del collettore sono considerati anche 10 [mm] di tubo in rame ad ogni uscita, in modo da poter studiare il moto del fluido all'attacco del tubo al collettore.



Figura 47Dominio fluido collettore di mandata

4.3.3Collettore di ritorno

Il collettore di ritorno ha la stesse caratteristiche del collettore di mandata, ma il volume fluido considerato per le analisi CFD ha una geometria differente (Figura 48). Essa si differenzia da quella del collettore di mandata per la presenza di una variazione di sezione all'uscita (sezione d'ingresso del collettore di mandata). Tale modifica è stata necessaria per considerare nello studio la contropressione generata dall'immissione del fluido nel tubo d'uscita, con diametro di 10 [mm].



Figura 48Dominio fluido collettore di ritorno

4.3.4Jet Cooler

In Figura 49 è riportato lo schema di montaggio di un JC, utilizzato per analizzare il moto del fluido e poterne ricavare il dominio fluido da studiare nelle simulazioni CFD.



Figura 49 Schema di montaggio JC

Il sistema è collegato mediante due connettori ad una tubazione di mandata e ad una di ritorno. Il fluido in ingresso viene raccordato ad un tubicino, inserito in un foro ricavato appositamente nell'inserto, per agevolare il raffreddamento della zona più alta. Successivamente, il fluido scorre in senso opposto, bagnando le pareti del foro. Nella zona di collegamento del JC con l'inserto, il fluido passa all'interno di un tubo per poi essere raccordato al connettore d'uscita. Il dominio fluido

risultante è caratterizzato da cambi di direzione, variazioni di sezione e zone a sezione costante. L'elevata complessità geometrica ne ha richiesto un ulteriore suddivisione.

All'interno del circuito vi sono 4 tipologie di JC, ogni tipologia di JC è stata suddivisa in almeno 3 parti (ingresso, uscita e apice) collegate tra loro da tubi (Figura 50 e Figura 51). Il criterio adottato per la suddivisione ha lo scopo di scomporre il dominio di ogni JC, in maniera tale da studiarne la perdita di carico complessiva come somma di perdite di carico localizzate e distribuite. Questa soluzione consente di ricondurre gran parte delle perdite presenti nel volume fluido a tubi, di cui si conosce l'andamento della perdita di carico in funzione della portata. Inoltre, la caratterizzazione delle altre perdite di carico computazionale minore.



Figura 50 Principali sottodomini JC



Figura 51 Suddivisione JC per calcolo perdita di carico

4.3.4.1 Suddivisione dominio Jet Cooler TIPO 1 (JC 1)

Il dominio fluido del JC 1, le cui quote caratteristiche sono riportate in Tabella 33, è stato suddiviso in 7 sottodomini di cui 3 tubi di differenti lunghezze e sezioni (Tubo 1, Tubo 2 e Tubo 3) (Tabella 34) e 4 elementi da caratterizzare (Apice 1, Ingresso 1, Uscita 1 e Variazione di sezione 1).

| | di | du | dt | d | D | Н | | D_{f} |
|------|------|------|------|------|------|------|---------------------|---------------------------|
| | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | D _u [mm] | [mm] |
| JC 1 | 2 | 2 | 1.8 | 1.6 | 3 | 26.5 | 3 | 5 |

| TUBI | 1 | 2 | 3 |
|---------|-----|-----|-----|
| sezione | | | |
| D[mm] | - | 1.8 | 1.8 |
| d [mm] | 1.6 | 3 | 3 |
| L[mm] | 355 | 158 | 158 |

Tabella 33 Dimensioni caratteristiche JC1

Tabella 34 Dimensioni caratteristiche tubi JC1

4.3.4.2 Suddivisione Jet Cooler tipo 2 (JC2)

La geometria del JC 2 è simile a quella del JC 1 e i sottodomini d'ingresso e uscita sono equivalenti. Le differenze rispetto alla geometria del JC 1 sono dovute alla diversa lunghezza complessiva del JC 2, che comporta una variazione della lunghezza dei tubi e della quota H (=28 [mm]). Il dominio fluido del JC 2 è stato suddiviso in 7 domini, di cui 3 equivalenti ai domini Ingresso 1, Uscita 1 e Variazione di sezione 1. Le parti di dominio associabili ad un tubo per il calcolo delle perdite di carico sono 3 (Tubo 1.2, Tubo 2.2 e Tubo 3.2), le cui caratteristiche sono riportate in Tabella 35. L'unico dominio da caratterizzare è denominato Apice 2.



4.3.4.3 Suddivisione Jet Cooler Tipo 3 (JC 3)

Il dominio fluido associato al JC 3 presenta una geometria differente dai JC 1 e JC 2 perché l'installazione del JC nell'inserto richiede un doppio foro, quindi una variazione di sezione aggiuntiva.

Il JC3 viene suddiviso in 9 sottodomini. In questa configurazione, i volumi di fluido associabili ad un tubo sono 4: Tubo 1.3, Tubo 2.3, Tubo 3.3 e Tubo 4.3, mentre le componenti da caratterizzare sono 5: Ingresso 3, Uscita 3, Apice 3, Variazione di sezione 1.3 e Variazione di sezione 2.3. Le quote che contraddistinguono il JC3 e le tubazioni sono riportate nelle Tabella 36 e Tabella 37.

| | di | du | dt | d | D | Н | | D_f |
|------|------|------|------|------|------|-------|---------------------|-------------------------|
| | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | D _u [mm] | [mm] |
| JC 3 | 2 | 2 | 1.8 | 1.35 | 3 | 26.75 | 4 | 5 |

| TUBI | 1 | 2 | 3 | 4 |
|---------|---|---|---|---|
| sezione | | | | |
| D[mm] | - | 3 | 5 | 4 |

Tabella 36 Dimensioni caratteristiche JC3

| d [mm] | 1.35 | 1.8 | 1.8 | 1.8 |
|--------|------|-------|-----|-----|
| L[mm] | 333 | 28.61 | 70 | 208 |

Tabella 37 Dimensioni caratteristiche tubi JC3

4.3.4.4 Suddivisione Jet Cooler Tipo 4 (JC 4)

Da una prima osservazione si potrebbe pensare, erroneamente, che la geometria del JC 3 e quella del JC 4 differiscano esclusivamente per il valore della lunghezza, in analogia con quanto detto per il JC 1 e JC 2. In questa scomposizione del dominio si deve considerare anche un differente valore del tubo interno, che comporta la variazione di tutti i dominii rispetto a quelli del JC 3. Il JC 4 è suddiviso in 9 sottodomini, di cui 4, riconducibili al volume di fluido contenuto in una tubazione, e 5 da analizzare mediante analisi CFD per poter ottenere la perdita di carico al variare della portata. Seguendo lo stesso criterio di denominazione utilizzato per le altre suddivisioni le componenti del JC 4 sono denominate: Tubo 1.4, Tubo 2.4, Tubo 3.4, Tubo 3.5, Ingresso 4, Uscita 4, Variazione di sezione 1.4, Variazione di sezione 2.4 e Apice 4. Nelle tabelle sottostanti sono riportate le dimensioni principali dei componenti del JC 4.

| | di | d_u | dt | d | D | Н | D [mm] | D_{f} |
|------|------|-------|------|------|------|-------|---------------------|------------------|
| | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | D _u [mm] | [mm] |
| JC 4 | 2 | 2 | 2.3 | 1.5 | 4 | 26.75 | 4 | 5 |

| TUBI | 1 | 2 | 3 | 4 |
|---------|-----|-----|-------|-------|
| sezione | | | y | y |
| D[mm] | - | 3 | 5 | 4 |
| d [mm] | 1.8 | 2.3 | 2.3 | 2.3 |
| L[mm] | 320 | 22 | 70 | 208 |

Tabella 38 Dimensioni caratteristiche JC4

Tabella 39 Dimensioni caratteristiche tubi JC4

4.3.5Inserti con canali conformati

Gli inserti con canali conformati rappresentano un vero e proprio componente del circuito di raffreddamento. In quanto tali, anche per questi elementi è necessaria una modellizzazione per definire il moto del fluido al loro interno e la perdita di carico corrispondente.

I dominii fluidi, derivati dalla geometria dell'inserto, sono riportati in Figura 52. Per migliorare l'accuratezza del calcolo sono stati analizzati anche i raccordi e le tubazioni di ingresso e uscita dai canali, uguali per entrambi (Tabella 40). La denominazione scelta per contraddistinguere i due canali è basata sulla loro geometria. Il canale che nella zona interessata dallo scambio termico, si sdoppia in due canali, viene denominato Multicanale ed il canale che non prevede ripartizione di portata in due canali, viene denominato Monocanale.



Figura 52Dominio fluido canali conformati (a) configurazione Multicanale (b) configurazione Monocanale

| TUBI | ingresso | uscita |
|---------|----------|--------|
| sezione | y d | y d |
| d [mm] | 5 | 5 |
| L[mm] | 235 | 235 |

Tabella 40 Dimensioni caratteristiche tubazioni di collegamento inserti

4.4 Calcolo del coefficiente *K* mediante l'utilizzo di analisi CFD

L' equazione che mette in relazione le perdite di carico in un componente con la portata del circuito è l'equazione (2.52). Storicamente, il valore di K viene determinato mediante prove sperimentali, effettuate sul componente a differenti valori di portata. Per le componenti del circuito, di cui non si conosce il valore di K in funzione della velocità del fluido, non è possibile effettuare delle prove sperimentali. Per ovviare a questa problematica si può ricorrere all'utilizzo di analisi CFD [40] [41], metodologia in grado di dare informazioni anche sulla generazione di irreversibilità del problema [42].

La procedura utilizzata per il calcolo del coefficiente K si suddivide in tre step. Il primo step è la costruzione di un modello CFD mediante l'utilizzo del software ANSYS CFX. Il secondo step consiste nel ripetere il calcolo con valori di portata differente. Infine, si riorganizzano i risultati per poterli valutare e ricavare il valore di K in funzione del numero di Re.

4.4.1Modello CFD

I domini fluidi individuati nella suddivisione descritta precedentemente sono stati discretizzati mediante l'utilizzo del software Hypermesh e successivamente trasferiti in Ansys Workbench, per effettuare la fase di pre-processing del modello in Ansys CFX.

4.4.1.1 Discretizzazione dei domini (mesh)

Il primo passo per la realizzazione di un modello CFD è la creazione della geometria, del dominio fluido da analizzare. Nonostante sia possibile disegnare una geometria con il software Hypermesh, si è preferito optare per l'importazione del file CAD di ogni dominio all'interno del software.

Prima di procedere alla fase di meshing, è stato effettuato un controllo della geometria per evitare la presenza di difetti delle superfici, che potrebbero rendere difficoltose le operazioni successive. L'operazione di meshing del dominio fluido tridimensionale viene eseguita partendo dalla mesh 2D delle superfici.

La mesh 2D utilizzata è composta principalmente da elementi *tria*, di dimensioni medie pari a 0,1 mm. La scelta della dimensione degli elementi è legata, oltre che alle dimensioni del dominio, alle capacità computazionali a disposizione. L'obiettivo è quello di ottenere una mesh molto fine in grado di poter descrivere al meglio il fenomeno della turbolenza.

Gli elementi della mesh 2D sono stati raggruppati a seconda del ruolo che la superficie ricopre per il dominio fluido. Gli elementi che appartengono alle superfici d'ingresso e uscita del fluido sono stati

assegnati ai *component* inlet e outlet, mentre gli altri elementi sono stati assegnati ai component denominati wall. Gli elementi dei component wall, discretizzano le superfici che delimitano il dominio fluido. Per semplificare l'assegnazione delle condizioni al bordo nel modello, sono stati definiti 3 component wall il cui nome è legato alla scabrezza che si vuole assegnare alle pareti (wall 0035, wall 0023, wall 0018).

La creazione della mesh tridimensionale è strettamente legata alla velocità del fluido e alla funzione che si utilizza per descrivere il profilo di velocità (Scalable Wall Function). Gli elementi tridimensionali in prossimità della parete hanno un'altezza di 0,002 mm e la loro dimensione cresce con un tasso di crescita (growth rate) di 1,2 fino ad arrivare alla dimensione di circa 0,1 mm (Figura 53).



Figura 53(a) Dettaglio tasso di crescita mesh (b) Mesh delle superfici d'ingresso (blu) e uscita (giallo)

4.4.1.2 Impostazione del modello in Ansys CFX

In questo paragrafo viene descritta l'impostazione del modello CFD mediante l'utilizzo del software CFX-Pre, uguale per ogni componente del circuito da analizzare.

Dopo aver eseguito tutte le verifiche sulla qualità della mesh con le funzioni di Hypermesh, il file contenete la mesh del dominio fluido da analizzare viene importato in Ansys CFX-Pre. Con questo software si esegue l'impostazione del modello CFD stazionario.

Nella fase di meshing il dominio è stato suddiviso in cinque component:

- Fluid
- Inlet
- Outlet

- Wall 0023
- Wall 0035
- Wall 018

Importando la mesh i *component* vengono riconosciuti in automatico come *location* alle quali assegnare le condizioni al contorno.

Il *component* Fluid rappresenta il dominio fluido che si sta analizzando, ad esso vengono assegnate le proprietà del fluido, il modello di turbolenza da utilizzare e la temperatura del fluido. Il dominio fluido è composto da acqua (water) le cui proprietà utilizzate per il calcolo sono riportate in Figura 54. La temperatura dell'acqua si ipotizza essere costante [25 °C] e il modello di turbolenza utilizzato è il modello k-ε con *Scalable Wall Function* attivo.

| Option | General Material | • |
|------------------------|-----------------------|---|
| Thermodynamic Propert | ies | Ξ |
| Equation of State | | Ξ |
| Option | Value 🔻 | |
| Molar Mass | 18.02 [kg kmol^-1] | |
| Density | 997.0 [kg m^-3] |] |
| Specific Heat Capa | acity | |
| Option | Value 🔻 | |
| Specific Heat Capacity | 4181.7 [J kg^-1 K^-1] |] |
| Specific Heat Type | Constant Pressure 🔻 | |
| Reference State | | Ξ |
| Option | Specified Point 🔹 | |
| Ref. Temperature | 25 [C] |] |
| Reference Pressure | 1 [atm] | |
| Reference Specif | fic Enthalpy | |
| Ref. Spec. Enthalpy | 0.0 [J/kg] | |
| Reference Speci | fic Entropy | Ξ |
| Ref. Spec. Entropy | 0.0 [J/kg/K] | |
| Transport Properties | | ŧ |
| Radiation Properties | | Ŧ |
| Buoyancy Properties | | |
| Option | Value | • |
| Thermal Expansivity | 2.57E-04 [K^-1] | |
| Electromagnetic Proper | ties | + |

Figura 54 Proprietà acqua refrigerante inserite in ANSYS CFX

Alla *location* denominata inlet del componente viene assegnata la portata massica in ingresso nel dominio, mediante il parametro *mass flow* [kg/s]. Si ipotizza che il fluido in uscita incontri una pressione statica pari ad 1 [atm], questa condizione viene assegnata alla location outlet. Infine, alle pareti del fluido (wall) è stato assegnato il valore di scabrezza, definito in precedenza, attivando l'opzione *rough wall* dal pannello di assegnazione delle condizioni al contorno.

Il criterio di convergenza è stato scelto osservando il valore della variazione di pressione totale tra ingresso e uscita, obiettivo dell'analisi, durante il calcolo Figura 55. Si è osservato che tale valore, tende ad oscillare meno quando tutti i residui sono prossimi a 1e-04, mentre si può considerare costante nel range che va da 1e-5 a 1e-06. Il valore minimo scelto come criterio di convergenza è di

1e-5 e nel caso di simulazioni, da un punto di vista computazionale più onerose, il valore scelto è 1e-04.



Figura 55Grafici (a) andamento pressione totale durante il calcolo(b) andamento dei residui

4.4.2Valutazione risultati analisi CFD

I risultati ottenuti dalle analisi permettono lo studio del comportamento del fluido all'interno dei componenti. Osservando l'andamento della velocità e della pressione totale, si possono effettuare delle considerazioni sull'elemento che si sta analizzando. Per i componenti standard, le informazioni

ricavate sulla distribuzione di velocità del fluido consentono di valutare l'efficacia dello scambio termico e le zone in cui si ha la maggiore perdita di carico. Tali informazioni costituiscono, nella fase di progettazione dei canali, uno strumento di verifica delle prestazioni termofluidodinamiche degli stessi. All'interno del canale, per garantire un'alta efficienza dello scambio termico, si deve cercare di aumentare lo scambio termico convettivo strettamente legato alla velocità.

4.4.2.1 Valutazione risultati ottenuti per componenti JC

Osservando i risultati ottenuti per i componenti principali dei JC (Figura 56, Figura 57, Figura 58), sono state individuate le zone in cui si concentra la perdita di carico.

Nei componenti denominati Ingresso, la perdita di carico si concentra nella zona in cui il fluido è raccordato con il tubo di diametro più piccolo del circuito. In particolare, in questa zona la portata di fluido in ingresso incontra la parete del foro perpendicolare generando dei vortici che contribuisco alla dissipazione d'energia. Un comportamento simile del fluido lo si ha nei componenti denominati uscita, dove la perdita di carico ha due cause principali: la variazione di sezione nella zona di attacco del tubo in rame e la geometria a sezione anulare della zona adiacente.



Figura 56Distribuzione di velocità (a) e pressione totale (b) INGRESSO JC1



Figura 57Distribuzione di velocità (a) e pressione totale (b) USCITA JC1



Figura 58Distribuzione di velocità (a) e pressione totale (b) APICE JC1

Nella zona denominata Apice, si nota la variazione di direzione del liquido che comporta un'istantanea perdita di energia accompagnata dalla decelerazione del fluido. Dalle simulazioni è possibile osservare la distribuzione di velocità del fluido, in prossimità della superficie del fondo del foro nell'inserto, con due differenti portate in ingresso. Quando la portata è pari a 0.011 kg/s, la velocità in prossimità della parete è di conseguenza più bassa e la capacità di scambiare calore nella zona considerata si abbassa.



Figura 59 Confronto velocità a differenti portate 0.011 kg/s (a) e 0.02 kg/s (b)

4.4.2.2 Valutazione risultati canali conformati

Le analisi condotte sulla geometria dei canali conformati hanno evidenziato le criticità delle due configurazioni. Il canale conformato, contraddistinto dalla ripartizione della portata in due condotti (Figura 60 a), oppone una resistenza al moto del fluido inferiore rispetto alla configurazione con monocanale (Figura 60 b).



Figura 60 Distribuzione pressione totale (a) Multicanale (b) Monocanale



Figura 61 Andamento velocità Multicanale



Figura 62Andamento velocità Monocanale

Osservando l'andamento delle velocità nelle due geometrie, a parità di portata, si nota che la velocità del fluido nel modello Multicanale (Figura 61) è molto più bassa di quella che si ha nel modello Monocanale (Figura 62), a causa delle sezioni di passaggio del multicanale, ciascuna più grande delle sezioni di passaggio del monocanale. Le differenze riscontrate, giustificano la considerevole differenza di perdita di carico nei due condotti. Un'altra informazione, che si può ricavare dall'osservazione del moto del fluido nei canali, è la presenza di zone a velocità molto bassa. La geometria, nel modello Multicanale, genera una zona a velocità notevolmente ridotta in prossimità del raccordo dei due canali al condotto d'uscita. Nella geometria Monocanale non esistono delle zone in cui il fluido rallenta notevolmente, bensì il fluido accelera quando attraversa la geometria a treccia ricavata nelle sporgenze dell'inserto, a causa di una contestuale riduzione di sezione.

4.4.2.3 Valutazione risultati analisi collettori

Nei collettore di mandata (Figura 63 a) la pressione è costante all'interno della geometria del dominio fluido e presenta una variazione in prossimità delle zone di aggancio dei tubi in rame, mentre nel collettore di ritorno la pressione diminuisce nella zona di passaggio al tubo d'uscita (Figura 63 b).



Figura 63 Distribuzione di pressione collettore di mandata (a) e collettore di ritorno(b)

4.4.3 Valori del coefficiente K ottenuti

Complessivamente, per il calcolo dei coefficienti K, sono stati realizzati 21 modelli CFD. Ogni modello è stato impostato in maniera tale da ottenere, a fine simulazione, il valore di Δp_{tot} alla portata assegnata (*mass flow*). Tale parametro viene calcolato dal software eseguendo la differenza, tra valore in ingresso (inlet) e valore in uscita (outlet), della pressione totale mediata sulla portata massica, con il seguente comando:

$\Delta p_{tot} = massFlowAveAbs(Total\ Pressure)@inlet - massFlowAveAbs(Total\ Pressure)@outlet$

Il coefficiente K si ottiene applicando la formula (2.54), che viene riportata di seguito per maggiore chiarezza:

$$K = \frac{2\Delta p_{tot}}{\rho V^2} \tag{2.54}$$

4.4.3.1 Jet Cooler

Il valore del coefficiente K ricavato dalle analisi effettuate sui sottodomini di ogni JC è riportato in Tabella 41.

| JC 3 | | | | | | | |
|-----------------|-----------------|----------|-----------------------|------|------|--|--|
| Nome componente | Portata massica | Velocità | Am [Da] | Re | K | | |
| | [kg/s] | [m s^-1] | Δp_{tot} [Pa] | | | | |
| INGRESSO 3 | 0.011 | 3.51 | 30845 | 7003 | 5.02 | | |

| | 0.02 | 6.39 | 98466 | 12732 | 4.84 |
|-------------------------|-----------------|----------|-----------------------|-------|-------|
| | 0.024 | 7.66 | 140580 | 15279 | 4.80 |
| | 0.011 | 2.44 | 19629 | 8754 | 1.31 |
| APICE 3 | 0.02 | 4.43 | 63951 | 15915 | 1.29 |
| | 0.024 | 5.32 | 91743 | 19099 | 1.28 |
| | 0.011 | 2.44 | 10179 | 5836 | 3.43 |
| USCITA 3 | 0.02 | 4.43 | 33412 | 10610 | 3.41 |
| | 0.024 | 5.32 | 48356 | 12732 | 3.43 |
| Variazione di sezione 1 | 0.02 | 4.43 | 14502 | 15915 | 1.53 |
| | JC | C 4 | | | |
| | Portata massica | Velocità | Arr [D] | D | V |
| Nome componente | [kg/s] | [m s^-1] | Δp_{tot} [Pa] | Re | K |
| | 0.011 | 5.49 | 19824 | 8754 | 1.32 |
| APICE 2 | 0.02 | 9.98 | 64647 | 15915 | 1.30 |
| | 0.024 | 11.97 | 92626 | 19099 | 1.30 |
| | JC | C 3 | | | |
| Nama anna anna | Portata massica | Velocità | Am [D-] | De | V |
| Nome componente | [kg/s] | [m s^-1] | Δp_{tot} [Pa] | ĸe | Λ |
| | 0.011 | 3.51 | 56911 | 7003 | 9.26 |
| INGRESSO 3 | 0.02 | 6.39 | 181890 | 12732 | 8.95 |
| | 0.024 | 7.66 | 259890 | 15279 | 8.88 |
| | 0.011 | 7.71 | 43220 | 10375 | 1.46 |
| APICE 3 | 0.02 | 14.01 | 141640 | 18863 | 1.45 |
| | 0.024 | 16.82 | 203590 | 22635 | 1.44 |
| LISCITA 2 | 0.011 | 1.10 | 6470 | 3921 | 10.71 |
| USCITA 3 | 0.02 | 2.00 | 21192 | 7129 | 10.61 |

| | 0.024 | 2.40 | 30138 | 8555 | 10.48 |
|---------------------------|-----------------|----------|-----------------------|-------|-------|
| Variazione di sezione 1.3 | 0.02 | 4.43 | 14502.00 | 6743 | 0.69 |
| Variazione di sezione 2.3 | 0.02 | 1.17 | 837 | 7489 | 1.22 |
| | JC | C 4 | | | |
| Nome componente | Portata massica | Velocità | Am [Da] | Re | V |
| Nome componente | [kg/s] | [m s^-1] | Δp_{tot} [ra] | | Λ |
| | 0.016 | 5.11 | 48272 | 10186 | 3.71 |
| INGRESSO 4 | 0.02 | 6.39 | 74665 | 12732 | 3.67 |
| | 0.024 | 7.66 | 106740 | 15279 | 3.65 |
| | 0.016 | 6.31 | 32773 | 11318 | 1.65 |
| APICE 4 | 0.02 | 7.88 | 50787 | 14147 | 1.64 |
| | 0.024 | 9.46 | 72638 | 16977 | 1.63 |
| | 0.016 | 1.91 | 13122 | 3804 | 7.23 |
| USCITA 4 | 0.02 | 2.38 | 20350 | 4755 | 7.18 |
| | 0.024 | 2.86 | 29110 | 5706 | 7.13 |
| Variazione di sezione 1.4 | 0.02 | 6.88 | 24190 | 32943 | 1.02 |
| Variazione di sezione 2.4 | 0.02 | 1.30 | 1433 | 13953 | 1.71 |

Tabella 41Risultati simulazioni CFD e relativo valore del coefficiente K

Per poter agevolare un'analisi dei risultati raggiunti, i valori dei coefficienti K ottenuti vengono riportati in un grafico che ha in ascisse il numero di Re e nelle ordinate il valore del coefficiente K.



Figura 64 Confronto geometrie INGRESSO

Osservando il grafico in Figura 64, in cui sono riportati gli andamenti del coefficiente K per le geometrie denominate INGRESSO, si evidenzia che la perdita di carico è fortemente influenzata dalla sezione del tubicino inserito nell'inserto. La perdita di carico è maggiore quanto più è piccola la sezione del tubicino.



Figura 65 Confronto geometrie APICE

Il grafico riportato in Figura 65, fa emergere informazioni importanti sulle perdite di carico all'apice del JC. Le caratteristiche della sezione del tubicino incidono anche sulla perdita di carico all'apice del JC, mentre la distanza del tubo dal fondo del foro ricavato nell'inserto ha un effetto quasi nullo sulla perdita di carico.



Figura 66 Confronto geometrie USCITA

Il diametro esterno del tubino incide anche sulle perdite di carico delle geometrie all'uscita del JC, in quanto modifica le dimensioni della sezione anulare della stessa. Dal grafico in Figura 66 si evince che la dimensione della sezione anulare, d'ingresso del fluido, è direttamente proporzionale alle perdite di carico.

4.4.3.2 Collettori

Per tenere in considerazione, all'interno del modello Simscape, la pressione necessaria a far fluire l'acqua dal collettore ai JC e viceversa, si è fatto ricorso ad una perdita di carico equivalente. Il coefficiente K viene calcolato utilizzando, al posto della variazione di pressione totale, la variazione di pressione statica ad un valore di portata pari a 0.175 Kg/s (Tabella 42), ipotizzando che il fluido incontri in ingresso e uscita la stessa sezione.

| Numerouto | Portata massica | Velocità | Am [D-1 | D | V |
|---------------------|-----------------|----------|-----------------|-------|--------|
| Nome componente | [kg/s] | [m s^-1] | Δp [Pa] | Re | Λ |
| Collettore ingresso | 0.175 | 0.65 | 13330 | 12239 | 62.712 |
| Collettore uscita | 0.175 | 2.22 | 5007 | 22281 | 2.011 |

Tabella 42 Variazione di pressione e coefficiente K collettore di mandata e collettore di ritorno

4.4.3.3 Inserti con canali conformati

I valori del coefficiente K ricavati (Tabella 43) per le geometrie dei canali conformati, come già previsto dalle osservazioni fatte nella valutazione dei risultati delle analisi CFD, sono molto differenti. Tale differenza è evidenziata dal confronto grafico riportato in (Figura 67). Anche le geometrie in ingresso e uscita dei canali conformati hanno dei valori molto differenti (Figura 68), ma in questo caso la differenza è dovuta alla variazione di sezione che incontra il fluido. Nella geometria d'ingresso il fluido passa da una sezione più piccola ad una sezione più grande, mentre nella geometria in uscita il fluido passa da una sezione più grande ad una più piccola.

| Nome componente | Portata massica | Velocità | Δp_{tot} [Pa] | Re | K |
|---------------------|-----------------|----------|-----------------------|-------|--------|
| 1 | [kg/s] | [m s^-1] | | | |
| Inserto Monocanale | 0.011 | 0.56 | 33298 | 2806 | 210.82 |
| | 0.02 | 1.02 | 110900 | 5098 | 212.70 |
| | 0.024 | 1.23 | 160380 | 6114 | 213.90 |
| Inserto Multicanale | 0.011 | 0.56 | 2669 | 2802 | 16.95 |
| | 0.02 | 1.02 | 8506 | 5094 | 16.34 |
| | 0.024 | 1.23 | 12105 | 6113 | 16.14 |
| Ingresso Inserti | 0.011 | 3.52 | 6607 | 7007 | 1.07 |
| | 0.02 | 6.39 | 22117 | 12740 | 1.09 |
| | 0.024 | 7.67 | 31994 | 15288 | 1.09 |
| Uscita inserti | 0.011 | 0.88 | 5167 | 3502 | 13.43 |
| | 0.02 | 1.60 | 16450 | 6368 | 12.94 |
| | 0.024 | 1.92 | 23678 | 7641 | 12.93 |

Tabella 43 Risultati analisi CFD e valore del coefficiente k per inserti con canali conformati



Figura 67 Confronto coefficiente K geometrie canali



Figura 68 Confronto coefficiente K ingresso e uscita canali

4.5 Modello Simscape

Il modello Simscape è stato realizzato, conoscendo le caratteristiche geometriche e la relazione tra portata e perdite di carico (K) di tutti gli elementi che compongono il circuito.

I blocchi utilizzati per modellizzare i vari elementi del circuito sono principalmente 2 (Figura 69). I tubi e le zone del circuito riconducibili ad un tubo sono modellizzati con il blocco Hydraulic *Resisitive Tube*, mentre gli altri componenti sono modellizzati con il blocco *Local Resistance*.

| Hydraulic Resistive | ^A B ^a |
|---------------------|-----------------------------|
| Tube | Local Resistance |
| (a) | (b) |

Figura 69 Simbolo Matlab dei blocchi utilizzati per la modellizzazione del circuito

4.5.1Blocco Hydraulic Resistive Tube

Il blocco *Hydraulic Resisitive Tube*, mediante l'equazione empirica (2.51) per il calcolo del coefficiente f della tubazione, simula il comportamento di un tubo con le caratteristiche assegnate nel pannello di configurazione del blocco (Figura 70).

| ettings | | |
|---|-------------|------------|
| Parameters Variables | | |
| Tube cross section type: | Noncircular | • |
| Noncircular tube cross-sectional area: | 4.52 | mm^2 ~ |
| Noncircular tube hydraulic diameter: | 2.4 | mm v |
| Laminar friction constant for Darcy friction factor: | 96 | |
| Tube length: | 183 | mm ~ |
| Aggregate equivalent length of local resistances: | 0 | m v |
| Internal surface roughness height: | 0.018 | mm v |
| Laminar flow upper margin: | 2000 | |
| Turbulent flow lower margin: | 4000 | |
| | | |
| | OK Cancel | Help Apply |

Figura 70 Pannello di configurazione Hydraulic Resistive Tube

I parametri da conoscere per poter modellizzare un tubo sono:

- Tipologia di sezione (Tube cross section type), Sezione circolare o non circolare;
- Area della sezione del tubo (Noncircular tube cross-sectional area)
- **Diametro idraulico** (*Noncircular tube cross-sectional area*);

- **Costante del fattore di attrito di Darcy** (*Laminar friction constant for Darcy friction factor*) ovvero il coefficiente di proporzionalità tra il valore di Re e fattore d'attrito di Darcy, in regime di moto laminare, che vale 64 per i tubi a sezione circolare e 96 per i tubi a sezione anulare;
- Lunghezza del tubo (*Tube length*);
- Lunghezza equivalente (Aggregate equivalent length of Local Resistances), è la lunghezza equivalente delle perdite di carico concentrate presenti nel tratto di tubo considerato. Essendo il tratto di tubo che si vuole considerare, privo di perdite di carico concentrate il valore è 0;
- Scabrezza equivalente (Internal surface roughness height);
- *Re_L*(*Laminar flow upper Reynolds number limit*), valore limite del numero di Reynolds al di sotto del quale il regime di moto è laminare (2000);
- Re_T (Turbulent flow lower Reynolds number limit), valore minimo del numero di Reynolds al di sopra del quale il regime di moto è turbolento (4000).

4.5.2Blocco Local Resistance

Il blocco *Local Resistance* è progettato per simulare le perdite di carico di un elemento del circuito, con sezione d'ingresso e uscita uguali, pertanto utilizza la formula (4.2) per calcolare la caduta di pressione manometrica ΔP , causata dal passaggio del fluido nello stesso.

$$\Delta P = K(Re)\rho \frac{q|q|}{2A^2} \tag{4.2}$$

Dove ρ è la densità del fluido e q la portata volumetrica che attraversa la sezione d'ingresso di area *A*. Il coefficiente *K* viene inserito nel pannello di configurazione (Figura 71), in funzione del valore del numero di Reynolds nella sezione d'ingresso.

Le sezioni d'ingresso e uscita, dei JC e dei canali conformati, hanno la stessa area e ciò implica che la somma dei Δp_{tot} , di ogni perdita localizzata del componete, sia uguale al valore di ΔP complessivo dello stesso. È possibile quindi utilizzare il coefficiente K, calcolato con il valore di Δp_{tot} su geometrie con sezione d'ingresso e uscita differenti, nella configurazione del blocco *Local Resistance*.

| Settings | |
|--|--|
| Parameters Variables | |
| Resistance area: | 1e-4 m^2 ~ |
| Model parameterization: | By loss coefficient vs. Re table |
| Reynolds number vector: | 5, -10, 10, 20, 30, 40, 50, 100, 200, 500, 1000, 2000, 4000, 5000, 10000] |
| Loss coefficient vector: | , 1.65, 2.3, 2.8, 3.1, 5, 2.7, 1.8, 1.46, 1.3, .9, .65, .42, .3, .2, .4, .42, .25] |
| Interpolation method: | Smooth 👻 |
| Extrapolation method: | Nearest 🔹 |
| Volumetric flow rate threshold for flow reversal: | 1e-6 m^3/s ~ |

Figura 71 Pannello di configurazione Local Resistance

4.5.3Sottosistemi del modello

I blocchi che modellizzano i vari sottodomini del circuito sono collegati tra loro per ottenere la modellizzazione del componente di cui fanno parte. Ad ogni componente del circuito è associato un sottosistema (Figura 72,Figura 73 e Figura 74).



Figura 72Sottosistema JC1



Figura 73 Sottosistema collettore mandata



Figura 74 Sottosistema inserto con canale conformato Monocanale

I sottosistemi vengono collegati tra loro seguendo lo schema di circuito che si vuole simulare.

4.5.4Risultati modello Simscape circuito tradizionale

Il circuito tradizionale è composto da 15 JC, collegati al collettore di mandata e uscita con 30 tubi in rame. Per la realizzazione di questo circuito sono stati utilizzati: 9 sottosistemi JC1, 3 sottosistemi JC2, 2 sottosistemi JC4 e un sottosistema JC3; collegati mediante 30 blocchi *Hydraulic Resisitive Tube* ai due sottosistemi dei collettori di mandata e uscita (Figura 75).



Figura 75 Modello Simscape circuito tradizionale

Assegnando 12 bar di pressione al fluido (acqua), a monte del collettore d'ingresso, si osserva la distribuzione di portate riportata in Tabella 44.

| Tipologia JC | Portata massica [kg/s] |
|--------------|------------------------|
| JC1 | 0.0192 |
| JC2 | 0.0193 |
| JC3 | 0.0161 |
| JC4 | 0.0216 |

Tabella 44 Distribuzione portate elementi circuito tradizionale

Dai valori di portata ottenuti, è possibile osservare che il JC con portata minore è il JC3. La portata totale che attraversa il circuito di raffreddamento è di 0.290 kg/s (17 l/min), valore di portata prossimo a quello riportato da alcune misurazioni effettuate sul sistema di raffreddamento tradizionale.

4.5.5Risultati modello Simscape circuito con canali conformati

Per valutare la distribuzione di portate a seguito dell'inserimento di un canale conformato, è stato modificato il modello Simscape del circuito tradizionale inserendo il sottosistema del circuito conformato di cui si vuole valutare l'effetto. Il sottosistema del canale conformato che si vuole considerare, viene collegato al posto di 2 sottosistemi JC, il sottosistema JC3 e un sottosistema JC4.

Nella Tabella 45 sono presenti le distribuzioni di portata, ricavate a seguito dell'inserimento del canale conformato denominato Monocanale.

| Tipologia JC | Portata massica [kg/s] |
|--------------|------------------------|
| JC1 | 0.0192 |
| JC2 | 0.0193 |
| Monocanale | 0.0245 |
| JC4 | 0.0216 |

Tabella 45 Distribuzione portate all'interno del circuito con inserto con geometria canale conformato Monocanale

Il modello è in grado di calcolare il valore di portata all'interno del canale conformato quando è collegato al circuito di raffreddamento della piastra e la pressione a monte del collettore è di 12 bar. La portata di fluido che scorre all'interno del circuito conformato è di 0.0245 [kg/s], mentre la portata totale del circuito è di 0.278 kg/s (16.68 l/min).

Sostituendo al sottosistema Monocanale il sottosistema Multicanale si ottengono i seguenti valori di portata.

| Tipologia JC | Portata massica [kg/s] |
|--------------|------------------------|
| JC1 | 0.0192 |
| JC2 | 0.0193 |
| Multicanale | 0.0265 |
| JC4 | 0.0216 |

Tabella 46 Distribuzione di portate all'interno del circuito con inserto con geometria canale conformato Multicanale

A parità di pressione a monte del collettore di mandata, nel circuito Multicanale scorre una portata maggiore. La portata totale del sistema è di conseguenza maggiore e pari a 0.280 kg/s.

Conclusioni

Al termine del lavoro di ricerca svolto si può affermare che i risultati raggiunti possono essere utilizzati come linee guida per l'ottimizzazione termofluidodinamica di un inserto con canali conformati.

L'analisi condotta sulle combinazioni di parametri, ottenute con il metodo fattoriale completo su due livelli, evidenziano che il parametro che influenza maggiormente il tempo di solidificazione dell'alluminio è la distanza dei canali di raffreddamento. L'aumento della distanza dei canali dallo strato di alluminio fuso provoca un considerevole aumento dei tempi di solidificazione, quattro volte superiore rispetto all'effetto provocato dagli altri parametri. Questo risultato è stato confermato anche dall'analisi condotta sulle combinazioni ottenute con il metodo CCD, l'andamento del tempo di solidificazione segue l'andamento del valore della distanza dell'alluminio dal canale. Ad ogni incremento di distanza dei canali corrisponde un aumento del tempo di solidificazione.

Le interazioni tra i parametri valutate con il calcolo del grado di interazione sono state approfondite confrontando le superfici ottenute con la metodologia RSM, giungendo alle seguenti conclusioni:

- L'effetto della superfice di scambio termico fluido-inserto (parametro Diametro canali) diminuisce all'aumentare della distanza del canale dalla superficie di contatto con la lega fusa (parametro Distanza Al-canali) e subisce un leggero aumento se la temperatura iniziale dell'inserto è maggiore.

- La variazione della distanza del canale dall'alluminio (distanza Al-canali) ha un effetto maggiore sul tempo di solidificazione se la temperatura iniziale dell'inserto e la superficie di scambio termico hanno valori più alti.

-La temperatura iniziale dell'acciaio influenza maggiormente i tempi di solidificazione se la distanza dei canali e la loro temperatura è maggiore, questo effetto diminuisce se si aumenta il diametro dei canali.

- L'effetto della temperatura dei canali risente, in misura limitata, della distanza del canale dall'alluminio fuso e dalla temperatura dell'acciaio ma è indipendente dalla superficie di scambio termico.

Le interazioni più o meno forti dei parametri contribuiscono all'individuazione di condizioni per le quali è preferibile, in fase di progettazione, effettuare determinate scelte anziché altre. Ad esempio, quando la distanza dei canali dall'alluminio è inferiore ad un determinato valore (3 mm), l'aumento della superficie di scambio termico può considerarsi efficace ai fini del miglioramento dello scambio
termico, mentre quando la distanza del canale dall'alluminio fuso è maggiore, è preferibile mantenere una temperatura del canale più bassa anziché aumentare la superficie di scambio termico.

L'indipendenza tra temperatura delle pareti del canale e le dimensioni del canale, individuata dall'analisi, è in parte dovuta alle ipotesi utilizzate per la costruzione del modello numerico, su cui è basata l'indagine dei parametri. Nella realtà, questi due parametri sono legati dall'aspetto fluidodinamico del sistema, la temperatura del canale è legata al meccanismo di convezione forzata all'interno del canale che a sua volta è legato al moto del fluido, strettamente dipendente dalle dimensioni del canale. Per indagare l'aspetto fluidodinamico del sistema è necessario conoscere la portata di alimentazione del canale, determinata dall'inserimento dello stesso all'interno del circuito di raffreddamento dello stampo. L'individuazione di tale portata e lo studio fluidodinamico è reso possibile dalle analisi CFD delle geometrie dei canali e dall'utilizzo del modello Simscape realizzato.

APPENDICE

Superfici derivanti dall'analisi RSM.



(a)

(b)

Figura 76 Superficie nello spazio Diametro canale/ Distanza Al-canali / Tempo di solidificazione [Temperatura acciaio=473 K; Temperatura canali=290 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Diametro canale-Distanza Al-canali



(a)

(b)

Figura 77Superficie nello spazio Diametro canale/Distanza Al-canali / Tempo di solidificazione [Temperatura acciaio=473 K; Temperatura canali=373 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Diametro canale-Distanza Al-canali



(a)

(b)

Figura 78 Superficie nello spazio Diametro canale/ Distanza Al-canali / Tempo di solidificazione [Temperatura acciaio=573 K; Temperatura canali=373 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Diametro canale-Distanza Al-canali



Figura 79 Superficie nello spazio Diametro canale/ Distanza Al-canali / Tempo di solidificazione [Temperatura acciaio=573 K; Temperatura canali=290 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Diametro canale-Distanza Al-canali



Figura 80 Superficie nello spazio Diametro canali/ Temperatura canali / Tempo di solidificazione [Distanza alluminio-canali=2 mm; temperatura acciaio=473 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Diametro canale-Temperatura canali



Figura 81 Superficie nello spazio Diametro canali/ Temperatura canali / Tempo di solidificazione [Distanza alluminio-canali=7 mm; temperatura acciaio=473 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Diametro canale-Temperatura canali



Figura 82 Superficie nello spazio Diametro canali/ Temperatura canali / Tempo di solidificazione [Distanza alluminio-canali=7 mm; temperatura acciaio=573 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Diametro canale-Temperatura canali



Figura 83 Superficie nello spazio Diametro canali/ Temperatura canali / Tempo di solidificazione [Distanza alluminio-canali=2 mm; temperatura acciaio=573 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Diametro canale-Temperatura canali



Figura 84 Superficie nello spazio Distanza alluminio-canali/ Temperatura canali / Tempo di solidificazione [Diametro canali=2 mm; Temperatura acciaio=473 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Distanza Al-canali -Temperatura canali



Figura 85 Superficie nello spazio Distanza alluminio-canali/Temperatura canali / Tempo di solidificazione [Diametro canali=7 mm; Temperatura acciaio=473 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Distanza Al-canali -Temperatura canali



Figura 86 Superficie nello spazio Distanza alluminio-canali/ Temperatura canali / Tempo di solidificazione [Diametro canali=7 mm; Temperatura acciaio=573 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Distanza Al-canali -Temperatura canali



Figura 87 Superficie nello spazio Distanza alluminio-canali/Temperatura canali / Tempo di solidificazione [Diametro canali=2 mm; Temperatura acciaio=473 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Distanza Al-canali -Temperatura canali



Figura 88 Superficie nello spazio Temperatura acciaio/ Temperatura canali / Tempo di solidificazione [diametro canali=2 mm; distanza alluminio-canali=2 mm] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Temperatura acciaio - Temperatura canali



Figura 89 Superficie nello spazio Temperatura acciaio/ Temperatura canali / Tempo di solidificazione [diametro canali=7 mm; distanza alluminio-canali=2 mm] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Temperatura acciai-Temperatura canali



Figura 90 Superficie nello spazio Temperatura acciaio/ Temperatura canali / Tempo di solidificazione [diametro canali=7 mm; distanza alluminio-canali=7 mm] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Temperatura acciaio-Temperatura canali



Figura 91 Superficie nello spazio Temperatura acciaio/ Temperatura canali / Tempo di solidificazione [diametro canali=2 mm; distanza alluminio-canali=7 mm] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Temperatura acciai-Temperatura canali



Figura 92 Superficie nello spazio Distanza alluminio-canali/Temperatura acciaio / Tempo di solidificazione [diametro canali=2 mm; temperatura canali=290 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Distanza Al-canal-Temperatura acciaio



Figura 93 Superficie nello spazio Distanza alluminio-canali/Temperatura acciaio / Tempo di solidificazione [diametro canali=7 mm; temperatura canali 373 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Distanza Al-canali-Temperatura acciaio



Figura 94 Superficie nello spazio Distanza alluminio-canali/ Temperatura acciaio / Tempo di solidificazione [diametro canali=7 mm; temperatura canali=290 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Distanza Al-canali - Temperatura acciaio



Figura 95 Superficie nello spazio Distanza alluminio-canali/ Temperatura acciaio / Tempo di solidificazione [diametro canali=2 mm; temperatura canali=373 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Distanza Al-canali-Temperatura acciaio



Figura 96 Superficie nello spazio Diametro canale/ Temperatura acciaio / Tempo di solidificazione [Distanza alluminio-canali=2 mm; Temperatura canali=290 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Diametro canale-Temperatura acciaio



Figura 97 Superficie nello spazio Diametro canale/ Temperatura acciaio / Tempo di solidificazione [Distanza alluminio-canali=7 mm; Temperatura canali=290 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Diametro canale-Temperatura acciaio



Figura 98 Superficie nello spazio Diametro canale/ Temperatura acciaio / Tempo di solidificazione [Distanza alluminio-canali=7 mm; Temperatura canali=373 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Diametro canale-Temperatura acciaio



Figura 99 Superficie nello spazio Diametro canale/ Temperatura acciaio / Tempo di solidificazione [Distanza alluminio-canali=2 mm; Temperatura canali=373 K] (a) Rappresentazione 3D (b) Rappresentazione linee isotempo di solidificazione sul piano Diametro canale-Temperatura acciaio

Bibliografia

- M. P. Groover, Fundamentals of Modern Manufacturing, United States of America: Wiley, 2013.
- [2] R. Lumley, Fundamentals of aluminium metallurgy, Oxford: Woodhead Publishing, 2011.
- [3] I. Polmear, D. Stjohn, J.-F. Nie e M. Qian, Light Alloys- Metallurgy of light metals, Oxford: Elvesier Butterworth-Heinemann, 2017.
- [4] M. Flemings, «Solidification Processing,» The 1974 Hiwe Memorial Lecture-Iron and Steel Division, October 1974.
- [5] J. Campbell, Castings, Oxford: Butterworth Heinemann, 2003.
- [6] D. L. L. Sala G., A. Airoldi e P. Bettini, Tecnologie e materiali aerospaziali, Milano: Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale-Politecnico di Milano.
- [7] J. A. Taylor, «The effect of iron in Al-Si casting alloys,» in 35th Australian Foundry Institute National Conference, Adelaide, South Australia, 2004.
- [8] O. Ozhoga-Maslovsskaja, E. Gariboldi e J. Lemke, «Condition for blister formation during thermal cycles of Al-Si-Cu-Fe alloys for huigh pressure die casting,» *Materials and design*, vol. 92, pp. 151-159, 2016.
- [9] M. Makhlouf e D. Apelian, «Casting Characteristics of aluminium die casting alloys,» Worcester, 2002.
- [10] B. Andresen, Die Casting Engineering, New York: Marcel Dekker.
- [11] G. Timelli, S. Ferraro, F. Grosselle, F. Bonollo, F. Voltazza e L. Capra, «Caratterizzazione meccanica e microstrutturale di leghe di alluminio pressocolate,» *La metallurgia italiana*, 1 2011.
- [12] M. Rosso e S. Lombardo, «Analisi dei vantaggi derivati dal controllo termico dello stampo nella pressocolata,» *La metallurgia Italiana*, 2017.
- [13] D. Citrini e G. Noseda, IDRAULICA, Milano: Casa editrice Ambrosiana, 1975.

- [14] A. Ferrari, Fondamenti di termofluidodinamica per le macchine, Novara: De Agostini scuola SpA, 2018.
- [15] P. Asinari e E. Chiavazzo, SELECTED LECTURES ON ENGINEERING THERMODYNAMICS, Torino, 2019.
- [16] B. R. Munson, D. F. Young, T. H. Okiish e W. W. Huesbsch, Fundamentals of Fluid Mechanics, Wiley.
- [17] I. Idelchik, Handbook of Hydraulic Resistance.
- [18] A. jiju, Design of experiment for Engineers and Scientists, BUTTERWORTH HEINEMANN, 2003.
- [19] J. Tu, G. Heng Yeoh e C. Liu, Computational Fluid Dynamics A Pratical Approch, Oxford : Elsevier Inc., 2008.
- [20] ANSYS Inc., «ANSYS FLUENT 12.0 Theory Guide,» ANSYS Inc., 2009.
- [21] J. J. Valencia e P. N. Quested, «Thermophysical Properties,» in ASM Handbook, ASM International, 2008, pp. 468-481.
- [22] RENISHAW, Maraging steel M300 powder for additive manufacturing, 2017.
- [23] G. Libertini, «La progettazione degli esperimenti (DOE) mediante l'uso delle matrici ortogonali».
- [24] R. H. Myers, D. C. Montgomery e C. Anderson-Cook, RESPONSE SURFACE METHODOLOGY Process and Product Optimization Using Design of Experiment, 3 a cura di, Hoboken, New Jersey: WILEY, 2009.
- [25] G. W. Oehlert, A first course in design and analysis of experiments, University of Minnesota, 2010.
- [26] Y. Cengel e M. Boles, Thermodynamics: An Engineering Approach, 1989.
- [27] M. K. Thompson e J. M. Thompson, «Considerations for Predicting Thermal Contact Resistance in ANSYS,» 2007.

- [28] C. Yongyou, G. Zhipeng e X. Shoumei, «Determination of interfacial heat transfer coefficient and its application in high pressure die casting process».
- [29] M. S. Dargusch, A. Hamasaiid, G. Dour, D. C. J. LouLou T. e D. StJohn, «The Accurate Determination of Heat Transfer Coefficient and its Evolution with Time During High Pressure Die Casting of Al-9%Si-3%Cu and Mg-9%Al-1%Zn Alloys,» *Advance Engineering Materials*, vol. 11, 2007.
- [30] Y. Cao, Z. Guo e S. Xiong, «Determination of the metal/die interfacial heat transfer coefficient of high pressure die cast B390 alloy,» *Material science and Engineering*, vol. 33, 2012.
- [31] A. Hamasaiid, M. Dargusch, C. Davidson, C. Davidson, T. LouLou e G. Dour, «A Model to predict the Heat Trasfer Coefficient at the Casting-Die Interface for High Pressure Die Casting Process,» in AIP Conference Proceeding, 2007.
- [32] T. Loulou, E. Artyukhin e B. J. Bardon, «Estimation of thermal contract resistance during the first stage of metal solidification process: II- experimental setup and results.,» *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 42, pp. 2129-2142, 1999.
- [33] M. Koru e O. Serçe, «Experimental and Numerical Determination of Casting-Mold Interfacial Heat Transfer Coefficient in the High Pressure Die Casting of A-360 Aluminum Alloy,» in 2nd International Conference on Computational and Experimental Science and Engineering, 2015.
- [34] Ahresty Techno Service Corporation, DIE CASTING Peripheral equipment, 2019.
- [35] [Online]. Available: http://kb.eng-software.com/eskb/pipe-flo/general-theory-and-equations/fluid-properties-and-head-loss.
- [36] P. R. Nyarko, «Heat Load and its effects on Fluid Friction Factor in Corrugated Pipes,» American Journal of scientific and industrial research, 2012.
- [37] h. erwig e t. wenterodt, «wall roughness effects: a second law analysis (sla),» in proceedings of the iutam symposium on the physics of wall-bounded flows on rough walls, cambridge, uk., 2009.
- [38] L. Caligaris, S. Fava e C. Tomasello, MANUALE DI MECCANICA, Milano: Hoepli, 2015.

- [39] T. Adams, C. Grant e H. Watson, «A Simple Algorithm to Relate Measure Surface Roughness To Equivalent Sand-grain Roughness,» *International Journal of Mechanical Engineering and Mechatronics*, vol. 1, n. 1, 2012.
- [40] M. Ahsan, «Numerical analysis of friction factor for a fully developed turbulent flow using k-ε turbulence model with enhanced wall treatment,» *BENI_SUEF University Journal of basic and applied sciences 3 (2014) 269-277*, 2014.
- [41] K. Nosrati e A. S. H. S. T. Tahershamsi, «Numerical Analysis of Energy Loss Coefficient in Pipe Contraction Using ANSYS CFX Software,» *Civil Engineering Journal*, 2017.
- [42] B. Schmandt e H. Herwing, «Internal Flow Losses: A Fresh Look at Old Concepts,» asme digital collection, 2011.

Ringraziamenti

Al termine di questo elaborato ritengo sia doveroso ringraziare chi ha permesso la realizzazione dell'intero lavoro di tesi.

Un ringraziamento particolare va al Prof. Carlo Rosso, per aver seguito l'intero lavoro con estrema disponibilità e professionalità.

Con la stessa gratitudine, sento di dover ringraziare l'ing. Antonio Barbato di DACA-I Powertrain Engineering, per avermi fornito tutti gli strumenti necessari al raggiungimento degli obiettivi preposti ed essere stato sempre presente in ogni decisione. La sua determinazione e passione nello svolgere il proprio lavoro saranno per me un punto di riferimento.

Il lavoro svolto rappresenta il raggiungimento di un traguardo importante, un traguardo che sarebbe stato impossibile senza avere accanto a me la mia famiglia. Ringrazio i miei genitori e mia sorella per i sacrifici fatti per sostenere i miei studi e il mirabile esempio di vita.

Un ringraziamento speciale va agli amici di sempre, Benedetta e Giuseppe, per l'estrema lealtà con la quale sono stati presenti in ogni momento.

Ringrazio infine tutti coloro che hanno reso il mio trasferimento a Torino e la mia vita accademica un'esperienza unica. In particolar modo vorrei ringraziare: i miei coinquilini, con i quali ho stretto un profondo legame di amicizia, Marco rivelatosi un ottimo amico anche al di fuori dei banchi universitari, Matteo per i preziosi consigli e il gruppo di amici di "via Moretta 7" per le vivaci serate trascorse insieme.