



**Politecnico  
di Torino**

# **POLITECNICO DI TORINO**

**Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica**

a.a. 2020/2021

Sessione di Laurea Dicembre 2021

**Definizione di un modello numerico delle sollecitazioni cui  
sono soggetti gli inserti di stampi per pressocolata di  
alluminio e valutazione della durata**

**Relatore:**

Prof. Carlo Rosso

**Candidato:**

Raffaele Muciaccia

# Indice

Introduzione .....	4
1. Pressocolata delle leghe di alluminio .....	6
1.1 Applicazioni tipiche di pressocolata .....	6
1.1.1 Settore automobilistico .....	6
1.1.2 Telecomunicazioni ed elettrico .....	8
1.1.3 Illuminazione e arredo .....	9
1.2 Descrizione del processo .....	10
1.2.1 Fasi del processo .....	10
1.2.2 Tipologia di macchinari .....	13
1.2.3 Temperatura e flusso di calore dello stampo .....	15
1.3 Durata degli stampi e cause di rottura .....	17
1.3.1 Cricche a caldo.....	18
1.3.2 Metallizzazione .....	19
2. Generalità del fenomeno della fatica.....	21
2.1 Analisi a fatica con il modello $\epsilon - N$ .....	21
2.1.1 Confronto tra fatica ad alto e a basso numero di cicli.....	22
2.1.2 Ciclo di isteresi .....	24
2.1.3 Equazione di Basquin-Manson-Coffin .....	26
2.1 Fatica termomeccanica .....	29
2.1.1 Cause della fatica termomeccanica .....	30
2.1.2 Fatica termomeccanica negli acciai per colata.....	31
3. Applicazione inserto per stampo in HPDC .....	34
3.1 Utilizzo di inserti negli stampi di pressocolata.....	34
3.2 Uso di estensimetri per il rilievo di sollecitazioni .....	35
3.3 Descrizione esperimento Teksid.....	39
4. Calcolo della durata a fatica dell'inserto.....	43
4.1 Spiegazione fisica dei carichi dell'estensimetro.....	43
4.2 Analisi termodinamica dell'inserto .....	46
4.3 Analisi strutturale dell'inserto .....	55
4.4 Calcolo della vita a fatica .....	62
4.4.1 Durata a fatica secondo Basquin-Manson-Coffin.....	63

4.4.2 Durata a fatica secondo Coffin-Manson .....	65
Conclusioni.....	70
Bibliografia.....	72
Ringraziamenti .....	74

# Introduzione

La pressocolata delle leghe di alluminio è un processo appartenente al campo della fonderia in grado di produrre getti con tolleranze dimensionali ristrette ed elevate finiture superficiali ad alti tassi di produzione. Il lavoro di tesi svolto si pone come obiettivo la realizzazione di un modello numerico per l'analisi delle sollecitazioni che si originano durante il processo di pressocolata su un inserto dotato di un canale per il raffreddamento del getto di una lega di alluminio all'interno dello stampo. L'inserto è infatti uno dei componenti più sollecitati dello stampo e, essendo a diretto contatto con l'alluminio inizialmente fuso, è soggetto a forti carichi termici e meccanici ciclici a fatica. Di grande importanza è quindi la capacità di prevedere la durata a fatica dell'inserto e quantificarla in numero di cicli. Grazie all'ottenimento di un modello numerico valido per un inserto tradizionale, come quello analizzato, è possibile importare tale modello su inserti conformati per applicazioni ingegneristiche con esigenze di qualità di colata superiore. A tal fine si è simulato, mediante il software ANSYS, il campo di temperatura durante il ciclo di pressocolata di una riproduzione dell'inserto di uno stampo realizzata su CAD e successivamente è stata effettuata un'analisi strutturale dell'inserto a partire dal risultato precedente. I risultati di tale analisi sono stati validati dai valori ottenuti sperimentalmente dalla lettura di appositi estensimetri posti sull'inserto durante il reale ciclo di pressocolata finalizzato alla realizzazione di un basamento per un blocco motore. Infine, sovrapponendo le sollecitazioni meccaniche e termiche simulate, è stata calcolata la durata a fatica dell'inserto in numero di cicli.

Nel primo capitolo verrà analizzato il processo di pressocolata delle leghe di alluminio. In particolare, ci si soffermerà dapprima sulle principali applicazioni industriali del processo, ossia quelle automobilistiche, elettroniche e di arredo. Successivamente ci si concentrerà sulle particolari fasi che costituiscono ciascun ciclo di colata. In seguito, si distingueranno le tipologie di macchinari utilizzabili per la realizzazione del processo, ossia i macchinari a camera fredda, come quello adoperato nella sperimentazione illustrata successivamente e i macchinari a camera calda. Dopodiché verrà analizzata, grazie anche a documentazione derivante da ricerche pregresse, la variazione di temperatura e di flusso di calore dello stampo all'interno del ciclo di colata. Infine, verrà effettuata una disamina sulle principali cause di rottura dello

stampo, con particolare attenzione ai difetti di cricche a caldo e al fenomeno della metallizzazione del getto e dello stampo.

Nel secondo capitolo verrà effettuata una spiegazione delle generalità riguardanti il fenomeno della fatica. In primis ci si soffermerà sulla fatica meccanica analizzata mediante l'equazione di deformazione-durata elaborata da Basquin-Coffin-Manson. Per fare ciò verrà prima effettuata una distinzione tra fatica ad alto numero di cicli e fatica a basso numero di cicli. Successivamente verranno spiegati i fenomeni osservabili tramite lo studio del ciclo di isteresi del ciclo di sollecitazione del componente in prova. Inoltre, verrà approfondito come, dai contributi delle equazioni di Basquin e di Coffin-Manson, sia stato possibile giungere alla cosiddetta equazione a quattro parametri. Infine, verrà analizzata la fatica termomeccanica, soffermandosi inizialmente sulle cause della stessa e successivamente concentrandosi sulla fatica termomeccanica che riguarda in particolare gli acciai per stampi di pressocolata.

Nel terzo capitolo verranno approfondite le applicazioni degli inserti per stampi nei processi di pressocolata e in particolare nell'applicazione di studio con relativa strumentazione per l'analisi delle sollecitazioni a cui sono soggetti. Per prima cosa verranno illustrate le motivazioni che portano all'utilizzo degli inserti e i relativi vantaggi. Dopodiché, verrà analizzato l'uso e il funzionamento di estensimetri per la rilevazione di sollecitazioni e in particolare per l'applicazione di studio. Infine, verrà illustrata la procedura adoperata per il rilevamento delle sollecitazioni sull'inserto in prova mediante appositi estensimetri.

Nel quarto capitolo verrà illustrato la formulazione del modello numerico per il calcolo della durata dell'inserto di studio. Per prima cosa, verrà fornita una spiegazione dei carichi rilevati dall'estensimetro facendo riferimento al relativo ciclo di sollecitazioni ricavato dall'analisi di un ciclo di colata. Successivamente, verrà illustrata l'analisi termodinamica dell'inserto effettuata simulando il rispettivo campo di temperatura durante il ciclo di colata mediante il tool Fluent. Di seguito, verrà illustrata l'analisi strutturale eseguita mediante il software ANSYS a partire dall'importazione del campo di temperatura ottenuto e facendolo interagire con i carichi e i vincoli per ogni fase del processo e validando il modello grazie all'ottenimento di stress comparabili con quelli rilevati sperimentalmente. Infine, è stata calcolata la durata a fatica in particolari punti dell'inserto mediante l'interpolazione dei valori ottenuti dai diagrammi relativi alle equazioni di Basquin-Manson-Coffin e di Coffin-Manson per l'acciaio Aisi H11 a differenti temperature di esercizio.

# 1. Pressocolata delle leghe di alluminio

La pressocolata delle leghe di alluminio (abbreviato spesso con la sigla HPDC, High Pressure Die Casting) è un processo di produzione appartenente alla categoria di fonderia in stampo permanente sviluppato per la prima volta a metà dell'800 negli Stati Uniti [1]. Attraverso tale processo il metallo fuso, in tal caso una lega di alluminio, è iniettato in uno stampo di materiale metallico ad alta pressione. Ovviamente, affinché si possa ottenere la realizzazione del pezzo, è necessario che la temperatura di fusione del materiale del getto sia inferiore rispetto a quella del materiale dello stampo. Una volta raggiunta la completa solidificazione del getto, si procede alla sua espulsione attraverso l'apertura dello stampo e l'estrazione del getto.

## 1.1 Applicazioni tipiche di pressocolata

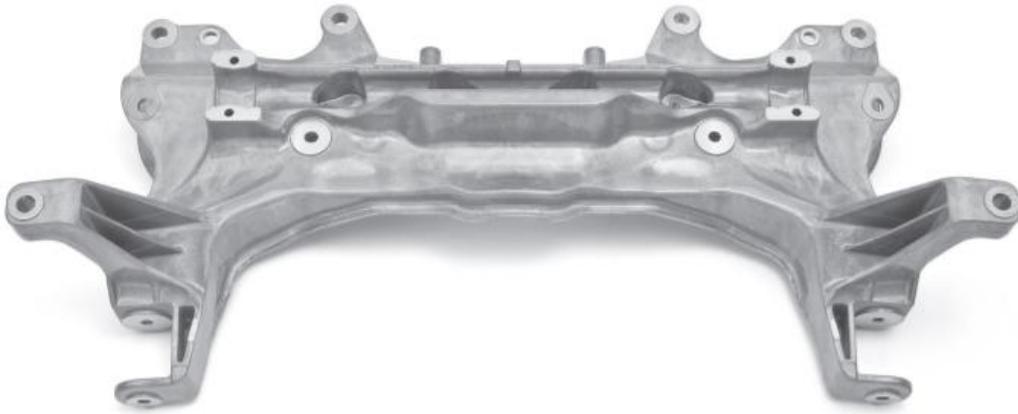
L'operazione di pressocolata consente di realizzare componenti in lega di alluminio con applicazioni in vari settori industriali.

### 1.1.1 Settore automobilistico

La maggior parte della produzione di pressocolata è utilizzata nel settore automobilistico, principalmente per la realizzazione di componenti in scatole cambio (**Figura 1**), blocchi motore (**Figura 2**) o componenti della carrozzeria e del telaio (**Figura 3**) [2]. Si stima infatti che il 60% dei componenti di fonderia in lega di alluminio in questo campo derivino dal processo di pressocolata [3].



*Figura 1 – Traverse del cambio di una Mercedes Classe S realizzato con HPDC*



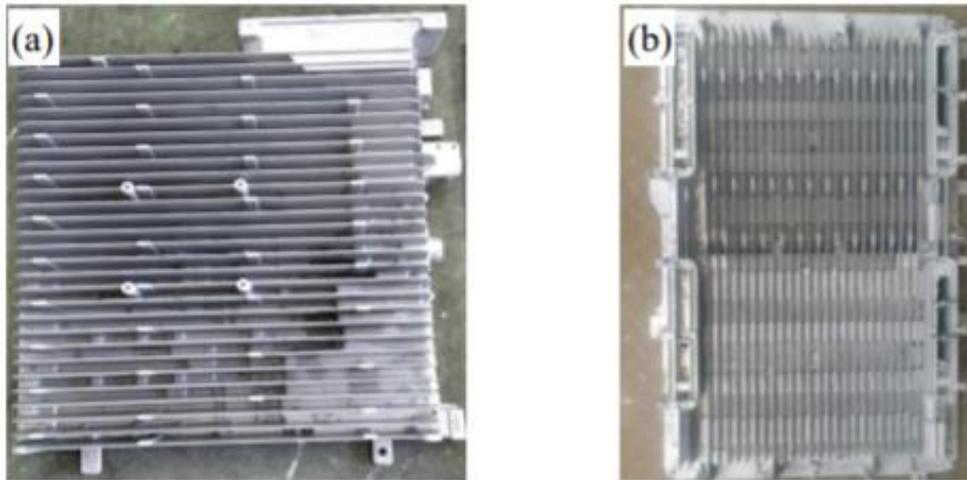
*Figura 2 – Supporto motore integrale di un'autovettura di classe media realizzato con HPDC*



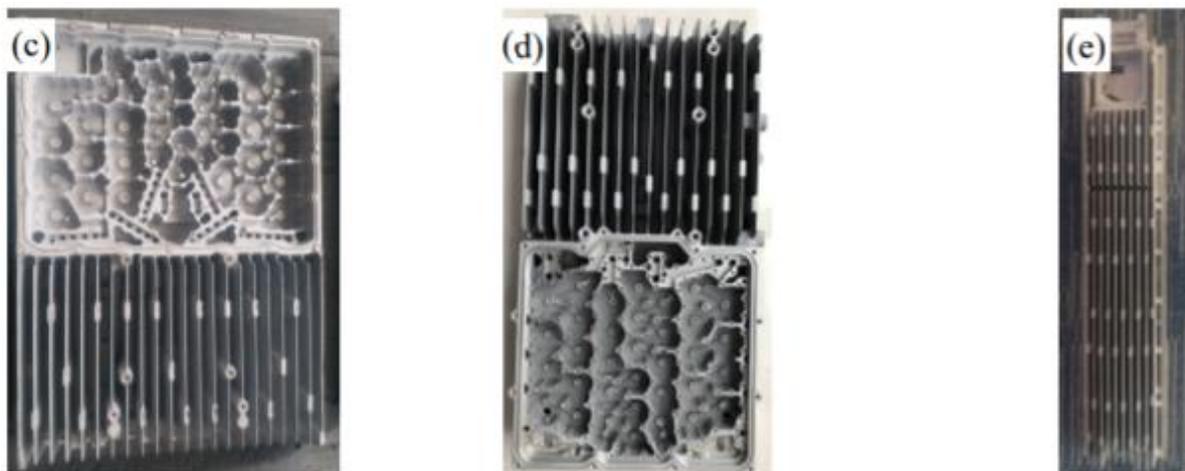
*Figura 3 – Volante di un Maggiolino Volkswagen realizzato con HPDC*

## 1.1.2 Telecomunicazioni ed elettrico

Nel campo delle telecomunicazioni i componenti di alluminio realizzati tramite pressocolata realizzano gusci di raffreddamento (**Figura 4**) e casse per antenne e per filtri 4G (**Figura 5**) [4].



*Figura 4 – Gusci di raffreddamento di stazioni radio base 4G (a) e 5G (b) realizzati con HPDC*



*Figura 5 – Casse per filtri 5G (c) e 4G (d) e per antenne (e) realizzate in HPDC*

### 1.1.3 Illuminazione e arredo

I componenti di alluminio degli alloggiamenti di lampade e lanterne sono spesso realizzati con la tecnica della pressocolata, come visibile in **Figura 6**. Allo stesso modo anche i dissipatori di calore di lampade a LED vengono realizzati mediante la stessa tecnica, come mostrato in **Figura 7**.



*Figura 6 –lampade a LED (a sinistra) e lanterna da parete (a destra) realizzate in HPDC*



*Figura 7– alloggiamento della luce a LED del dissipatore di calore realizzato in HPDC*

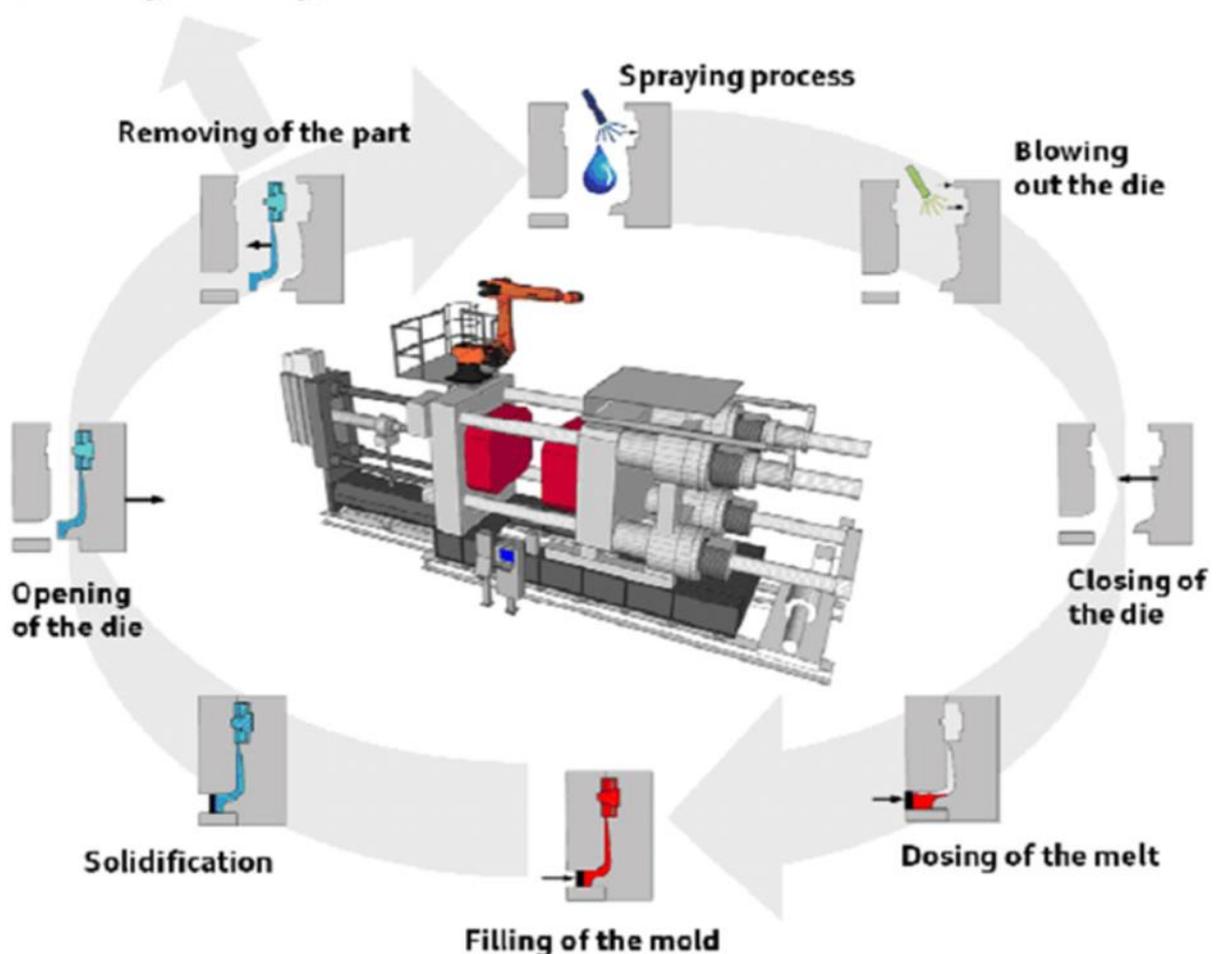
## 1.2 Descrizione del processo

Il processo di pressocolata deve tenere conto di vari fattori per la sua realizzazione, infatti esso è caratterizzato da diverse fasi all'interno delle quali sono garantite determinate pressioni in gioco, dati caratteristici e bilanci termici.

### 1.2.1 Fasi del processo

Il ciclo di processo per la pressocolata si compone di cinque fasi principali, che vengono spiegate di seguito e illustrate in **Figura 8** Il tempo di ciclo totale è molto breve, tipicamente tra 2 secondi e 1 minuto.

**Quenching, Trimming,....**



*Figura 8 – Descrizione fasi di lavoro di un ciclo di pressocolata a camera fredda*

- **Bloccaggio:** Il primo passo consiste nella preparazione e nel bloccaggio delle due metà dello stampo. Ogni metà dello stampo è prima pulito dalla precedente iniezione e poi lubrificato per facilitare l'espulsione del successivo pezzo. Il tempo di lubrificazione aumenta con le dimensioni del pezzo, inoltre la lubrificazione potrebbe non essere necessaria dopo ogni ciclo, ma dopo 2 o 3 cicli a seconda del materiale. Dopo la lubrificazione, le due metà dello stampo, che sono fissate all'interno della macchina di pressofusione, sono chiuse e bloccate saldamente insieme. Deve essere applicata una forza sufficiente allo stampo per tenerlo ben chiuso durante l'iniezione del metallo. Il tempo necessario per chiudere e bloccare lo stampo dipende dalla macchina - macchine più grandi (quelle con maggiori forze di serraggio) richiederanno più tempo. Questo tempo può essere stimato dal tempo del ciclo standard della macchina che comprende tempo di apertura stampo, tempo di chiusura stampo e tempi di commutazione.
- **Iniezione:** il metallo fuso, che viene mantenuto ad una determinata temperatura nel forno, è successivamente trasferito in una camera dove può essere iniettato nello stampo. Una volta trasferito, il metallo fuso viene iniettato ad alte pressioni nello stampo. La pressione di iniezione tipica varia da 15 a 100 MPa [5]. Tale pressione trattiene il metallo fuso negli stampi durante la solidificazione. Il tempo di iniezione è il tempo necessario affinché il metallo fuso riempi interamente i canali e le cavità dello stampo. Questo tempo è molto breve, in genere meno di 0,1 secondi, al fine di prevenire la prematura solidificazione di una qualsiasi parte del metallo. Il corretto tempo di iniezione può essere determinato dalle proprietà termodinamiche del materiale, così come dallo spessore della parete del getto. Uno spessore di parete maggiore richiederà un tempo di iniezione più lungo. Nel caso in cui si utilizza una macchina di pressofusione a camera fredda, come quella della pressofusione di alluminio, la durata di iniezione deve anche includere il tempo per versare manualmente il metallo fuso nella camera di iniezione.
- **Raffreddamento:** Il metallo fuso che viene iniettato nello stampo inizierà a raffreddarsi e solidificarsi una volta entrato nella cavità dello stampo. Quando l'intera cavità è piena e il metallo fuso si solidifica, si realizza la forma finale del getto. Lo stampo non può essere aperto finché non è trascorso il tempo di raffreddamento e il getto è solidificato. Il tempo di raffreddamento può essere stimato da diverse proprietà termodinamiche del

metallo, dallo spessore massimo della parete del getto e dalla complessità dello stampo. Uno spessore di parete maggiore richiederà un tempo di raffreddamento più lungo. Anche la complessità geometrica dello stampo richiede anche un tempo di raffreddamento più lungo perché costituisce una resistenza aggiuntiva al flusso di calore.

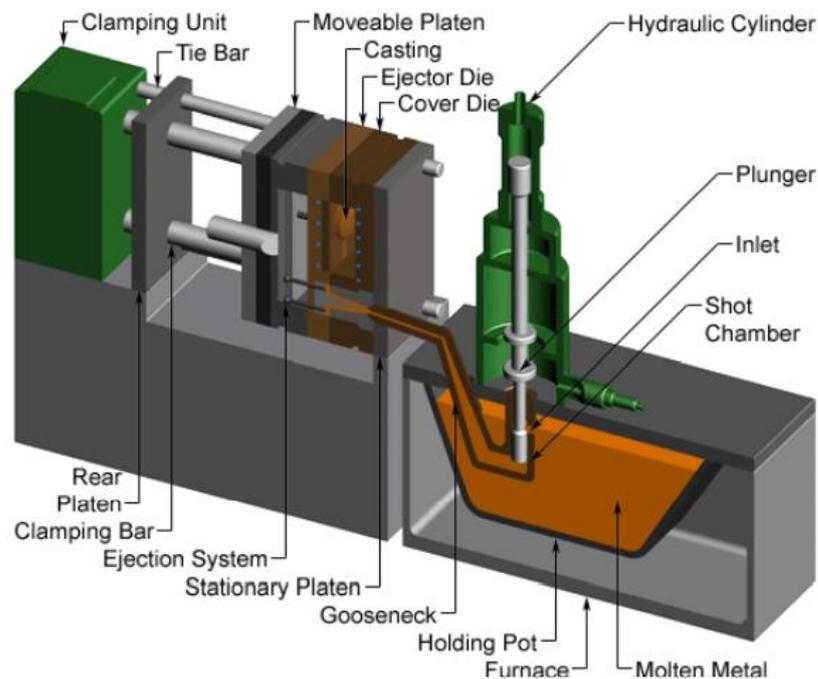
- **Espulsione:** trascorso un tempo di raffreddamento predeterminato, le semi conchiglie degli stampi possono essere aperte e il meccanismo di espulsione può spingere il pezzo fuori dalla cavità dello stampo. L'istante di apertura dello stampo può essere stimato dal tempo ciclo standard della macchina e il tempo di espulsione è determinato dalla dimensione dell'involucro del getto e dovrebbe includere il tempo necessario affinché il getto si sfilì dallo stampo. Il meccanismo di espulsione deve applicare una certa forza per espellere il pezzo perché durante il raffreddamento esso si restringe e aderisce allo stampo. Una volta espulso il getto, lo stampo può essere chiuso prima della prossima iniezione.
- **Rifinitura:** durante il raffreddamento, il materiale nei canali dello stampo si solidificherà attaccato al getto. Questo materiale in eccesso, insieme a qualsiasi flash che si è verificato, deve essere tagliato via dal pezzo sia manualmente tramite taglio, sia utilizzando una pressa rifinitrice. Il tempo necessario per tagliare il materiale in eccesso può essere stimato dalla dimensione dell'involucro del getto. Il materiale di scarto che risulta da tale rifinitura è eliminato o può essere riutilizzato nei processi di pressofusione. Il materiale riciclato potrebbe essere ricondizionato ad una appropriata composizione chimica prima che venga combinato con il metallo non riciclato e riutilizzato nel processo di colata.
- **Spruzzatura:** Gli stampi vengono spruzzati con acqua (e aria) lubrificanti per il raffreddamento e la pulizia degli stampi prima dell'inizio del ciclo successivo. Il lubrificante viene aggiunto in una concentrazione di circa 1:50 parti all'acqua [6] per aumentare la tensione superficiale del liquido e permette una migliore diffusione e rimozione del calore. Il sistema di raffreddamento interno in fase di solidificazione e in fase di spruzzatura sono due processi critici per il controllo della temperatura dello stampo.

## 1.2.2 Tipologia di macchinari

Vi sono due tipologie di macchine per pressocolata: a camera calda e a camera fredda.

- **Macchine per pressocolata a camera calda:** Le macchine a camera calda vengono utilizzate per leghe a bassa temperatura di fusione, come zinco, stagno e piombo. Le temperature necessarie per fondere altre leghe danneggerebbero la pompa a diretto contatto con il metallo fuso. Il metallo è contenuto in un recipiente aperto che viene posto in una fornace, dove viene fuso alla temperatura necessaria. Il metallo fuso quindi scorre in una camera di iniezione attraverso un ingresso e uno stantuffo azionato da pressione idraulica che spinge il metallo fuso attraverso un canale a collo d'oca e poi nello stampo. Tipicamente le pressioni di iniezione per una macchina di pressofusione a camera calda sono comprese tra 2 e 15 MPa [7]. Dopo che il metallo fuso è stato iniettato nella cavità dello stampo, lo stantuffo rimane abbassato mantenendo la pressione mentre il getto si solidifica. Dopo la solidificazione, il sistema idraulico ritrae lo stantuffo e il pezzo può essere espulso dall'unità di bloccaggio. Prima dell'iniezione del metallo fuso, questa unità chiude e blocca le due metà dello stampo. Quando lo stampo è attaccato alla macchina di pressofusione, ciascuna metà è fissata a una grande piastra. La metà anteriore dello stampo, chiamata matrice di copertura, è montata su una piastra fissa e si allinea con il canale a collo di cigno. La metà posteriore dello stampo, chiamata matrice di espulsione, è montata su un piano mobile, che scorre lungo i tiranti. L'unità di chiusura ad azionamento idraulico aziona le barre di bloccaggio che spingono questa piastra verso la matrice di copertura ed esercitano una pressione sufficiente per tenerla chiusa durante l'iniezione del metallo fuso. Dopo la solidificazione del metallo all'interno della cavità dello stampo, l'unità di bloccaggio rilascia le semi-conchiglie e contemporaneamente aziona il sistema di espulsione per spingere il getto fuori dalla cavità aperta. Lo stampo può quindi essere chiuso per la successiva iniezione.

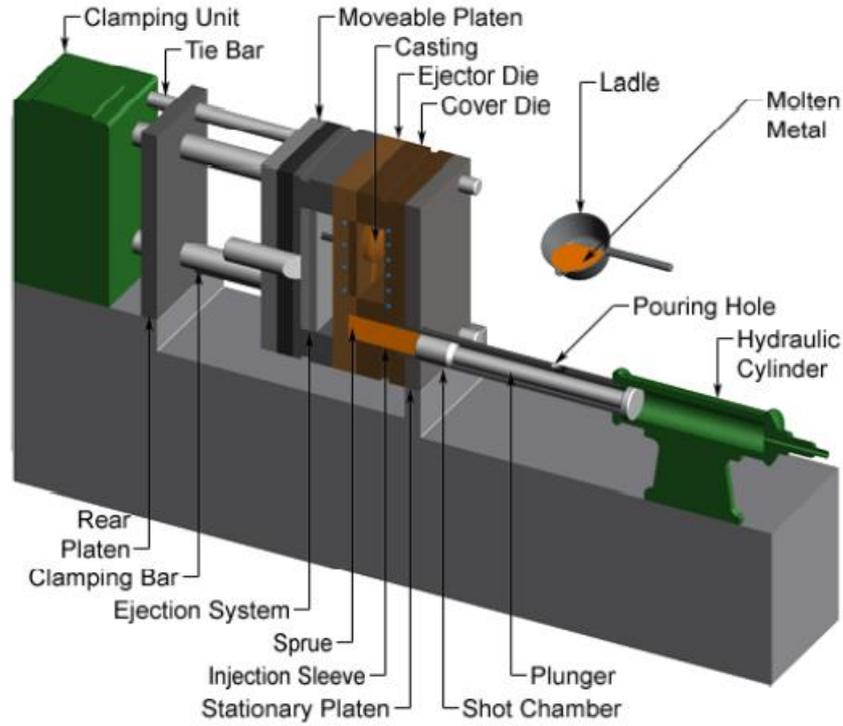
L'aspetto della macchina per pressocolata a camera calda è illustrato in **Figura 9**.



*Figura 9 – Macchinario e componenti per pressocolata a camera calda*

- Macchine per pressocolata a camera fredda:** Le macchine a camera fredda vengono utilizzate per leghe con elevate temperature di fusione che non possono essere colate nelle macchine a camera calda perché danneggerebbero il sistema di pompaggio. Tali leghe includono alluminio, ottone e magnesio. Il metallo fuso è ancora contenuto in un recipiente aperto che viene posto in una fornace, dove viene fuso alla temperatura necessaria. Tuttavia, questo recipiente di contenimento viene tenuto separato dalla macchina di pressofusione e il metallo fuso viene prelevato con un mestolo dal recipiente per ciascuna colata, anziché essere pompato. Il metallo viene versato dalla siviera nella camera di iniezione attraverso un foro di colata. Il sistema di iniezione in una macchina a camera fredda funziona in modo simile a quello di una macchina a camera calda, tuttavia è solitamente orientato orizzontalmente e non include un canale a collo d'oca. Uno stantuffo, alimentato dalla pressione idraulica, spinge il metallo fuso attraverso la camera di iniezione e nel manicotto di iniezione nello stampo. Le pressioni di iniezione tipiche per una macchina di pressofusione a camera fredda sono comprese tra 15 e 100 MPa. Dopo che il metallo fuso è stato iniettato nella cavità dello stampo, lo stantuffo rimane nella posizione di lavoro, mantenendo la pressione mentre il getto si solidifica. Dopo la solidificazione, il sistema idraulico ritrae lo stantuffo e il pezzo può

essere espulso dall'unità di bloccaggio. L'unità di chiusura e montaggio degli stampi è identica alla macchina a camera calda.



*Figura 10 – Macchinario e componenti per pressocolata a camera fredda*

### 1.2.3 Temperatura e flusso di calore dello stampo

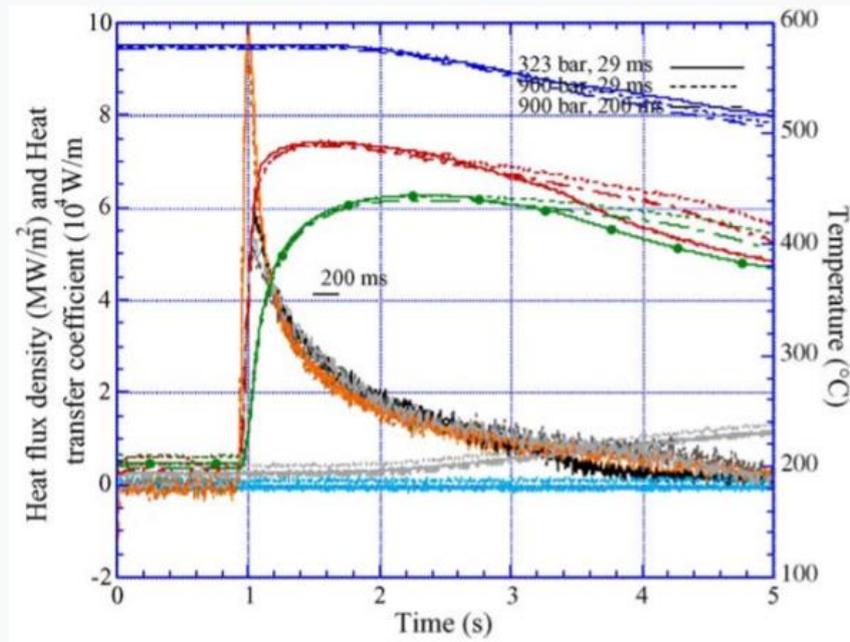
La temperatura dello stampo durante l'intero processo di colata deve essere monitorata e controllata accuratamente, in quanto la qualità del getto è molto sensibile alla variazione di temperatura. Quando la lega fusa è nella cavità dello stampo, il calore nella lega deve essere rimosso per consentire la solidificazione e conseguente raffreddamento. Qui lo stampo funge da scambiatore di calore. Ci sono un certo numero di flussi di calore quando lo stampo è chiuso. Ci sono due principali flussi in tale scambiatore di calore, cioè attraverso la conduzione con l'acqua del canale di raffreddamento sia sullo stampo fisso che su quello mobile. Dopo che lo stampo è aperto, la combinazione di acqua e spray lubrificante è il modo migliore per raffreddare lo stampo in aggiunta a una piccola quantità di convezione del flusso di calore attraverso l'aria. Il ruolo aggiuntivo dell'aria compressa è quello di drenare qualsiasi goccia di acqua in eccesso, che causa porosità nella successiva colata.

La geometria del getto è fondamentale in quanto determina anche la geometria dello stampo e, di conseguenza, la geometria dello scambiatore di calore. Tempi di raffreddamento più lunghi sono ottenuti utilizzando forme con grandi rapporti volume-superficie. Un altro effetto critico della forma della colata è la possibilità di grandi differenze nei tempi di raffreddamento creando sollecitazioni all'interno dei getti pressofusi. Se le sollecitazioni causate dal raffreddamento diventano troppo elevate in contrapposizione alla costrizione rigida dello stampo, si possono provocare crepe.

La velocità di rimozione del calore deve corrispondere a un valore tale per cui il raffreddamento è significativo anche durante il processo di riempimento. Pertanto, il surriscaldamento e il calore latente sono trasferiti allo stampo prima che la lega sia in una fase di condizione termica stazionaria. Il metallo lontano dal canale di colata sarà parzialmente solido prima della fine del riempimento dello stampo. Questo flusso di calore transitorio determina che un maggiore calore viene trasferito allo stampo vicino al canale di colata. Inoltre, il passaggio dell'impianto di raffreddamento è mirato a togliere il calore dai punti più caldi e quindi il design del layout e l'ingresso/uscita componenti correlati.

Da quanto detto si evince che il trasferimento di calore non è costante. Mentre il metallo si raffredda, lo fa dalla superficie fino al centro del getto. Come già detto, man mano che il getto si raffredda, progressivamente si restringe e quindi si riduce la pressione del metallo contro lo stampo. Tale fenomeno riduce il calore trasferito. Attraverso l'installazione di un trasduttore di pressione nello stampo è possibile misurare la pressione applicata al metallo pressofuso e mediante termocoppie è possibile misurare il flusso di calore attraverso lo stampo. Così facendo si può misurare che la densità del flusso di calore raggiunge il picco di  $10 \text{ MW/m}^2$  nel punto in cui la pressione viene dapprima applicata e poi si riduce a  $0,5 \text{ MW/m}^2$  dopo quattro secondi [8], come è visibile in **Figura 11**. Quindi, è comune avere una microstruttura molto fine sulla superficie di colata e poi una struttura dendritica/eutettica grossolana al centro. Ciò ha un effetto importante sulla microstruttura risultante nel getto. L'alto flusso di calore iniziale provoca una rapida solidificazione e quindi produce dendriti fini. Quando la colata inizia a solidificarsi, il flusso di calore diminuisce rapidamente, quindi i dendriti diventano più grossolani con un braccio dendritico più grande. È comune nella pressofusione ad alta pressione avere anime in acciaio nello stampo in modo che si possono realizzare parti complesse. Ciò si traduce in una lunga barra d'acciaio circondata da alluminio fuso. Queste aste o nuclei non possono condurre via il calore tranne che attraverso la piccola base. Pertanto, raggiungono rapidamente

temperature molto elevate. L'energia termica che questi nuclei possono assorbire è limitata. Quindi, è comune ottenere un raffreddamento iniziale attorno al nucleo, ma poi esso si riscalda e non scambia più calore. Ciò si traduce in una lenta solidificazione e quindi in grandi dendriti con lunghi bracci secondari.



*Figura 11 – Andamento del flusso di calore durante il processo di pressocolata*

### 1.3 Durata degli stampi e cause di rottura

La pressocolata ha un grande vantaggio economico poiché può produrre getti con tolleranze dimensionali strette, finiture superficiali lisce e dettagli fini e intricati ad alti tassi di produzione. Tuttavia, questi vantaggi sono compensati, in una certa misura, dall'alto costo dello stampo. Di solito, lo stampo costituisce circa il 20% del costo totale di produzione dell'alluminio pressofuso [9]. La durata dello stampo è una considerazione importante in un processo di pressocolata, infatti all'aumentare del numero di parti che possono essere fuse da un singolo stampo, il processo diventa più economico. Gli studi dimostrano che la normale vita di uno stampo varia da 25000 cicli a 250000 cicli a seconda del design e della complessità dello stampo [10]. Il costo di produzione per pezzo può essere ridotto aumentando la vita dello stampo. La durata dello stampo è considerata come il numero totale di getti prodotti prima della sua rottura. Lo

stampo può rompersi a causa di uno o una combinazione dei seguenti motivi: cricche a caldo, attacco chimico, metallizzazione, erosione meccanica, fatica termica e sollecitazioni meccaniche. Le cricche a caldo e la metallizzazione sono le due principali cause di rottura dello stampo.

### 1.3.1 Cricche a caldo

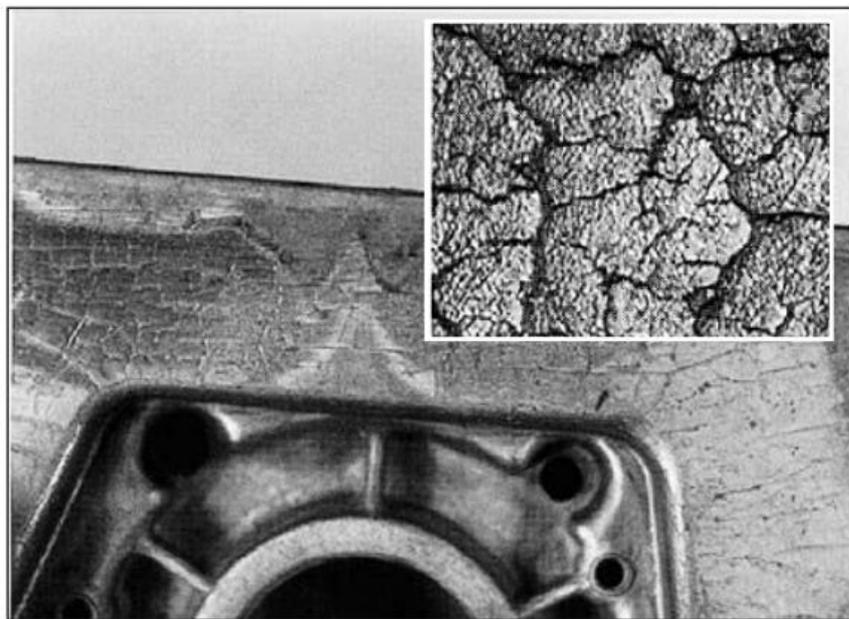
Le cricche a caldo nella pressofusione sono spesso causate dalla:

- fatica termica
- sollecitazioni superficiali
- bassa resistenza del materiale
- irregolarità superficiali

Durante il ciclo di processo l'alternanza di riscaldamento e il raffreddamento portano alla fatica termica. Le fluttuazioni delle sollecitazioni meccaniche e termiche innescano sottili crepe sulla superficie della cavità dello stampo che diventano più grandi e alla fine portano alla rottura dello stesso, come visibile in **Figura 12**. Il danneggiamento causato da fatica termica è costituito da un riconoscibile pattern costituito da un insieme di cricche superficiali denominato, per via della forma tipica, «ragnatela». La resistenza alla fatica termica dei tipici materiali per stampi di pressocolata è testata utilizzando degli appositi provini [11]. Questa procedura di test ha utilizzato una lega di alluminio 380 riscaldata a 732 °C e un tempo di immersione di 9 s. Durante l'esperimento di fatica termica, le cricche a caldo si originano e propagano solo intorno agli angoli del campione, allorquando gli stress termici sono al loro massimo. Sono utilizzati due parametri per la valutazione della resistenza termica alla fatica dei materiali degli stampi: l'area totale della fessura e la lunghezza massima media della fessura. L'area totale della fessura è calcolata tenendo conto di tutti i contributi di crepe. Pertanto, se l'area di fessurazione totale di uno stampo raggiunge un certo limite, l'intero stampo si rompe. L'area di ciascuna fessura è definita dal quadrato della lunghezza della fessura. L'area totale della fessura è il prodotto delle aree di tutte le crepe. La lunghezza media massima della fessura è definita come la lunghezza di una cricca tale per cui che se una singola crepa è abbastanza grande, l'intero stampo è inutilizzabile. È calcolata come la lunghezza media della fessura più lunga di ciascuna di quelle ai quattro angoli del campione. Le cricche a caldo da fatica termica sono provocate dall'effetto

combinato delle sollecitazioni termiche cicliche, delle sollecitazioni di trazione e delle deformazioni plastiche. La mancanza di soltanto uno di questi fattori fa sì che le cricche da fatica termica non vengano innescate o propagate. La deformazione plastica provoca l'origine di micro-cricche e le sollecitazioni di trazione accelerano la loro propagazione. La fatica termica viene influenzata dai seguenti fattori:

- ciclo termico dello stampo
- proprietà di base del materiale dello stampo
- spigoli, scanalature e rugosità superficiale dello stampo

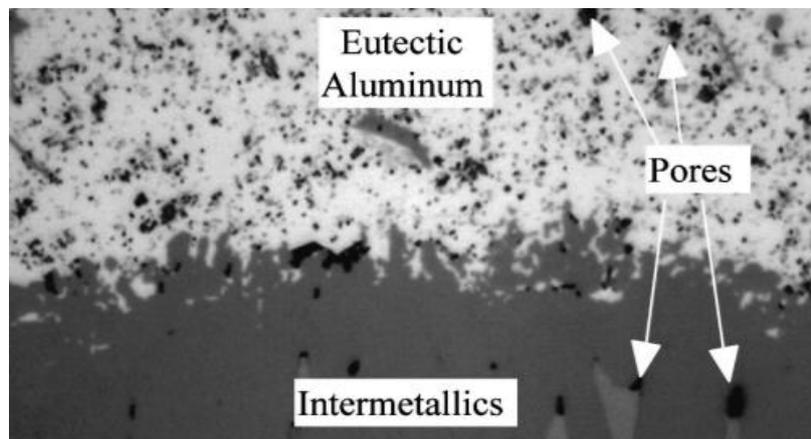


*Figura 12 – Formazione cricche a caldo in stampo da pressocolata*

### 1.3.2 Metallizzazione

La metallizzazione è definita come l'adesione o saldatura del metallo fuso alla superficie dello stampo o del nucleo. Durante il processo di colata il metallo fuso viene iniettato nello stampo. La saldatura del getto alla superficie dell'acciaio all'interno della cavità avviene durante la solidificazione. Le reazioni chimiche e meccaniche si verificano durante la fase di riempimento e solidificazione a causa dell'affinità degli atomi della lega di alluminio e degli atomi del substrato della matrice l'uno con l'altro. Allorquando la superficie della cavità dello stampo risulta privata dello strato protettivo, il metallo fuso si può diffondere nella superficie dello

stampo. Contemporaneamente vari elementi di lega dello stampo (specialmente il ferro) possono diffondersi nel metallo colato. Tali processi possono provocare la dissoluzione dell'acciaio e dei composti intermetallici tra il metallo fuso e la superficie dello stampo, come mostrato in **Figura 13**. Nella eventualità in cui si verifichi un'intensa formazione di composti intermetallici, il metallo fuso si salda alla superficie dello stampo. L'accumulo della lega di alluminio che ne consegue che si verifica all'interfaccia è chiamato metallizzazione. La metallizzazione causa problemi di adesione quando il getto viene espulso e può anche dar luogo a usura adesiva quando il getto viene separato dallo stampo. In condizioni gravose, la metallizzazione dello stampo avviene dopo pochi cicli di colata. Ciò comporta tempi di fermo e aumento dei costi, poiché gli stampi sono generalmente costosi e i tempi di fermo comportano una perdita di produzione. In letteratura sono identificati due tipi di metallizzazione [12]. Una avviene ad alte temperature a causa di una reazione chimico/metallurgica tra la lega di alluminio fusa e lo stampo; l'altra si verifica a basse temperature a causa di interazione meccanica. È generalmente riconosciuto che la metallizzazione è strettamente correlata alla corrosione di una pellicola protettiva sulla superficie dello stampo. Tale corrosione si verifica quando la lega di alluminio fusa distrugge la pellicola protettiva (rivestimento o lubrificante) sullo stampo. L'alluminio fuso viene quindi a contatto con la superficie dello stampo. Il ferro nel materiale dello stampo si dissolve nell'alluminio fuso; alluminio e altri elementi nella fusione si diffondono nella superficie dello stampo. Di conseguenza, sulla superficie dello stampo si forma uno strato di intermetallici. Sebbene sia stata condotta una notevole quantità di ricerche sulla natura di questi intermetallici, si sa poco sulle condizioni in cui si verifica la metallizzazione del getto allo stampo.



**Figura 13** – Formazione di composti intermetallici tra getto e stampo con relative porosità

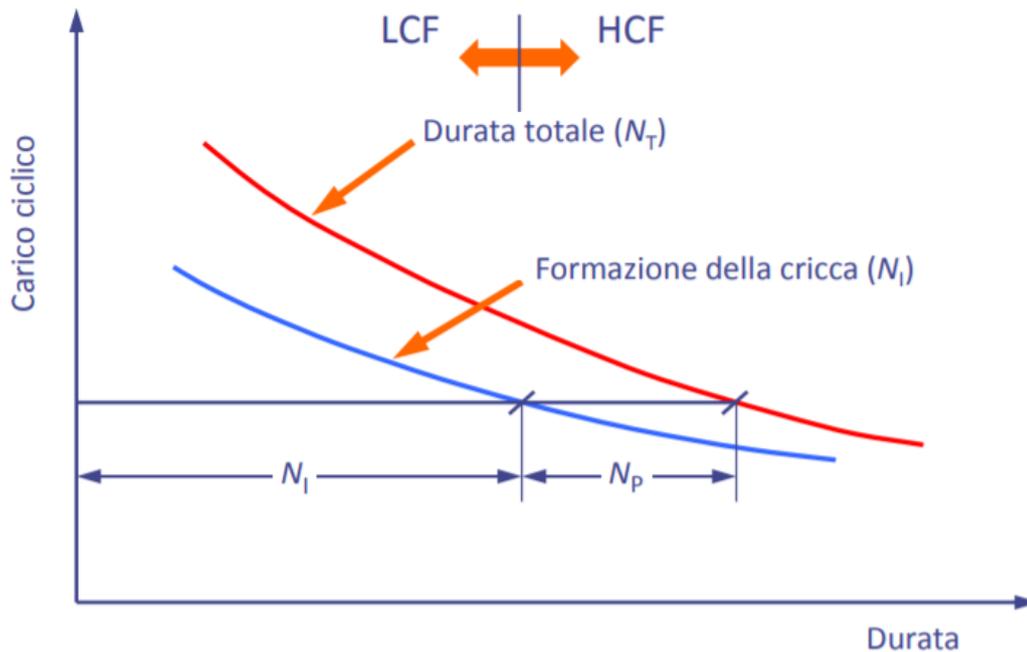
## 2. Generalità del fenomeno della fatica

Il fenomeno della fatica, caratterizzato dalla formazione e crescita di cricche negli elementi della macchina sottoposti a carichi ripetuti al di sotto del carico di rottura, è stato scoperto durante il XIX secolo con l'arrivo di macchine e veicoli merci funzionanti in regime dinamico a carichi maggiori di quelli riscontrati prima [13]. La fatica nei materiali è causata da un carico ciclico che può essere meccanico o termico. Il comportamento a fatica è prevalentemente influenzato da stress di trazione. Si osserva sperimentalmente che la frattura comincia superficialmente, laddove il punto di tensione è massimo e dove l'attacco ambientale e la rugosità superficiale sono più influenti. In superficie vi è la maggiore intensità dovuta a concentrazioni di tensioni causate da intagli o difetti. La fatica dipende fortemente dal tempo misurato in cicli, correlati alla tipologia di sollecitazione, che provoca la crescita progressiva di una cricca. Il collasso ultimo è solitamente una frattura che si diffonde a velocità sonica che rappresenta l'evento finale dove si osserva il comportamento fragile della sezione residua del componente.

### 2.1 Analisi a fatica con il modello $\varepsilon - N$

Se vi è una fatica ad alto numero di cicli prende il sopravvento l'avvenimento di origine della cricca, mentre se la fatica è oligociclica, ossia a basso numero di cicli, allora prende il sopravvento l'avvenimento di propagazione della stessa cricca. Quindi è possibile considerare due aspetti duali dell'analisi a fatica del materiale [14], come osservato in **Figura 14**.

- Analisi a fatica ad alto numero di cicli ( HCF, High Cycle Fatigue ): caratterizzata da durata che si basa sulla formazione della cricca, esigui valori di strain (deformazione,  $\varepsilon$ ) di tipo plastico e lunga vita del componente.
- Analisi a fatica a basso numero di cicli ( LCF, Low Cycle Fatigue ): caratterizzata da durata che si basa sulla propagazione delle cricche ( e quindi micro-cricche originate precedentemente ), alti valori di strain (deformazione,  $\varepsilon$ ) di tipo plastico e bassa vita del componente.



**Figura 14** – Suddivisione della durata a fatica a seconda della crescita della cricca

## 2.1.1 Confronto tra fatica ad alto e a basso numero di cicli

Per quanto riguarda l'analisi della fatica ad alto numero di cicli (HCF), è necessario:

- Utilizzo delle informazioni del materiale standard (stress - life) e altri aspetti supplementari per il calcolo della vita del pezzo analizzato
- Effettuare test sul provino appartenente al materiale analizzato in controllo di stress
- Effettuare il calcolo dello stress (tensione,  $\sigma$ ) mediante le relazioni nel dominio elastico
- Effettuare test fino alla rottura del componente di prova (indicato con Nf, durata)

I vantaggi della metodologia dell'analisi a fatica ad alto numero di cicli risiedono negli aspetti secondo cui:

- Vi è una grande conoscenza di informazioni per quanto riguarda gli acciai basso legati
- La metodologia di test è semplicemente realizzabile
- Lo stress è considerato ad un valore uniforme in un campo progettuale
- Gli utilizzi nel campo progettuale prevedono un elevato numero di cicli o vita infinita

I difetti della metodologia di analisi a fatica ad alto numero di cicli invece sono:

- Ignorare gli strain di tipo plastico

- Una metodologia di carattere sperimentale
- Il più delle informazioni a disposizione per i materiali garantiscono una conoscenza circoscritta del fenomeno di danno ciclico, in quanto lo studio è limitato a evidenziare la rottura o meno finale del componente

Le applicazioni progettuali dell'analisi a fatica ad alto numero di cicli sono tuttavia numerosissime, prima di tutto ai fini della progettazione di macchinari e relativa componentistica.

Per quanto invece riguarda l'analisi a fatica a basso numero di cicli (LCF), è necessario:

- Possibilità di utilizzo del modello di stress-strain nelle fondamenta del difetto ai fini della determinazione dell'andamento della vita del pezzo analizzato
- Effettuare test sul componente in controllo di strain
- Adoperare le informazioni del componente standard e l'andamento dello strain imposto, quindi importante analizzare, essendo il numero di cicli limitato, come questi vengono sollecitati e in che ordine

I vantaggi dell'analisi a fatica a basso numero di cicli sono i seguenti:

- Possibilità di unione con lo studio dello scorrimento viscoso ai fini di utilizzi pratici con alti gradienti termici
- Considera lo strain di tipo plastico
- Possibilità di considerazione di sollecitazioni di stress rimanenti e tensioni ad un valore non costante nel tempo
- Semplice possibilità di applicazioni anche a forma dei difetti, tipologia di acciaio, tipologia di deformazione controllata, anche nel caso non sia applicata su un solo asse

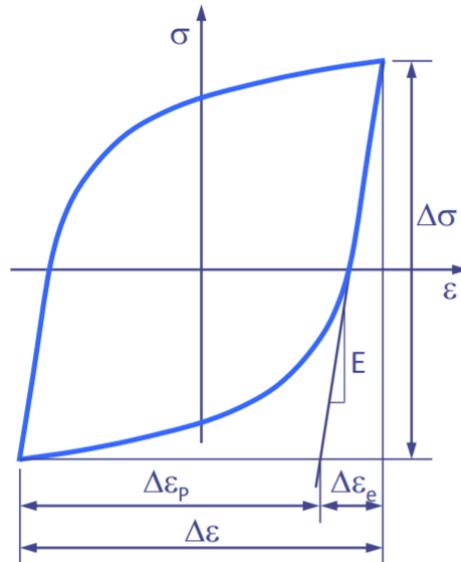
I difetti dell'analisi a fatica a basso numero di cicli risiedono nel fatto che:

- Vi è un database meno fornito degli acciai poiché il metodo è relativamente nuovo e quindi si possiede meno conoscenza pregressa
- La metodologia di approccio è più complicata

I principali utilizzi della metodologia dell'analisi a fatica a basso numero di cicli sono correlati ad elevate temperature combinate a deformazioni cicliche (turbine, reattori); fatica oligociclica e applicazioni con deformazione di range non costante nel tempo.



La relazione tensione- deformazione degli acciai nel ciclo di carico è rappresentata dal ciclo di isteresi in **Figura 16**. L'area compresa dalla curva del ciclo indica l'energia specifica calcolata sul volume impiegata per compiere un ciclo e da quest'ultima si può risalire al lavoro di tipo plastico.



**Figura 16** – Ciclo di isteresi di un materiale con fatica a basso numero di cicli

Il lavoro di tipo plastico indica il moto delle dislocazioni e il fenomeno di danno a fatica successivo all'innescio del difetto distruttivo, vincendo così la resistenza del materiale.

All'interno del ciclo è possibile individuare:

- Range di stress, differenza tra tensione massima e minima:  $\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$
- Range di strain, differenza tra deformazione massima e minima:  $\Delta\varepsilon = \varepsilon_{\max} - \varepsilon_{\min}$
- Ampiezza dello stress:  $\sigma_a = \Delta\sigma/2$
- Ampiezza dello strain:  $\varepsilon_a = \Delta\varepsilon/2$
- Range di deformazione totale, somma della parte elastica e plastica:  $\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_e + \Delta\varepsilon_p$

Sottoposto a storia di carico ciclica, nella regione di regime plastico, l'andamento stress - strain dell'acciaio potrebbe variare. Si noti tuttavia che in vari casi i carichi ciclici gravanti sull'acciaio potrebbero rivelarsi critici e non dovrebbero venire ignorati nella fase della scelta dell'acciaio, allorquando infatti la sollecitazione in controllo di deformazione è troppo elevata, la fase ciclica non si stabilizza e il componente raggiunge il cedimento prima della

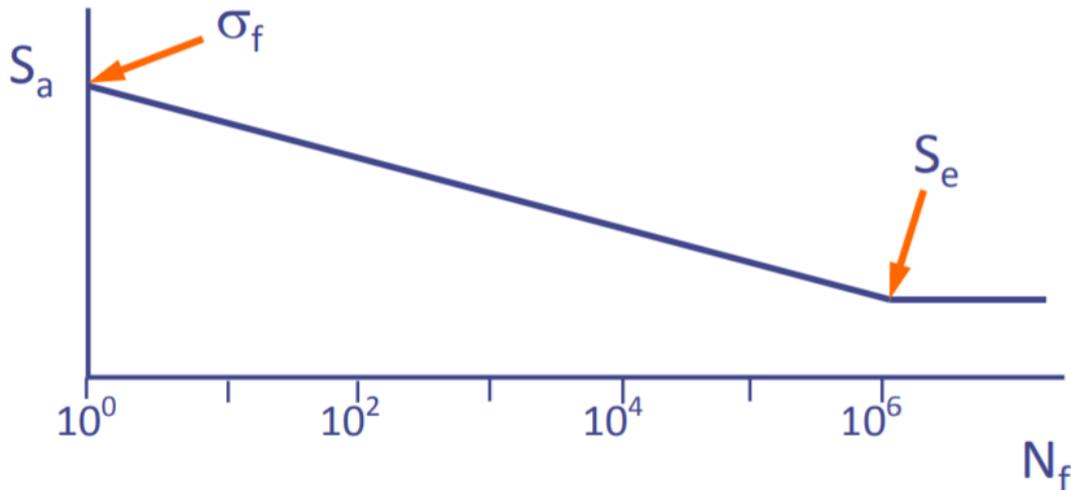
stabilizzazione. Si possono verificare due comportamenti sotto carico ciclico: il “cyclic hardening”, ossia indurimento e il “cyclic softening”, ossia addolcimento. Nel cyclic hardening il carico a fatica di tipo ciclico provoca un ingrandimento della quantità di dislocazioni, quindi gli acciai troppo poco rigidi possono incrudire e incrementano la resistenza all’aumentare del carico. Invece nel cyclic softening il carico a fatica di tipo ciclico provoca una diminuzione delle dislocazioni, quindi gli acciai particolarmente poco duttili possono ammorbidirsi e diminuiscono la resistenza all’aumentare del carico, ossia incrementa lo strain di tipo plastico.

### 2.1.3 Equazione di Basquin-Manson-Coffin

L’equazione di Basquin è stata formulata in seguito a studi per la determinazione di una equazione di potenza fra l’ampiezza di stress e la vita a fatica ed è così espressa:

$$\sigma_a = A(N_f)^B \quad (1)$$

Basquin era in ricerca di un esponente applicabile universalmente, ossia  $B$  insieme ad un coefficiente,  $A$ , relativo alla resistenza in seguito a trazione. L’utilizzo prevalente di tale metodologia risiede nell’analisi della fatica ad alto numero di cicli, infatti essa è una interpolazione della curva di Wohler, principale diagramma utilizzato per ricavare la durata a fatica dei materiali che mostrano un comportamento a fatica ad alto numero di cicli, come mostrato in **Figura 17**. Si vede come l’intercetta all’origine corrisponda a  $S_a$ , ossia la tensione di rottura del materiale corrispondente alla prova statica, mentre l’asintoto orizzontale corrisponda a  $S_e$ , ossia il limite di fatica, tensione al di sotto della quale il materiale presenta nominalmente una vita infinita. Il diagramma è rappresentabile come una curva bilineare con assi cartesiani tensione durata, quindi mostra un comportamento puramente elastico.



**Figura 17** – Rappresentazione di una curva di Wohler logaritmica

Il significato principale della relazione di Basquin è rappresentato dal fatto che l'interazione fra stress e life può venire espressa con l'ausilio di una relazione di potenza. Una equazione alternativa della relazione di Basquin è la seguente:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (2)$$

La relazione di Coffin-Manson è stata formulata in seguito a ricerche effettuate su turbine a gas e reattori di tipo nucleare. Il carico di tipologia termica, infatti, provoca elevate strain di tipo plastico e vite a fatica esigue. Il fine della seguente formulazione è la determinazione di una equazione di potenza tra l'ampiezza dello strain di tipo plastico e la vita a fatica:

$$\Delta\varepsilon_p = C(N_f)^D \quad (3)$$

Manson e Coffin erano alla ricerca di un esponente universalmente applicabile,  $D$ , insieme ad un coefficiente,  $C$ , in relazione con la duttilità e non più alla resistenza a trazione, come invece si verifica nell'equazione di Basquin. L'utilizzo principale della metodologia è da attribuirsi all'analisi a fatica oligociclica. L'aspetto principale della formulazione risiede nel fatto che l'interazione fra strain e life può essere realizzata utilizzando una relazione di potenza. Una equazione alternativa è la seguente:

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (4)$$

Sapendo, dal ciclo di isteresi, che  $\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_e + \Delta\varepsilon_p$ , equivalente a  $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2}$ , con  $E$  modulo di elasticità del materiale, e sostituendo in quest'ultima equazione le due formulazioni

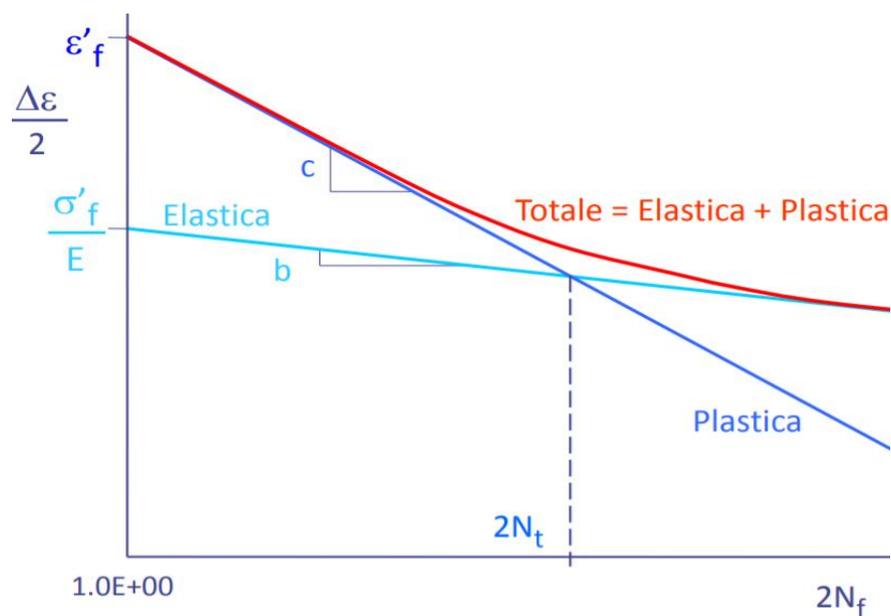
alternative dell'equazione di Basquin e dell'equazione di Coffin-Manson, si ottiene la seguente equazione di deformazione – durata, detta di Basquin-Manson-Coffin o modello a quattro parametri:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (5)$$

La nomenclatura deriva, appunto, dai quattro parametri che la definiscono, ossia:

- $\sigma'_f$  Coefficiente di resistenza a fatica
- $b$  Esponente di resistenza a fatica
- $\varepsilon'_f$  Coefficiente di duttilità a fatica
- $c$  Esponente di duttilità a fatica

L'equazione di Basquin-Manson-Coffin è rappresentata dal seguente diagramma in **Figura 18**:



**Figura 18** – Diagramma deformazione – durata dell'equazione di Basquin-Manson-Coffin

Nel grafico si può osservare che le curve deformazione durata elastica e plastica si intersecano in un punto, la cui durata è indicata come  $N_t$ , ossia la cosiddetta durata di transizione. Essa indica il numero di ciclo in cui il ciclo di isteresi stabilizzato possiede le stesse componenti di strain in campo elastico e plastico. Si può notare, inoltre, che per basse durate a fatica (LCF) è predominante lo strain di tipo plastico, mentre per alte durate a fatica (HCF) è predominante lo strain di tipo elastico. Questa metodologia consente la caratterizzazione delle proprietà di fatica

di un materiale per l'intero intervallo di vita in numero di cicli. Questo è fondamentale per andamenti di carico ad ampiezza non costante. Le informazioni strain - life per diversi acciai delineano una curva anche in assi doppio-logaritmici. I 4 parametri sopracitati consentono una più elevata interpolazione delle informazioni, infatti tale formulazione può venire utilizzata per una elevata quantità di materiali. Si può realizzare così un database ed una metodologia di approccio unico. Si nota, inoltre, che nella zona della fatica ad elevato numero di cicli (HCF) per i materiali, le due modellazioni, deformazione - durata e tensione - durata, sono i medesimi, in quanto la curva dell'equazione a quattro parametri tende asintoticamente a quella derivante dall'equazione di Basquin. Degno di nota è il fatto che l'equazione strain - life ignora il comportamento al limite della fatica. Quest'ultima considerazione è maggiormente adatta per gli utilizzi ad ampiezza non costante, infatti l'equazione strain - life possiede una più elevata adattabilità ad una più grande quantità di acciai. Si può dire infine che l'equazione stress - life comprende esclusivamente la resistenza dell'acciaio ad un'analisi del comportamento a fatica, mentre l'equazione strain - life è formulata in riferimento, da una parte alla duttilità e d'altra parte anche alla resistenza dell'acciaio considerato.

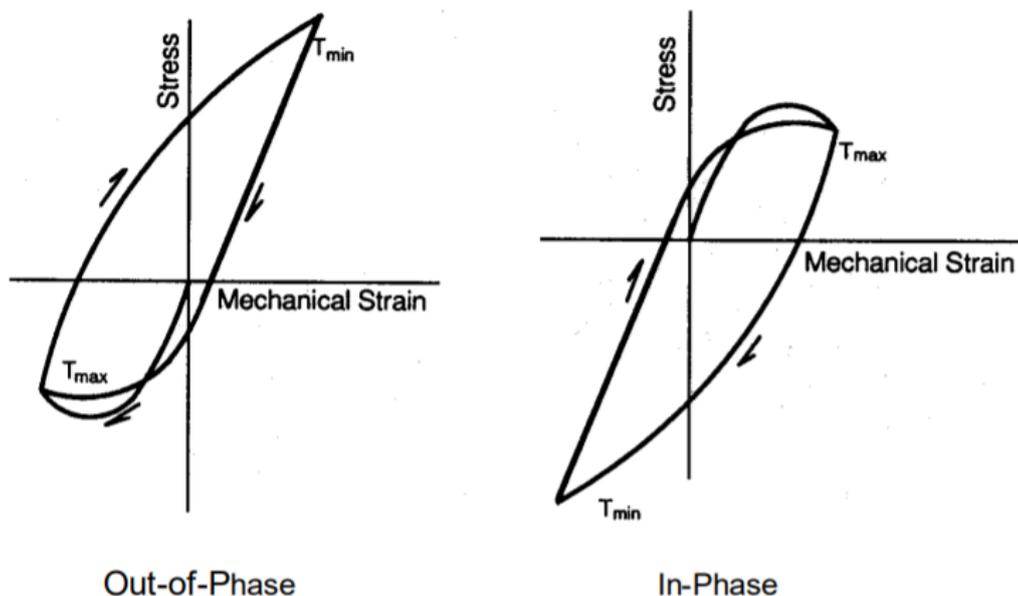
## 2.1 Fatica termomeccanica

La fatica termomeccanica (TMF) è causata da un carico termico e meccanico combinato dove sia le sollecitazioni che le temperature variano con il tempo. Questo tipo di carico può provocare un danneggiamento fino a un ordine di grandezza superiore rispetto alla sola fatica isoterma alla massima temperatura operativa. Le proprietà del materiale, l'intervallo di deformazione meccanica, la velocità di deformazione, la temperatura e "fasatura" tra la temperatura e la sollecitazione meccanica giocano tutti un ruolo nel tipo di danno originato nel materiale. Questi tipi di carichi si trovano più frequentemente nei cicli di avviamento e spegnimento di componenti e apparecchiature ad alta temperatura. In genere le vite di progettazione sono dell'ordine delle migliaia di cicli e comportano notevoli sollecitazioni plastiche.

## 2.1.1 Cause della fatica termomeccanica

Una delle principali differenze tra fatica isoterma e termica meccanica è il vincolo. Quando vengono riscaldate, le strutture sviluppano gradienti termici mentre si espandono. L'espansione vicino ai punti di concentrazione di tensione è spesso vincolato dal materiale circostante responsabile del raffreddamento. In questo caso la deformazione termica è convertita in deformazione meccanica che provoca danni da fatica nella struttura. Un vincolo totale esiste quando tutta la deformazione termica viene convertita in deformazione meccanica. Può verificarsi un vincolo eccessivo in una concentrazione di sollecitazione dove la deformazione meccanica è maggiore della deformazione termica. Una misura del grado di vincolo può essere il rapporto tra le velocità di deformazione termica e meccanica [15].

Il carico di fatica termomeccanica è spesso descritto come in fase (IP) o fuori fase (OP). Uno schema dell'illustrazione della risposta sforzo-deformazione sotto questi due carichi è fornito in **Figura 19**.



*Figura 19 – Effetto sul ciclo di isteresi del carico termico fuori fase e in fase*

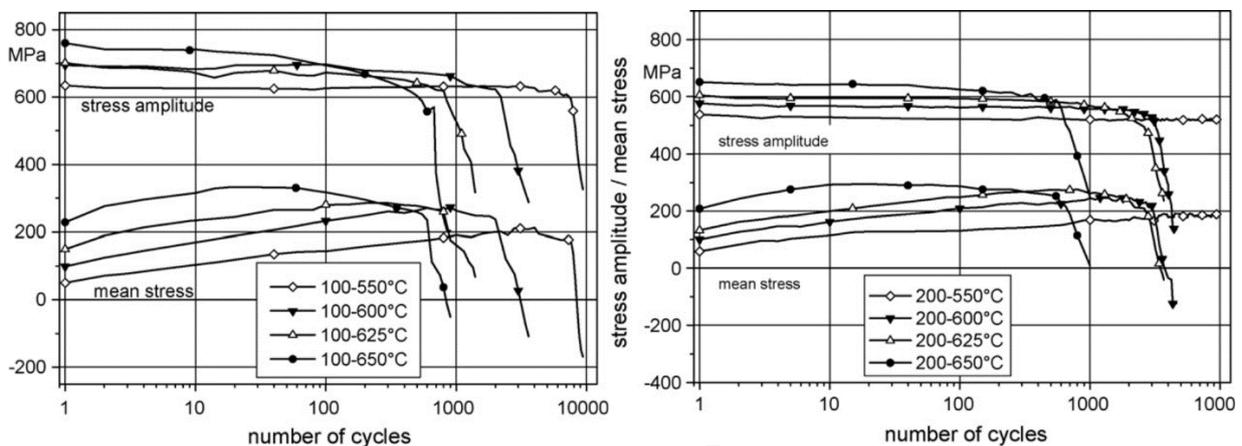
L'analisi a fatica termomeccanica è considerata "in fase" quando la massima deformazione di trazione si verifica nello stesso istante della temperatura di picco e quando la massima deformazione di compressione si verifica alla temperatura minima. L'analisi a fatica termomeccanica è invece "fuori fase" quando le forme d'onda di deformazione e temperatura

sono messe in fase mediante uno spostamento temporale pari alla metà del periodo del ciclo. Quindi nel carico IP la temperatura massima e la deformazione si verificano contemporaneamente. Nel carico OP invece, il materiale subisce compressione alla temperatura più alta e tensione a temperature più basse. Il carico in IP ha più probabilità di causare danni da creep, o scorrimento viscoso, durante sollecitazioni di trazione ad alte temperature. Il caricamento dell'OP ha invece più probabilità di causare danni da ossidazione perché un film di ossido può formarsi in compressione alle temperature più elevate. Infatti, il film di ossido si rompe durante la successiva fase di trazione a bassa temperatura del carico ciclico in cui esso è più fragile. Ci sono molti meccanismi attivi nel processo di fatica termomeccanica. Per la discussione è conveniente considerare i danni da tre fonti primarie: fatica, ossidazione e creep. Il danno provocato da ciascun processo viene sommato per ottenere una stima della vita a fatica totale. Spesso uno dei meccanismi di danno è dominante. Dal punto di vista della modellazione, questo suggerisce che i singoli modelli di danno e le proprietà dei materiali ad essi associati devono essere accurati solo per quelle condizioni in cui la vita è dominata da quel meccanismo di guasto.

## 2.1.2 Fatica termomeccanica negli acciai per colata

Molti componenti ad alta temperatura, come utensili per estrusione, pressofusione o formatura a caldo sono soggetti a combinazioni di carichi meccanici e termici alternati durante l'utilizzo. Le sollecitazioni e le deformazioni cicliche risultanti determinano il processo di danneggiamento e la loro durata. La formazione di crepe è preceduta da una deformazione plastica ciclica e le sollecitazioni termiche, così come quelle meccaniche, sono forze trainanti per la propagazione della cricca. Inoltre, le deformazioni plastiche disomogenee controllano la formazione di sollecitazioni residue nonché il rilassamento di campi di sollecitazioni residue già esistenti, ad esempio sollecitazioni residue indotte dalla fabbricazione, e quindi, lo stato tensionale locale. Di conseguenza, esiste un grande interesse nell'identificare e comprendere i meccanismi di danno di componenti caricati sia termicamente che meccanicamente come base per stime e previsioni di durata affidabili con determinati parametri di processo. Questo è particolarmente vero per gli utensili utilizzati nelle operazioni di fabbricazione, dove vengono applicati carichi accoppiati termicamente e meccanicamente nelle fasi del processo per realizzare geometrie e componenti con gradienti microstrutturali ben definiti. Qui, localmente

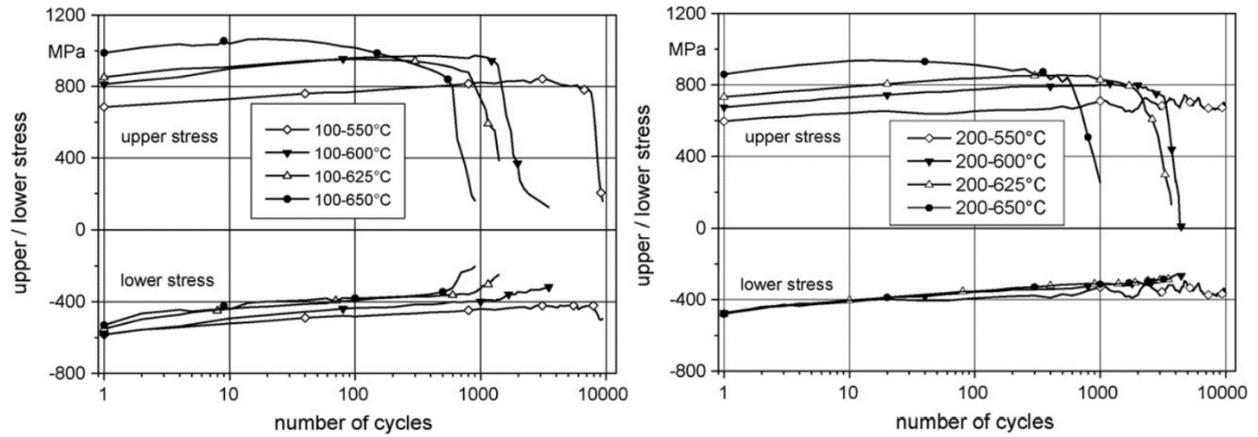
esistono stati di carico termico e meccanico disomogenei che devono essere ben compresi per creare processi di produzione affidabili ed efficienti in termini di costi. Idealmente, in tali casi, le previsioni di vita dovrebbero essere basate su dati sui materiali ottenuti da esperimenti che riflettano il più fedelmente possibile possibili le temperature e gli stati sforzo-deformazione sperimentati dalla componente di interesse. Questo, però, porta a test molto complessi e che richiedono tempo. Di conseguenza, è interessante ottenere informazioni sul comportamento dei materiali sotto più semplici e ben definite condizioni, ovvero fatica isoterma e carico termico, per studiare il comportamento sollecitazione-deformazione ciclica così come la formazione di cricche e di utilizzare tali informazioni per le valutazioni della durata. Le osservazioni sperimentali delle prove di fatica termica effettuate sull'acciaio Aisi H11 [17], tipico acciaio per la realizzazione di stampi per pressocolata, mostrano che durante il primo periodo delle prove, le ampiezze degli stress risultanti dal carico termico ciclico rimangono quasi costanti, come mostrato in **Figura 20**. Le sollecitazioni più alte e più basse, tuttavia, vengono spostate in modo tale da creare tensioni medie di trazione crescenti. La loro quantità è tanto maggiore quanto maggiore è la temperatura più alta.



**Figura 20** – *Variazione di durata con la media e l'ampiezza di stress a diversi range di T*

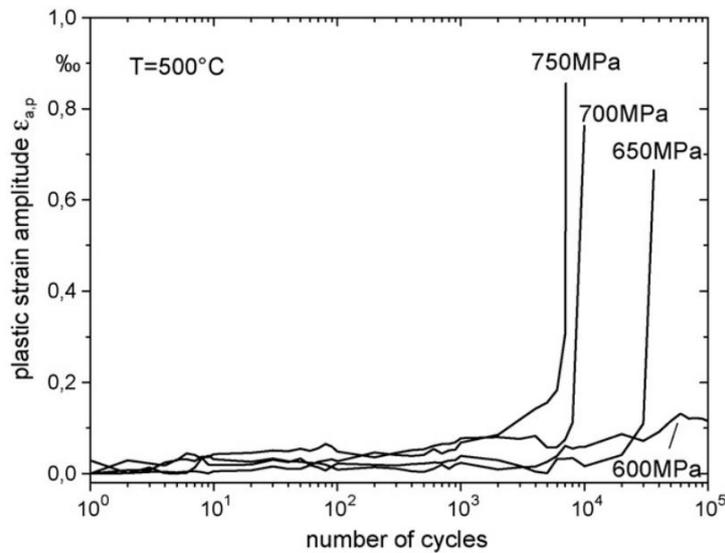
A partire da un certo numero di cicli di carico termico, che diventa più piccolo con l'aumentare delle temperature più alte, lo stress superiore diminuisce mentre i valori assoluti dello stress inferiore restano in aumento, come si vede in **Figura 21**. Questo porta a una diminuzione delle sollecitazioni medie. Si osserva quindi che le durate del componente si riducono sia

all'aumentare della temperatura massima che del range di temperatura caratterizzante la fatica del componente.



**Figura 21** - Variazione di durata con lo stress superiore e inferiore a diversi range di  $T$

Inoltre, durante questo periodo di test, sono osservate ampiezze di deformazione plastica crescenti. Le ampiezze di deformazione plastica sono tanto maggiori quanto maggiore è la temperatura di base del test, tipico di un “cycle softening”, come conferma la **Figura 22**. Infatti, un aumento della deformazione plastica ad alte temperature durante la compressione provoca un simultaneo aumento della tensione media di trazione per contrastare l’allungamento. Tali fenomeni vanno complessivamente a ridurre la vita del componente.



**Figura 22** – Variazione di durata con la deformazione plastica a diverse ampiezze di stress

## 3. Applicazione inserto per stampo in HPDC

Prima della presentazione del problema, di cui il successivo capitolo descriverà gli aspetti sperimentali e l'analisi dei risultati, è necessario definire i principali strumenti utilizzati per l'estrapolazione dei dati su cui si basa la successiva ricerca. In particolare, è importante definire il componente che caratterizza il problema, nonché oggetto dell'analisi, ossia l'inserto di acciaio per lo stampo di pressocolata del blocco di alluminio.

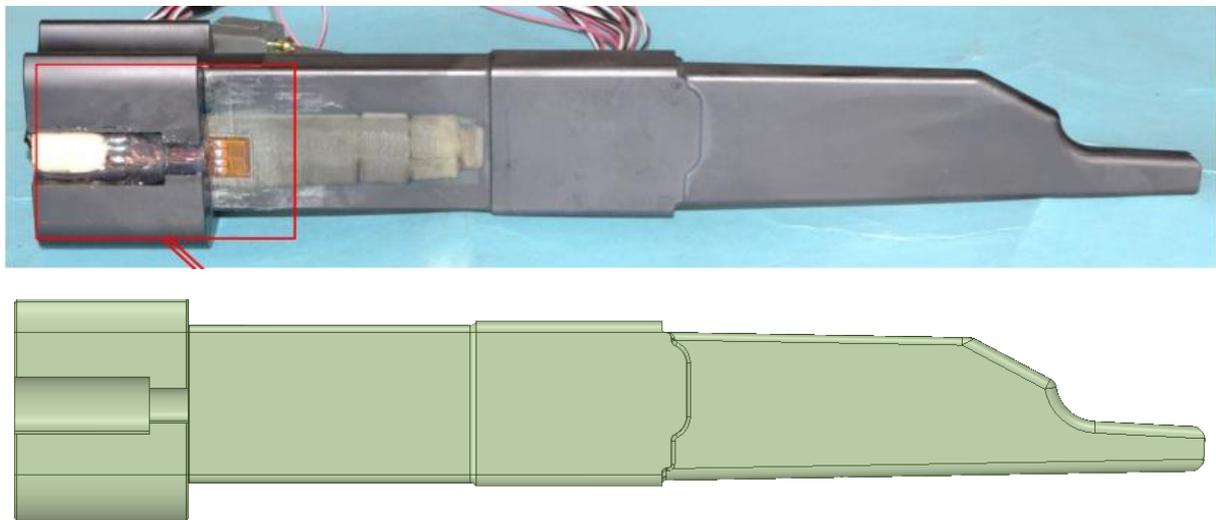
### 3.1 Utilizzo di inserti negli stampi di pressocolata

Gli inserti per stampo nelle operazioni di pressocolata di alluminio sono dei particolari componenti inseriti all'interno dello stampo e a diretto contatto col getto. Per tale motivo essi sono soggetti a grandi stress sia meccanici che termici di carattere ciclico. Quindi è uno dei componenti dello stampo la cui durata è necessariamente da mantenere sotto osservazione, in quanto maggiormente sollecitati. L'inserto tradizionale di pressocolata di alluminio contiene al suo interno un canale di raffreddamento per il ricircolo del fluido di raffreddamento in modo tale da garantire al getto, in specifici punti, un più uniforme raffreddamento e quindi una qualità del pezzo migliore. Ovviamente la rottura dell'inserto porta ad un annullamento dei vantaggi nel suo utilizzo che principalmente sono suddivisi in tre categorie:

- **Minore porosità:** molte applicazioni industriali, come quella di riferimento per la ricerca qui descritta, richiedono una determinata rugosità del componente in determinate zone del getto finale realizzato. Nei processi di pressocolata di alluminio tale difetto superficiale molto spesso si verifica a causa della porosità elevata del getto. Questo fenomeno è un difetto tipico delle applicazioni di fonderia causato dall'occlusione di gas all'interno del getto ancora non completamente solidificato durante il raffreddamento dello stesso.
- **Minori impurità:** nelle zone di influenza dell'azione dell'inserto di pressocolata viene garantito un miglior raffreddamento. Tale caratteristica comporta il minore uso di lubrificanti e distaccanti nello stampo. In questo modo, di conseguenza, vengono ridotte le impurità che potrebbero andare ad intaccare la qualità del getto finale.
- **Elevata tolleranza dimensionale:** l'azione dell'inserto nello stampo di pressocolata garantisce una migliore struttura del materiale che costituisce il pezzo finale. Tale

fenomeno fa sì che lo stato di sovrametallo previsto sia inferiore. Di conseguenza a ciò, anche i lavori di finitura successivi sono quantitativamente inferiori affinché sia assicurato il rispetto della tolleranza dimensionale richiesto. Oltre a ciò, ad aumentare la possibilità di una maggiore tolleranza dimensionali nelle zone di influenza dell'inserto, vi è il minor rischio di metallizzazione e nel complesso maggiori capacità resistenziali globali del getto finale.

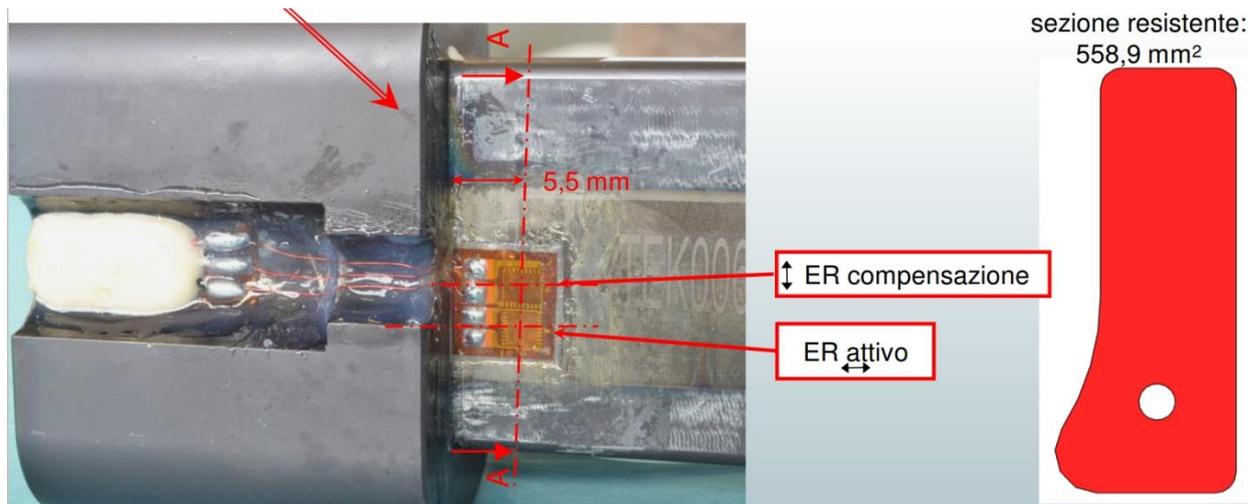
La geometria dell'inserto di pressocolata analizzato nell'attività sperimentale e la relativa riproduzione mediante software CAD, per la successiva analisi numerica, sono mostrate in **Figura 23**.



*Figura 23 – Inserto reale e realizzato su CAD utilizzato per la sperimentazione*

### 3.2 Uso di estensimetri per il rilievo di sollecitazioni

Ai fini del rilevamento delle sollecitazioni agenti sull'inserto durante il ciclo di colata, lo stesso inserto è stato opportunamente strumentato. Tale strumentazione prevede l'applicazione di due estensimetri alla base dello stesso inserto. Uno è posto lungo la direzione principale dell'inserto, l'altro invece è posto lungo la direzione trasversale. Il primo svolge un ruolo di misura attivo, mentre il secondo è solitamente utilizzato per effettuare compensazioni di temperatura. In **Figura 24**, è possibile osservare il posizionamento dei due punti di misura sull'inserto, con la relativa sezione trasversale resistente dello stesso.



**Figura 24** – Dettaglio estensimetri applicati alla base dell'inserto

Gli estensimetri sono trasduttori resistivi appartenenti alla famiglia degli estensimetrici. Essi sono caratterizzati dal fatto che la misurazione è ottenuta mediante una variazione di resistenza molto esigua, minore dell'1% , generalmente pari allo 0,2% del valore della resistenza. Per gestire tali piccole variazioni di resistenza, tali trasduttori vengono collegati e messi in funzione mediante la costituzione di un ponte di Wheatstone. Quindi l'estensimetro è un conduttore che assume una certa forma quando viene sottoposto a trazione o compresso, quindi quando il materiale a contatto con esso subisce una deformazione, e a seconda di ciò la resistenza del trasduttore cambia. Tale cambiamento può avvenire per due motivi:

- Per variazione di dimensione: cambiamento del valore di lunghezza e sezione trasversale
- Per variazione di resistività: origine del fenomeno piezo-resistivo

I trasduttori estensimetrici sono applicati, in genere, per due tipologie di compiti [18]:

- Analisi in tensione sperimentale di strutture e macchinari, sia statiche che dinamiche
- Costruzione di trasduttori di forza, pressione, coppia o portata

Considerando che il valore di resistenza è espresso secondo la seguente formulazione:

$$R = \rho \frac{L}{A} \quad (6)$$

dove  $\rho$  corrisponde alla resistività,  $L$  alla lunghezza del conduttore e  $A$  all'area della sezione trasversale dello stesso, differenziando si ottiene che:

$$\frac{dR}{R} = \frac{d\rho}{\rho} + \frac{dL}{L} - \frac{dA}{A} = \frac{d\rho}{\rho} + \frac{dL}{L} + 2\nu \frac{dL}{L} = \frac{d\rho}{\rho} + (1 + 2\nu) \frac{dL}{L} = \frac{d\rho}{\rho} + (1 + 2\nu)\varepsilon \quad (7)$$

dove  $\nu$  corrisponde al modulo di Poisson del materiale che costituisce l'estensimetro e  $\varepsilon$  alla deformazione subita dal componente.

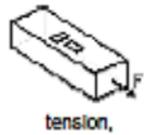
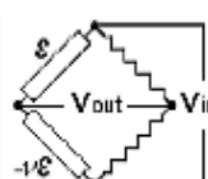
Si può quindi esprimere tale relazione mediante il cosiddetto "Gage Factor" ossia il guadagno dell'estensimetro,  $K$ :

$$K = \frac{\frac{dR}{R}}{\varepsilon} = (1 + 2\nu) + \frac{\frac{d\rho}{\rho}}{\frac{dL}{L}} \quad (8)$$

Dove il primo termine  $(1 + 2\nu)$  è quello relativo al cambio di geometria, ossia alla deformazione subita, che costituisce il termine prevalente negli estensimetri metallici, come quello utilizzato nella sperimentazione qui illustrata. Il secondo termine  $\frac{d\rho/\rho}{dL/L}$  invece è relativo al cambio di microstruttura e si evidenzia solo per estensimetri a semiconduttore in cui diventa prevalente, altrimenti è trascurabile.

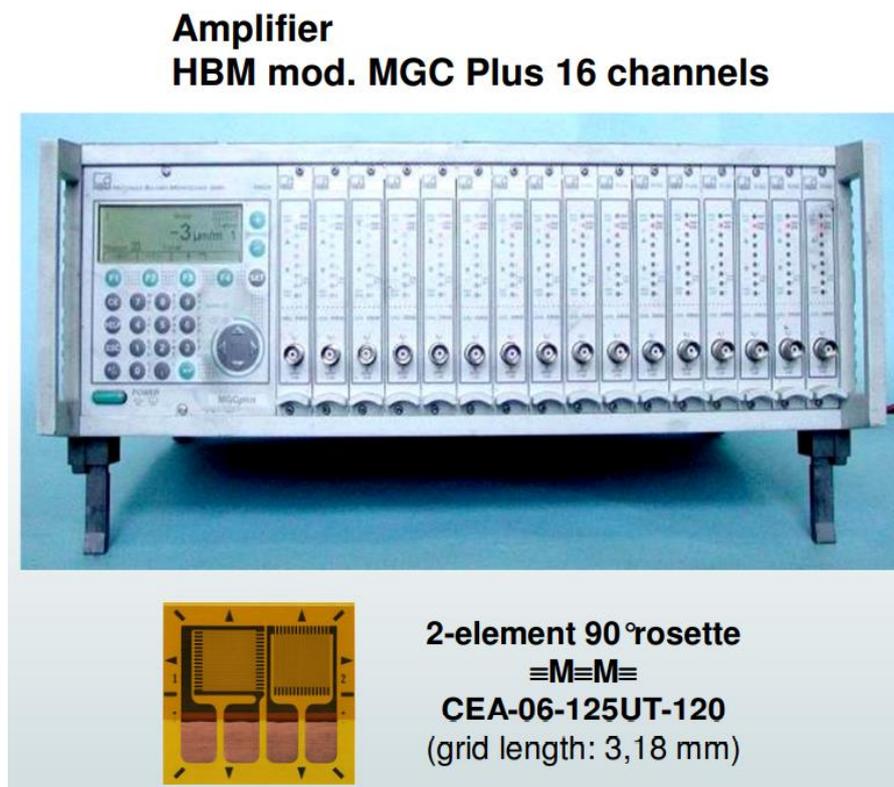
Sapendo il Gage Factor è possibile quindi, misurando la variazione di resistenza  $\frac{dR}{R}$ , valutare la deformazione  $\varepsilon$  nel punto di misura.

Per misurare la deformazione avvertita dall'estensimetro mediante variazione di resistenza dello stesso, è necessario convertire tale variazione di resistenza in un segnale in uscita in tensione  $V_0$ . Per fare ciò è necessario la costruzione di un ponte di Wheatstone. Il ponte in questione, essendo che vi sono solo due variazioni di impedenza, rappresentate dai due estensimetri, sulle quattro possibili, è detto a mezzo ponte, ossia con solo due rami attivi. Mediante una opportuna equazione caratteristica del ponte, è possibile amplificare la tensione di alimentazione dello stesso in relazione alla variazione di resistenza dell'estensimetro, e quindi alla deformazione  $\varepsilon$ , come illustrato in **Figura 25**.

MEASURES	TYPE	BRIDGE	EQUATION $V_{out}/V_{in}$	BRIDGE FACTOR	LINEAR	DESCRIPTION
 tension, compression	half		$\frac{k \cdot \varepsilon \cdot (1 + \nu)}{4 + 2 \cdot k \cdot \varepsilon \cdot (1 - \nu)}$	$(1 + \nu)$	no	One gage in principal direction and one in transverse direction - usually used for temperature compensation

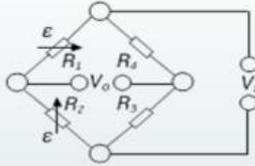
**Figura 25** – Caratteristiche del ponte di misura per la rilevazione delle sollecitazioni

Infine, il segnale di tensione uscente dal ponte viene amplificato per essere leggibile dall'interfaccia mediante un opportuno amplificatore, come illustrato in **Figura 26**.



*Figura 26 – Amplificatore utilizzato per la lettura del segnale di tensione in uscita dal ponte*

Le caratteristiche dei due estensimetri e della loro applicazione al ponte sono invece illustrate in **Figura 27**.

Strain-gage	Adhesive	Cable	Protective	Solvent
<b>Type:</b> M≡M CEA-06-125UT-120	<b>Type:</b> M≡M M-Bond 610	<b>Type:</b> M≡M 130 - FWT	<b>Type:</b> M≡M 3140 RTV	<b>Type:</b> M≡M CSM1 Rosin solvent
<b>Gage factor</b> $K= 2.025 \Delta R/R_0 \pm 0.5\% (24^\circ\text{C})$	<b>Remarks:</b>	<b>Section:</b> 0.5 mm	<b>Remarks:</b>	<b>Remarks:</b>
<b>Resistance</b> $R_c= 120 \Omega \pm 0.15\%$		<b>Length:</b> $\approx 4 \text{ m}$		
<b>Transverse sensitivity</b> $S_t=+ 1.4\% \pm 0.2\%$		<b>Solder:</b> M≡M 361-20R-25		
<b>STC</b> 6 ppm/°F		<b>Remarks:</b>		
<b>Circuit: half Wheatstone bridge</b>				
				
<b>Installation check</b>				
Phase	Visual inspection	Resistance measure	Isolation measure	Signal measure
Strain-gage not installed	OK	OK	-	-
Strain-gage installed	OK	OK	OK	-
Cabled installation	OK	OK	OK	OK
Protected installation	OK	OK	OK	OK

*Figura 27 – Caratteristiche degli estensimetri utilizzati*

### 3.3 Descrizione esperimento Teksid

L'esperimento svolto da Teksid si è occupato di rilevare, tramite una opportuna procedura di sperimentazione, le sollecitazioni agenti sull'inserito di stampo per pressocolata di alluminio finalizzato alla realizzazione del basamento di un blocco motore targato FPT GSE T4, di produzione FCA, di cui è possibile osservarne una illustrazione in **Figura 28**.

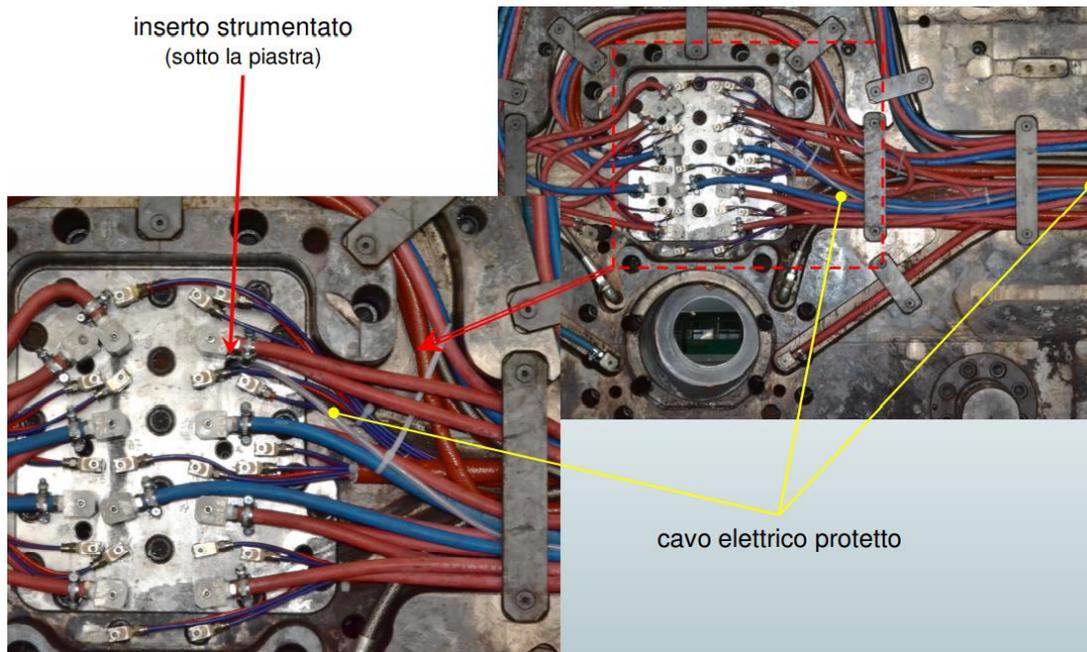


*Figura 28 – Blocco motore FPT GSE T4*

Il componente in prova è quindi un inserto di ritorno olio della matrice fissa per stampo. A tal fine è stata eseguita un'applicazione di estensimetri per il rilievo delle sollecitazioni durante il processo di colata, come già detto.

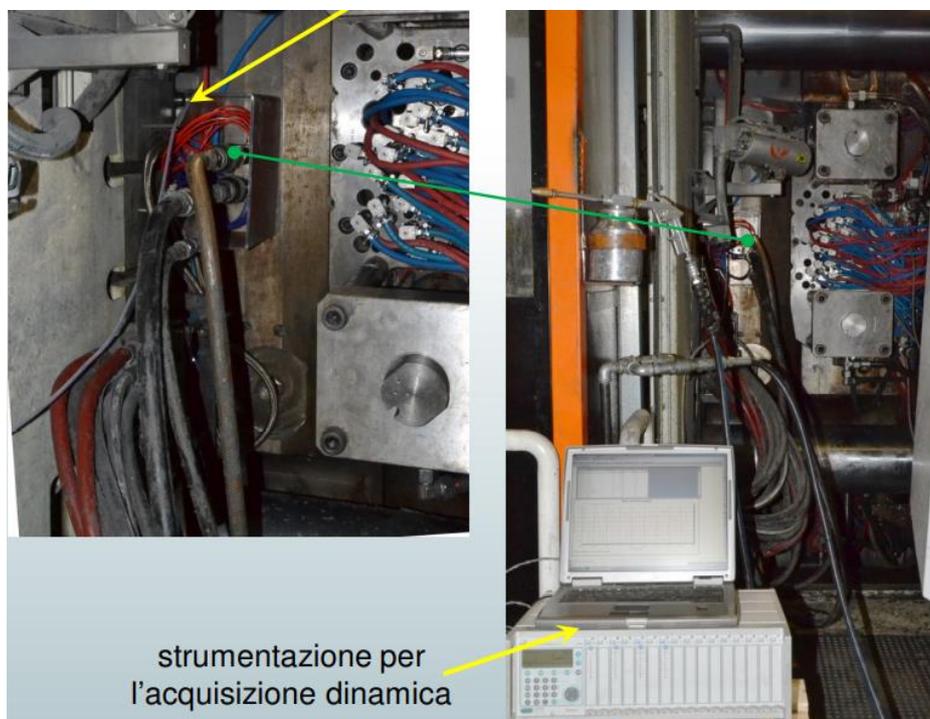
Viene utilizzata la metodologia sperimentale estensimetrica, che si articola secondo le seguenti operazioni:

- Applicazione dell'estensimetro, con relativa preparazione della superficie, tracciatura e incollaggio con tecnica ad alta temperatura; successivamente è avvenuta la saldatura cavi e i cablaggi elettrici, come mostrato in **Figura 29**.



*Figura 29 – Applicazione dell'estensimetro all'inserto strumentato*

- Acquisizione nel campo dinamico ad alta frequenza di campionamento della deformazione misurata dall'estensimetro, come è visibile in **Figura 30**.



*Figura 30 - Strumentazione per l'acquisizione dinamica*

- Ai fini della valutazione di tipo tensionale si è assunto che l'inserto è sottoposto a carico assiale. Il calcolo della tensione avviene secondo l'equazione costitutiva del materiale, o legge di Hooke:

$$\sigma = \varepsilon E \quad (9)$$

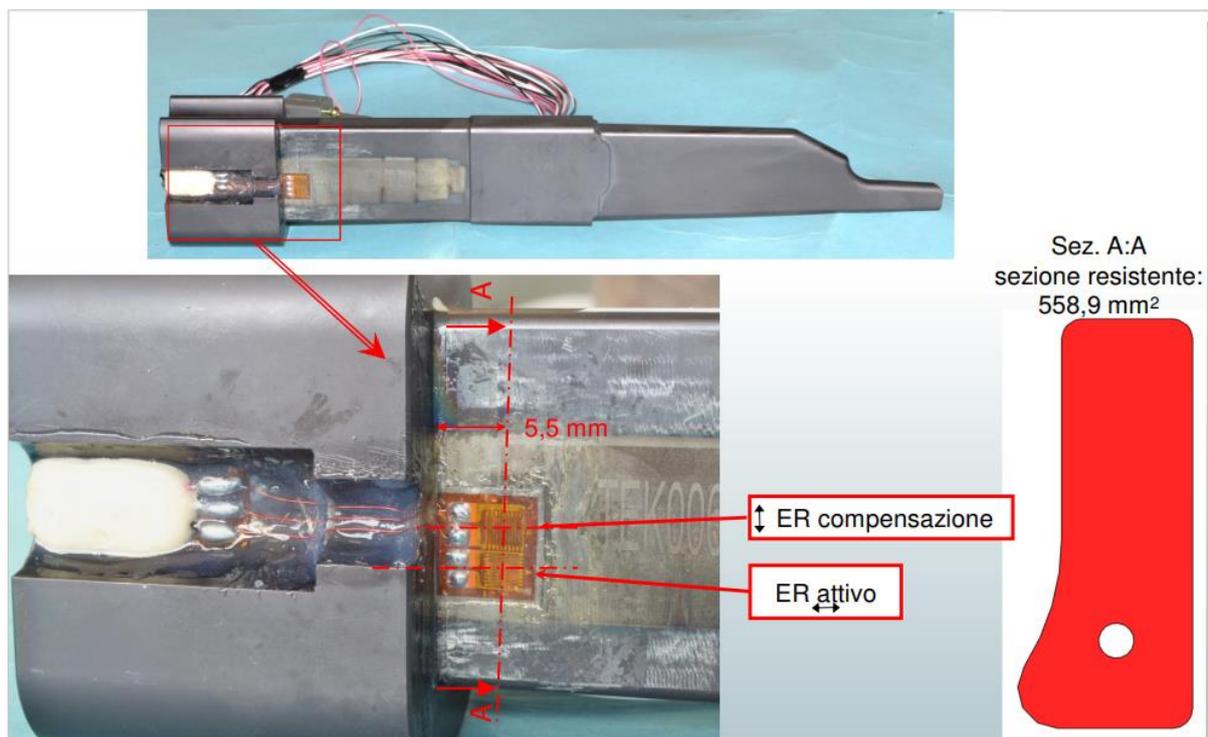
Dove  $E$  corrisponde al modulo di elasticità del materiale, che per l'acciaio equivale a 210.000 MPa. Si nota infine che i valori rilevati sono indicativi solo delle zone dei punti di misura, ossia delle aree superficiali sottostanti gli estensimetri.

## 4. Calcolo della durata a fatica dell'inserto

L'attività sperimentale si è occupata di effettuare un'analisi termo-strutturale di un inserto di raffreddamento per la pressocolata di alluminio al fine di ricavare un modello numerico di sollecitazioni trasferibile su altre tipologie di inserti per ricavarne la corrispondente durata a fatica quantificata in numero di cicli.

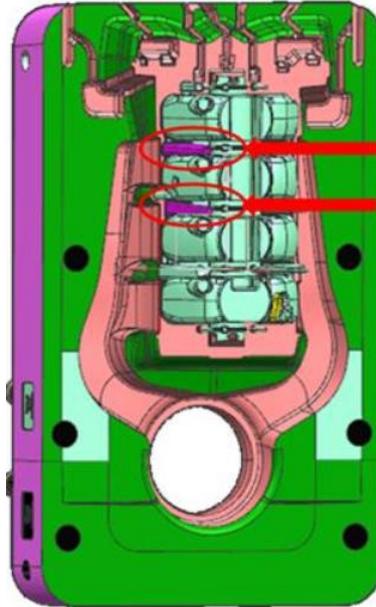
### 4.1 Spiegazione fisica dei carichi dell'estensimetro

Il modello matematico di riferimento è stato sviluppato a partire dalla lettura dei carichi a cui l'inserto è soggetto durante il processo di pressocolata. Tale lettura è stata effettuata mediante appositi trasduttori estensimetrici per la misura di stress longitudinali all'inserto come si vede in **Figura 31**.



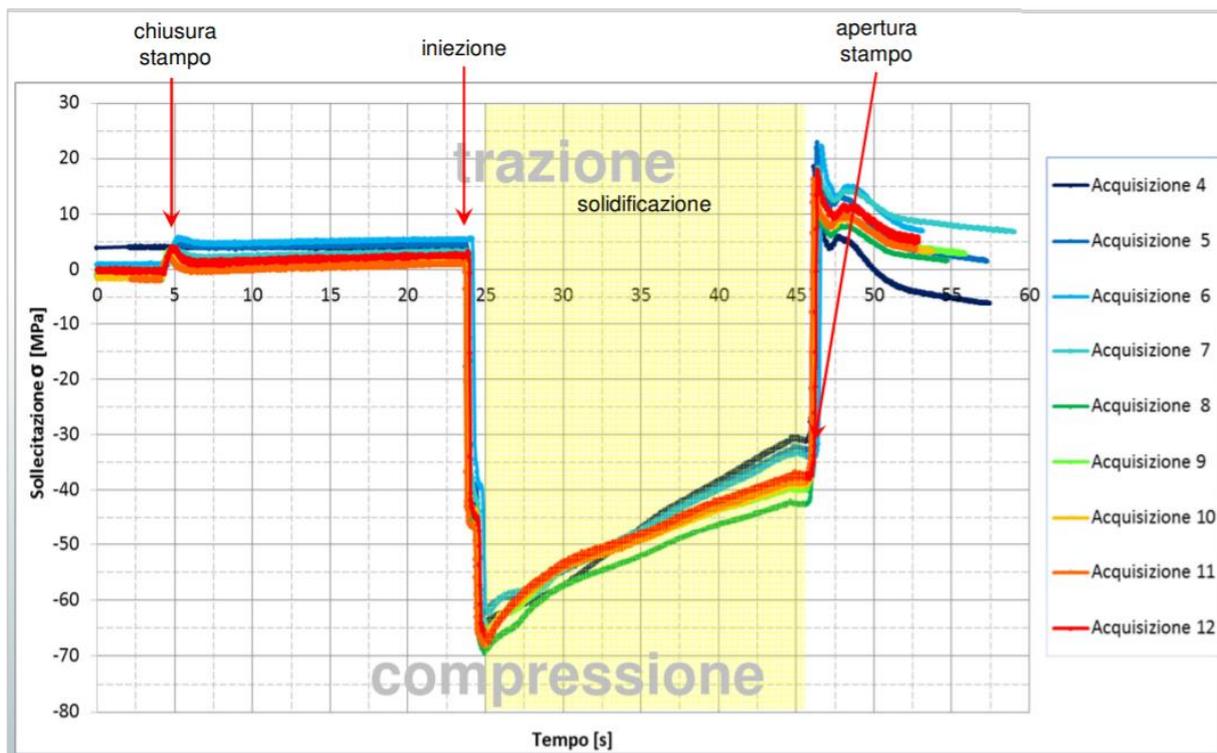
*Figura 31 – Posizione del punto di misura nell'inserto strumentato*

In **Figura 32** è invece possibile osservare il posizionamento degli inserti di raffreddamento all'interno dello stampo da fonderia.



*Figura 32 – Posizionamento degli inserti nello stampo*

Al termine del processo di misura sono state rilevate nella sezione strumentata le sollecitazioni rappresentate nel seguente diagramma in **Figura 33** che raccoglie i risultati di 12 acquisizioni. Le sollecitazioni di segno positivo sono convenzionalmente associate a stress di trazione, al contrario le sollecitazioni di segno negativo sono convenzionalmente associate a stress di compressione.



*Figura 33 - Sollecitazione rilevata nella sezione strumentata*

Come si può osservare nel grafico di sollecitazione, a circa 5 secondi dall'inizio della misurazione avviene la chiusura dello stampo. Tale avvenimento comporta l'individuazione di carichi di trazione di bassa entità che vanno dai 2 ai 5 MPa. Successivamente inizia il processo di iniezione dell'alluminio fuso, a circa 24 secondi dall'inizio della misurazione. La pressione indotta dal pistone di pressocolata che ha provocato l'iniezione produce il massimo carico in compressione, che si assesta tra i -60 e -70 MPa. Dopo il raggiungimento del picco di compressione inizia la fase di solidificazione del getto di alluminio, che ha una durata di 20 secondi. All'interno di tale fase del processo si verifica una diminuzione del carico di compressione fino ad un valore che si assesta tra i -30 e -43 MPa. Tale variazione della sollecitazione individuata dall'estensimetro durante la solidificazione è causata dal fenomeno del ritiro dell'alluminio. L'alluminio, infatti, con l'abbassarsi della temperatura al contatto con lo stampo, comincia a solidificarsi e, così facendo, occupa un volume inferiore a parità di massa, rispetto a quando era stato iniettato allo stato liquido. Al termine del processo di solidificazione avviene l'apertura dello stampo. La successiva estrazione dallo stampo del getto è responsabile del picco di trazione che si legge aggirarsi tra i 18 e 23 MPa. Vi è inoltre un fenomeno di attrito presente nell'interfaccia tra la superficie dell'alluminio in fase di solidificazione e la superficie

dell'inserto sottostante che contribuisce a tale sollecitazione di trazione attraverso lo scorrimento dei due materiali durante l'estrazione.

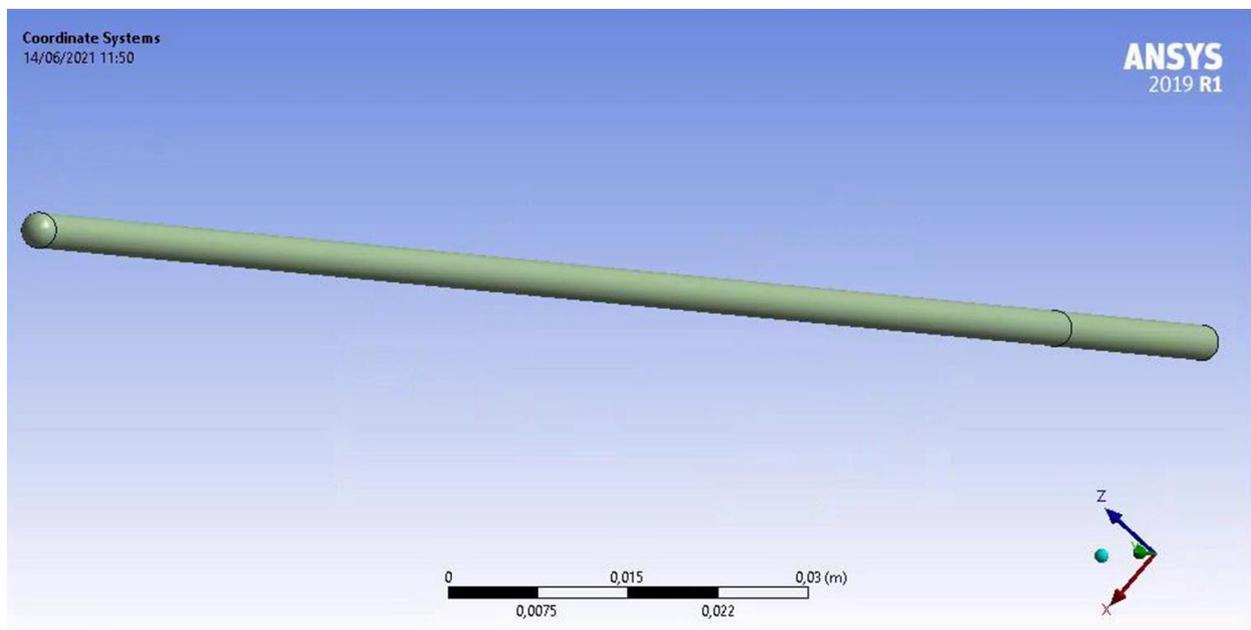
## 4.2 Analisi termodinamica dell'inserto

Per la realizzazione del modello numerico che simula lo stato di sollecitazione a cui è soggetto l'inserto per pressocolata di alluminio, è stato utilizzato il software di simulazione ingegneristica ANSYS.

Per prima cosa è stato importato all'interno dell'ambiente di lavoro del software la geometria dell'inserto realizzata mediante programmi CAD.

La geometria è suddivisa in tre solidi:

- Il canale di raffreddamento, visibile in **Figura 34** mentre la corrispettiva sezione trasversale è osservabile in **Figura 35**. In corrispondenza della sezione trasversale sono osservabili due ulteriori sezioni, una di ingresso e l'altra di uscita. Attraverso esse è previsto il passaggio del fluido di raffreddamento che contribuisce alla solidificazione del getto.

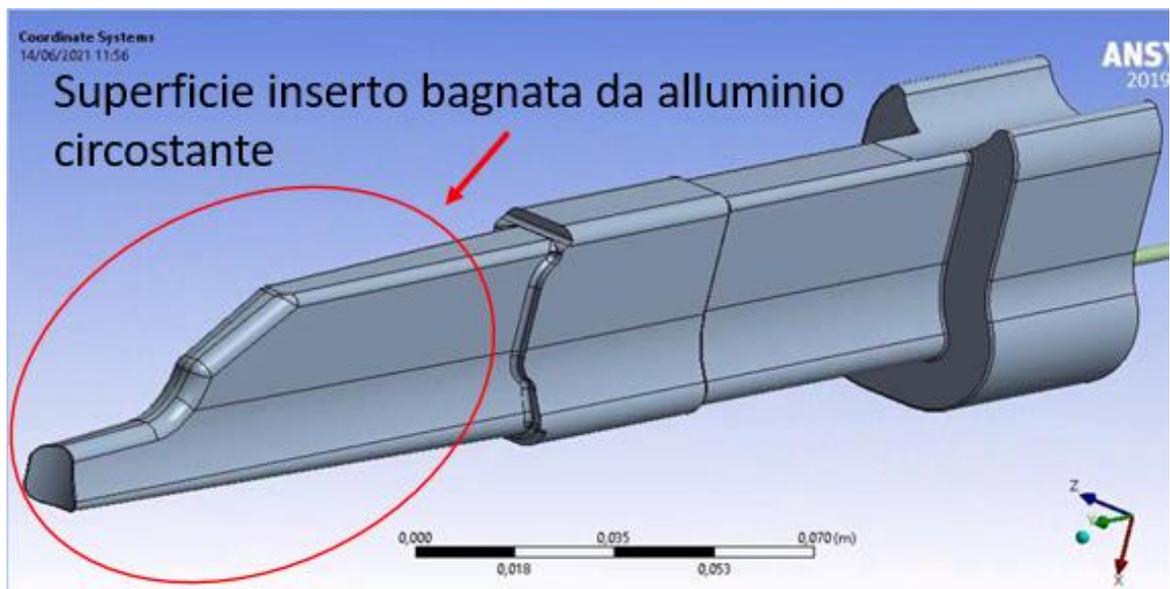


*Figura 34 – Geometria del canale di raffreddamento*



*Figura 35 – Sezioni del canale di raffreddamento*

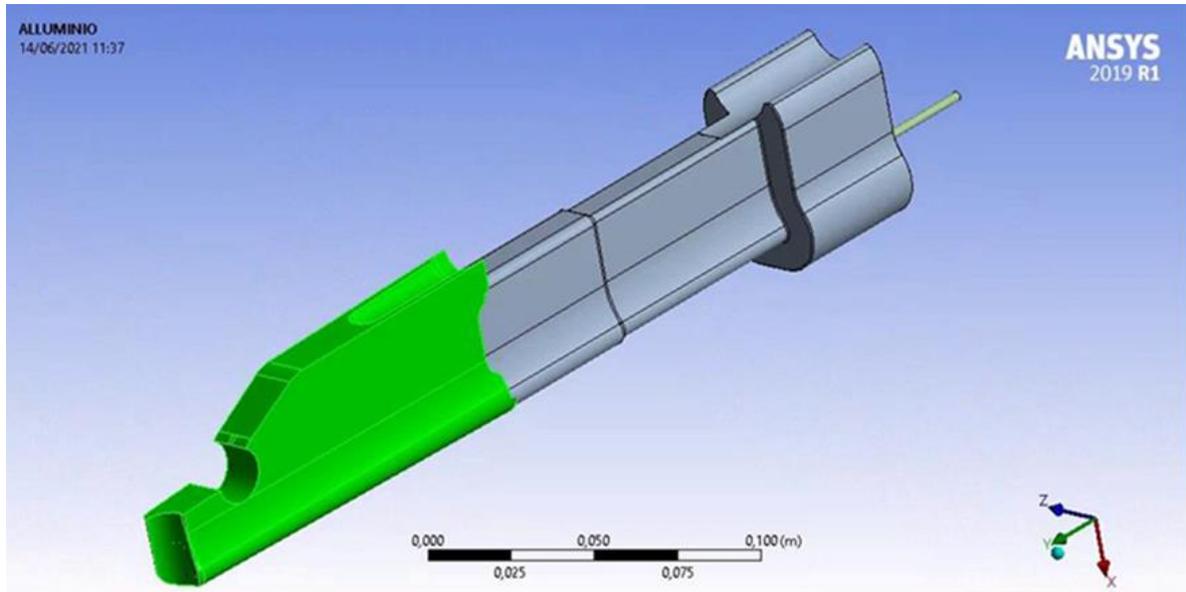
- L'Inserto di acciaio, visibile in **Figura 36**. All'estremità dello stesso è presente la superficie bagnata dall'alluminio, come evidenziato in figura.



*Figura 36 – Geometria dell'inserto*

- La porzione di alluminio interessata dal raffreddamento, osservabile in **Figura 37**. L'individuazione di tale solido si basa sull'ipotesi che la porzione di alluminio tra due

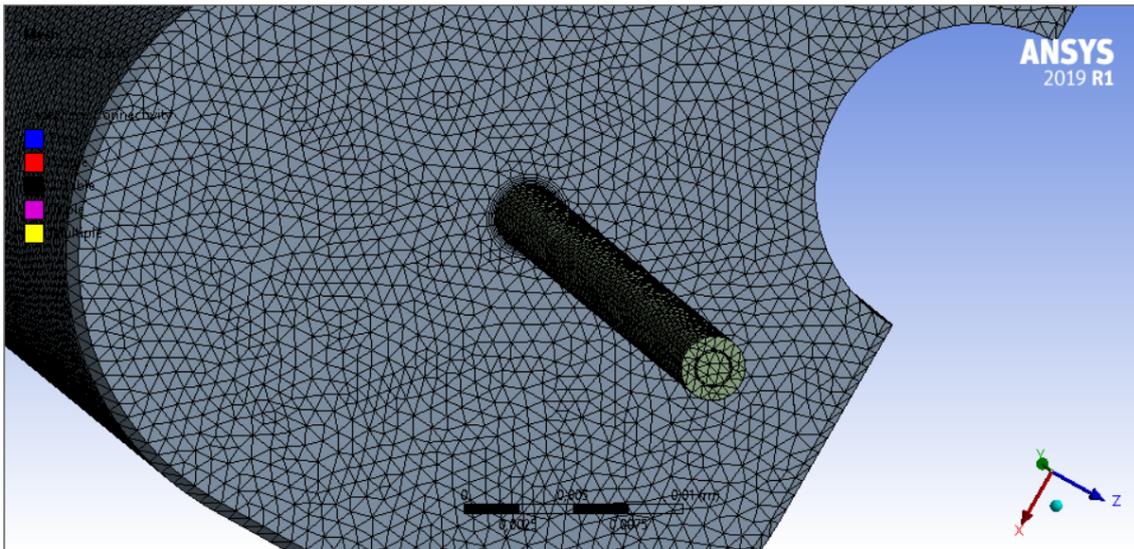
stampi adiacenti, interessata dal raffreddamento di ciascuno di essi, sia di spessore congruente.



*Figura 37 – Geometria dell'alluminio*

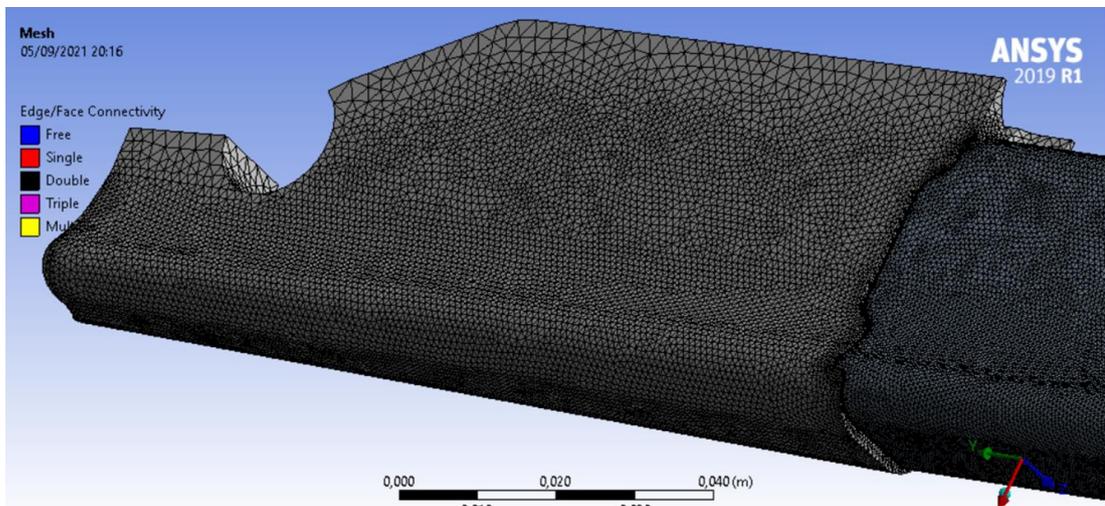
Per effettuare l'analisi termo-fluidodinamica dell'inserto è stato utilizzato il tool ANSYS Fluent, sul quale dapprima è stata importata la geometria realizzata tramite software CAD precedentemente descritta, successivamente è stata definita la grandezza e le caratteristiche della mesh. Tale mesh definisce il dominio di calcolo sul quale sono state effettuate le simulazioni del comportamento dell'inserto durante il ciclo di colata. Al fine di analizzare al meglio il comportamento termo-fluidodinamico dell'inserto, è stato effettuato un infittimento della mesh in determinate zone. Tali zone sono state individuate a priori come quelle più soggette teoricamente allo scambio termico.

- Interfaccia acciaio - canale: visibile in **Figura 38**, essa è maggiormente interessata dallo scambio termico durante la fase di raffreddamento per mezzo del flusso nel canale.



*Figura 38 – Infittimento mesh nell'interfaccia tra acciaio e canale*

- Interfaccia alluminio – acciaio: visibile in **Figura 39**, più interessata dallo scambio termico durante la fase di transitorio termico precedente all'iniezione e nella fase di spruzzatura finale.



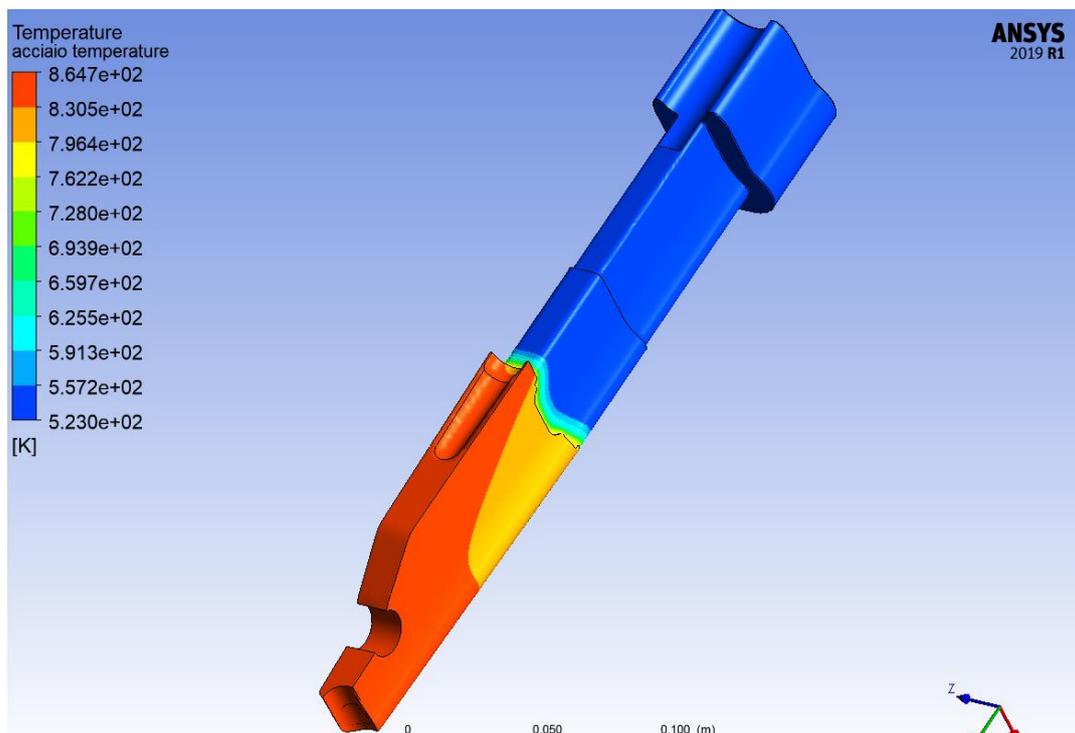
*Figura 39 – Infittimento mesh nell'interfaccia tra alluminio e acciaio*

La dimensione media degli elementi della mesh è pari al valore standard di  $1,8e-2$  m. Sui solidi soggetti teoricamente a maggiore scambio termico è stata effettuata una riduzione della dimensione media degli elementi della mesh. In particolare, in corrispondenza della porzione

di acciaio la dimensione media della mesh è pari a  $7,5e-4$  m, mentre quella corrispondente al canale ha una dimensione della mesh pari a  $5e-4$  m.

Successivamente sono state effettuate le simulazioni termo-fluidodinamiche sull'inserto durante il ciclo di colata di durata pari a 30 s. Tale ciclo ha inizio con la chiusura dello stampo e ha termine con l'espulsione del getto. Successivamente a quest'ultimo processo è stata simulata la fase di spruzzatura di durata pari a 3s.

La prima fase della simulazione del campo di temperatura dell'inserto sul tool ANSYS Fluent coincide con l'iniziale transitorio termico, in cui la porzione di alluminio a contatto con l'acciaio è allo stato fuso ad una temperatura iniziale assunta uniforme su tutto il volume dell'alluminio e pari a  $700\text{ }^{\circ}\text{C}$ , mentre l'inserto di acciaio ha una temperatura iniziale e uniforme su tutto il volume dell'acciaio pari a  $250\text{ }^{\circ}\text{C}$ . La durata del transitorio termico che si genera tra alluminio e acciaio in seguito al ritardo da inizio iniezione è stata posta pari a 4 s coerentemente con quanto osservato sperimentalmente. Al termine dei 4s è stato ottenuto il campo di temperatura mostrato in **Figura 40**.



**Figura 40** – Transitorio termico dopo 4 s tra alluminio fuso e acciaio

La seconda fase di simulazione del campo di temperatura dell'inserto è quella corrispondente all'attraversamento del canale dal flusso di acqua che si occupa del raffreddamento dello stampo. Essa è suddivisa in due sottofasi. Nella prima sottofase del raffreddamento il flusso è acqua e ha una durata di 20s. A causa di difficoltà nella simulazione del flusso, probabilmente dovute alla turbolenza dello stesso, è stata ipotizzata una legge di temperatura applicata sull'interfaccia tra la superficie del canale e quella dell'inserto. La legge di temperatura, come si vede in **Figura 41** è stata scritta in linguaggio C e importata nel tool ANSYS Fluent come una User Defined Function [19], ossia funzione definita dall'utente.

```
#include "udf.h"
DEFINE_PROFILE(tempwall, t, i)
{
    real ctime = CURRENT_TIME;

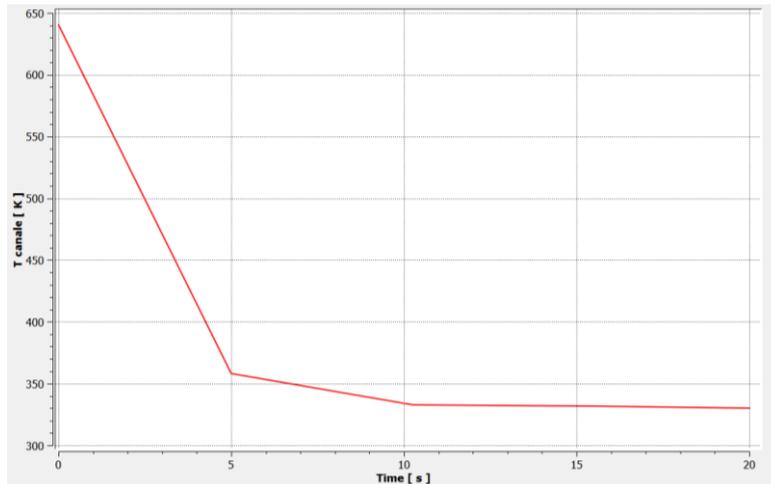
    face_t f;
    real temp = 0.;

    begin_f_loop(f,t)
    {
        if (ctime <10.)
            temp = -5*ctime+383.15;
        else
            temp = -0.2857*ctime+336.01;

        F_PROFILE(f,t,i) = temp;
    }
    end_f_loop(f,t)
}
```

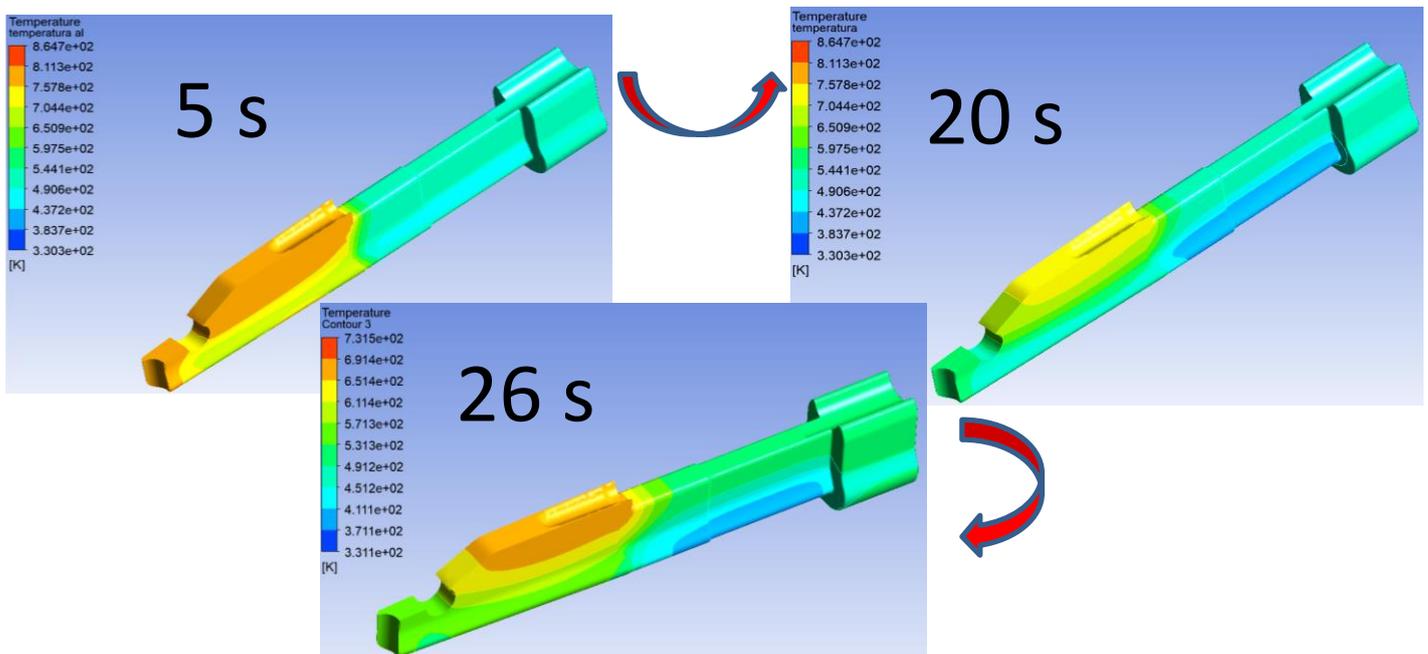
*Figura 41 – UDF della legge di temperatura applicata sull'interfaccia acciaio - canale*

Come si può osservare dall'andamento nel tempo della temperatura sull'interfaccia tra inserto di acciaio e canale in **Figura 42**, la legge dell'UDF è stata definita a tratti per simulare la perdita di efficienza del raffreddamento con l'avanzare del tempo.



**Figura 42** – Andamento della temperatura sull’interfaccia acciaio-canale definito dalla UDF

Durante la seconda sottofase del raffreddamento il flusso è aria. In tale sottofase viene infatti effettuato un flussaggio con aria all’interno del canale per eliminare impurità e residui ereditati dall’attraversamento dell’acqua precedente. La durata della sottofase è pari a 6s. A livello termico è stato simulato interrompendo la legge di temperatura precedente durante la durata della sottofase (si trascura quindi il fenomeno della convezione). In **Figura 43** si può osservare l’andamento del campo di temperatura sulla superficie dell’inserito durante l’intera fase del raffreddamento a partire dal secondo successivo l’ultimo istante del precedente transitorio termico.



**Figura 43** – Andamento del campo di temperatura dell’inserito durante il raffreddamento

La terza fase della simulazione del campo di temperatura dell'inserto corrisponde al processo di spruzzatura. Tale processo avviene successivamente all'espulsione del getto di alluminio e consiste nel raffreddamento dell'interfaccia dell'inserto a contatto con l'alluminio prima del successivo ciclo di colata. La simulazione della fase di spruzzatura ha una durata di 3s. Per simulare la spruzzatura è stata applicata una legge di flusso termico [20] tramite UDF sulla superficie di acciaio bagnata dall'alluminio. La legge è stata divisa in due casi a seconda che la temperatura della superficie sia maggiore o inferiore a 373 K, ossia la T di evaporazione del getto. Nel caso lo sia è inclusa l'entalpia di vaporizzazione del getto, come visibile in **Figura 44**.

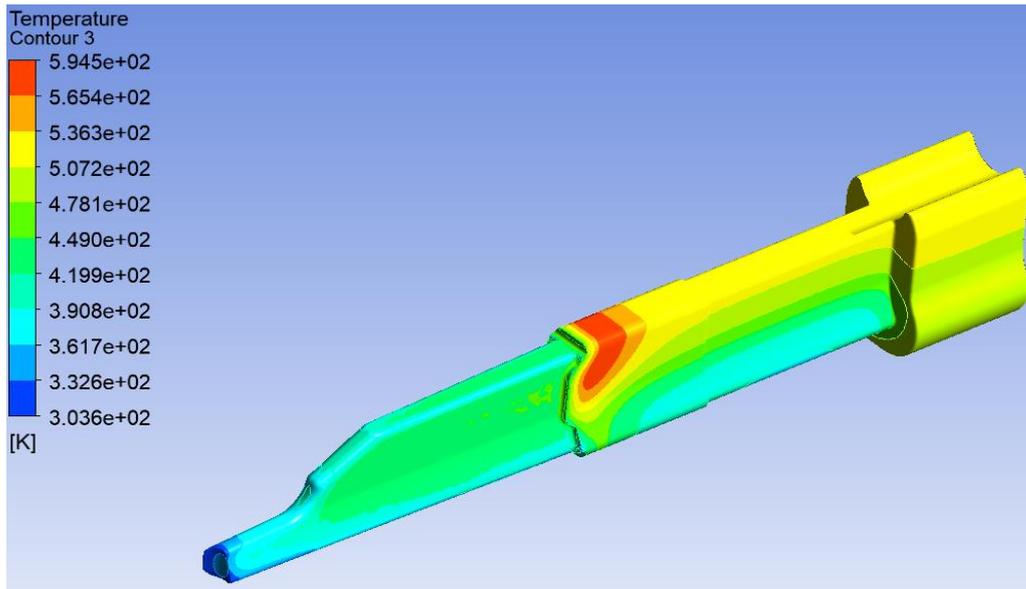
```
#include "udf.h"
#include <math.h>
DEFINE_PROFILE(wallheatflux, t, i)
{
    real cp1 = 4180.;
    real cp2 = 3488.3;
    real Tsat = 373.;
    real Tliq = 293.;
    real Ql = 2257000.;
    real ctime = CURRENT_TIME;

    face_t f;
    real hflux = 0.;

    begin_f_loop(f,t)
    {
        if(F_T(f,t) > 373.)
            hflux = -abs(1.2099*(cp1*(Tsat-Tliq)+Ql + cp2*(F_T(f,t)-Tsat)));
        else
            hflux = -abs(1.2099*cp1*(F_T(f,t)-Tliq));
        F_PROFILE(t,i) = hflux;
    }
    end_f_loop(f,t)
}
```

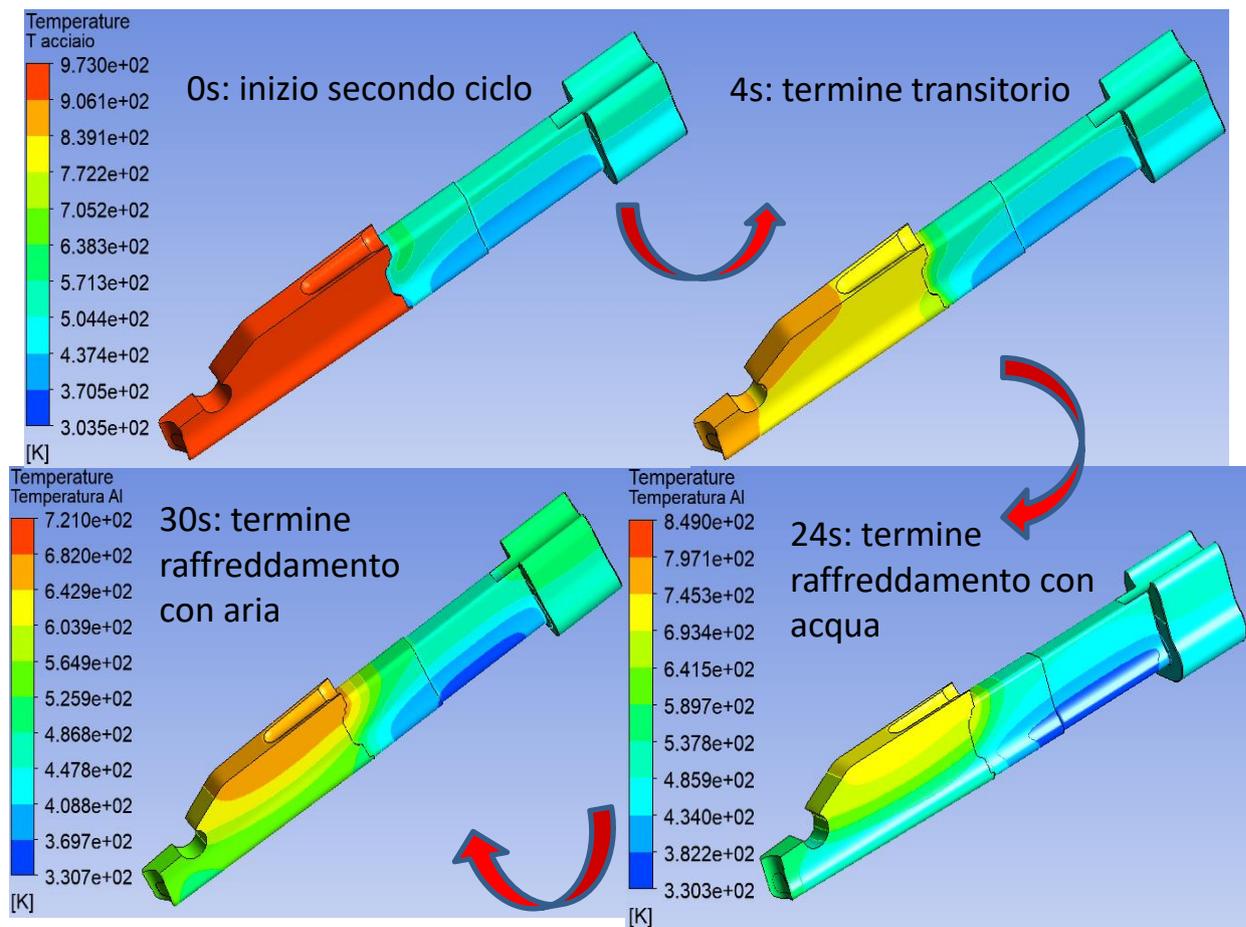
**Figura 44** - UDF della legge di flusso termico applicata sull'interfaccia alluminio – acciaio

In **Figura 45** è possibile osservare il campo di temperatura dell'inserto al termine del processo di spruzzatura. Si nota che la porzione di alluminio che era precedentemente a contatto con l'inserto è assente in quanto la fase di spruzzatura è successiva all'espulsione del getto.



*Figura 45 – Campo di temperatura inserto dopo 3s di spruzzatura*

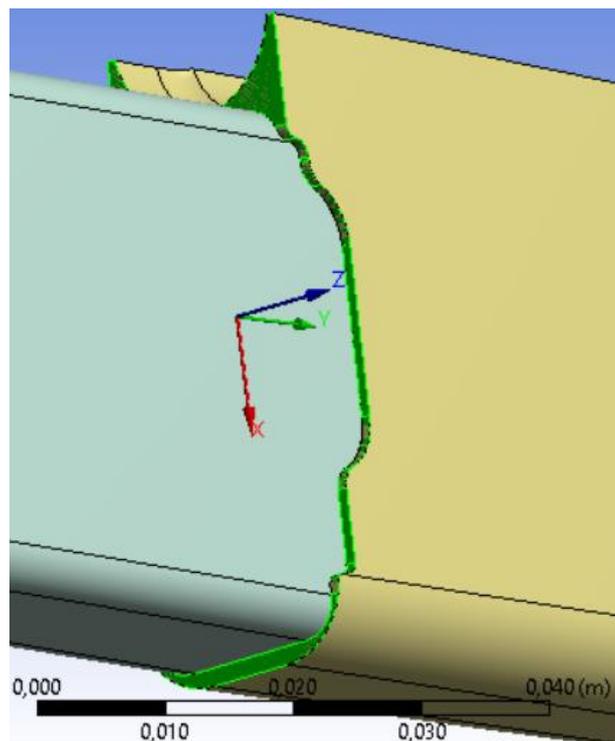
Successivamente alla simulazione termodinamica effettuata sul tool ANSYS Fluent, il rispettivo campo di temperatura è stato importato sul tool ANSYS Structural in modo da analizzare le sollecitazioni a cui l'inserto è soggetto. Tuttavia, al fine di rendere l'analisi simulata più verosimile alle prove sperimentali, nel tool ANSYS Structural è stato importato il campo di temperatura risultante dopo 30s dall'inizio del secondo ciclo di colata precedente alla fase di spruzzatura, ossia dalla chiusura dello stampo del secondo ciclo di colata fino alla rispettiva espulsione del getto. Di conseguenza il campo di temperatura importato per l'analisi strutturale è differente rispetto a quello risultante dal primo ciclo, in quanto la condizione iniziale dell'inserto di acciaio nel secondo ciclo di colata corrisponde a quella finale del primo ciclo. La porzione di alluminio a contatto con l'acciaio ha invece come condizione iniziale un campo di temperatura uniforme pari a 700 °C come è avvenuto nel primo ciclo. In **Figura 46** è visibile l'andamento del campo di temperatura del secondo ciclo.



*Figura 46 - Andamento del campo di temperatura del secondo ciclo di colata*

### 4.3 Analisi strutturale dell'inserto

Prima di effettuare l'analisi strutturale è stata aggiunta alla geometria del modello in corrispondenza della superficie inferiore dell'alluminio una ulteriore superficie a contatto con quest'ultima che tuttavia avesse un comportamento rigido e non flessibile come il resto del solido. Tale superficie rigida è stata aggiunta coerentemente all'impossibilità di movimento, nei test sperimentali, della porzione di alluminio a contatto con l'inserto in direzione Y negativa nel sistema di riferimento globale, come mostrato in **Figura 47**.



*Figura 47 – Superficie rigida in corrispondenza della base dell'alluminio*

Inoltre, ai solidi che compongono la geometria dell'inserto sono stati assegnati differenti materiali. In **Figura 48** si possono osservare le caratteristiche meccaniche dei due materiali Structural Steel [21] e Alluminum Alloy [22], assegnati rispettivamente alle geometrie dell'inserto di acciaio e dell'alluminio a contatto con esso. Si nota che anche alla superficie rigida alla base dell'alluminio è stato assegnato Structural Steel come materiale in quanto l'impossibilità di movimento lungo l'asse negativo delle Y dell'alluminio è dovuto ad un vincolo strutturale dello stampo di acciaio. Inoltre, all'alluminio è stata assegnata la temperatura di riferimento di 525 °C, pari alla temperatura di solidificazione della lega utilizzata. Tale modifica rispetto alla temperatura ambiente di riferimento è stata effettuata affinché per analisi in cui la temperatura di partenza dell'inserto fosse elevata, l'alluminio non subisca una deformazione termica preliminare non voluta.

Details of "acciaio"		Details of "alluminio"	
<b>Graphics Properties</b>		<b>Graphics Properties</b>	
<b>Definition</b>		<b>Definition</b>	
Suppressed	No	Suppressed	No
Stiffness Behavior	Flexible	Stiffness Behavior	Flexible
Coordinate System	Default Coordinate System	Coordinate System	Default Coordinate System
Reference Temperature	By Body	Reference Temperature	By Body
Reference Temperature Value	22, °C	Reference Temperature Value	525, °C
Behavior	None	Behavior	None
<b>Material</b>		<b>Material</b>	
Assignment	Structural Steel	Assignment	Aluminum Alloy
Nonlinear Effects	Yes	Nonlinear Effects	Yes
Thermal Strain Effects	Yes	Thermal Strain Effects	Yes

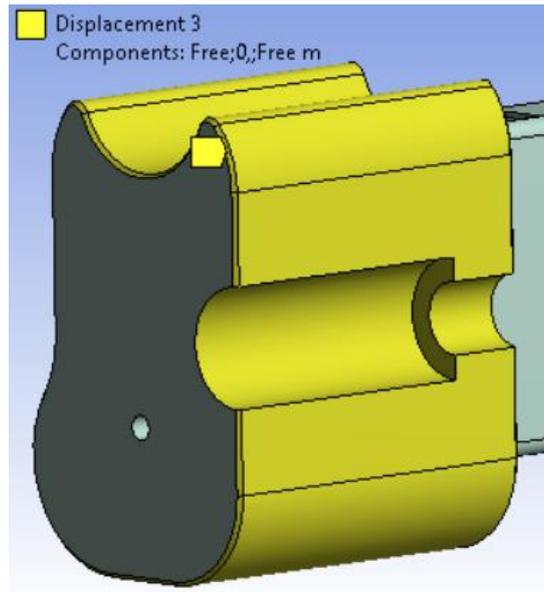
Details of "vincolo Al base"	
<b>Graphics Properties</b>	
<b>Definition</b>	
Suppressed	No
Stiffness Behavior	Rigid
Reference Temperature	By Environment
Thickness	1,e-003 m
Thickness Mode	Manual
Offset Type	Middle
Behavior	None
<b>Material</b>	
Assignment	Structural Steel

Details of "Structural Steel"		Details of "Aluminum Alloy"	
<b>Common Material Properties</b>		<b>Common Material Properties</b>	
Density	7850,0 kg/m <sup>3</sup>	Density	2770,0 kg/m <sup>3</sup>
Young's Modulus	2e+11 Pa	Young's Modulus	7,1e+10 Pa
Thermal Conductivity	60,500 W/m.°C	Thermal Conductivity	table(T) = 148,62 W/m.°C
Specific Heat	434,00 J/kg.°C	Specific Heat	875,00 J/kg.°C
Tensile Yield Strength	2,5e+08 Pa	Tensile Yield Strength	2,8e+08 Pa
Tensile Ultimate Strength	4,6e+08 Pa	Tensile Ultimate Strength	3,1e+08 Pa
Nonlinear Behavior	False	Nonlinear Behavior	False

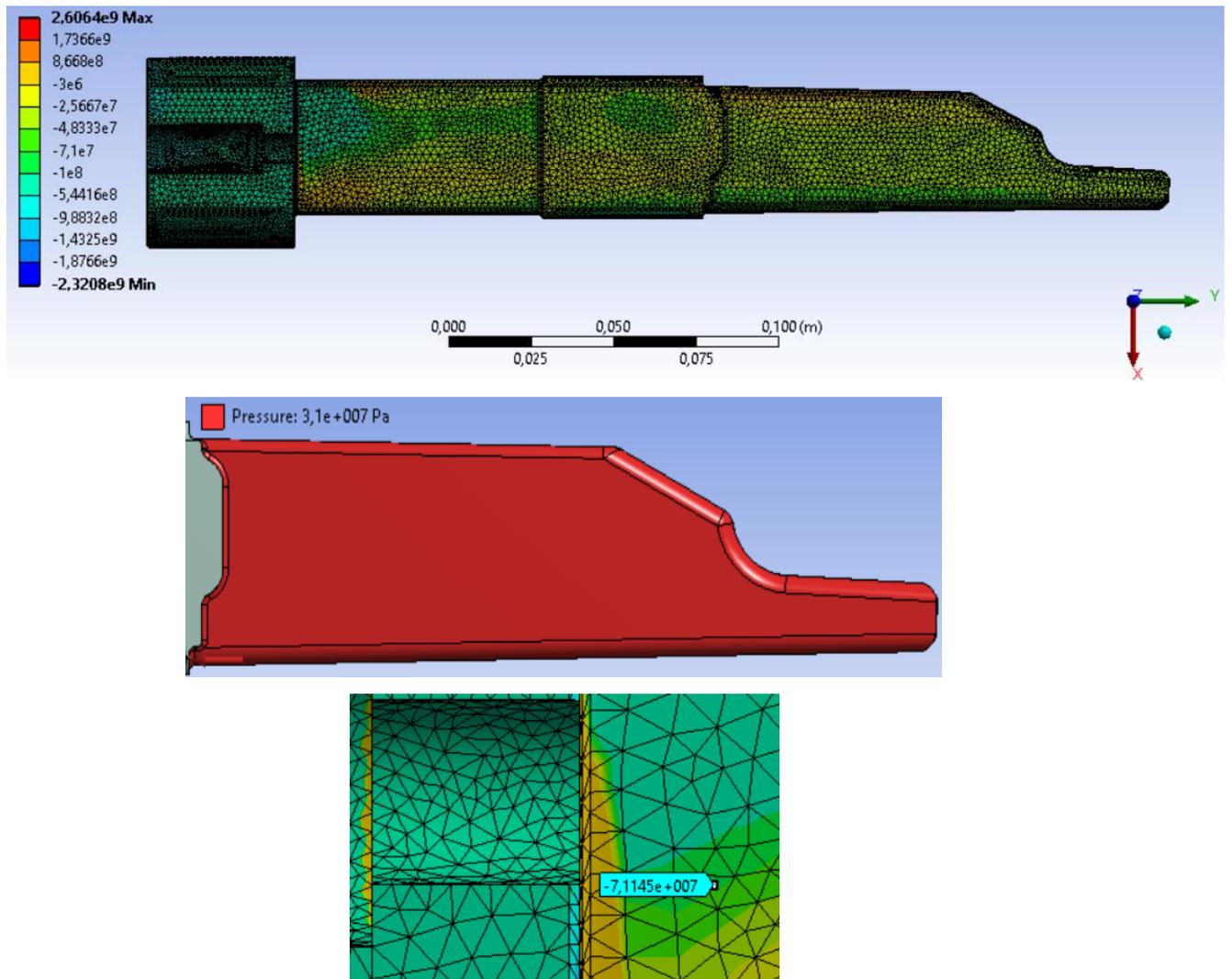
*Figura 48 – Caratteristiche dei materiali assegnati ai solidi nell'analisi strutturale*

In maniera preliminare all'analisi strutturale dell'inserito è stata realizzata una nuova mesh applicata sulla geometria, differente da quella destinata all'analisi termodinamica. A differenza della precedente essa ha un uguale dimensione degli elementi delle diverse geometrie del modello e pari a 1 mm. La combinazione di vincolo utilizzata per le varie fasi dell'analisi strutturale è mostrata in **Figura 49** e consiste nel vincolare la superficie laterale della base dell'inserito di acciaio lungo la direzione longitudinale Y.



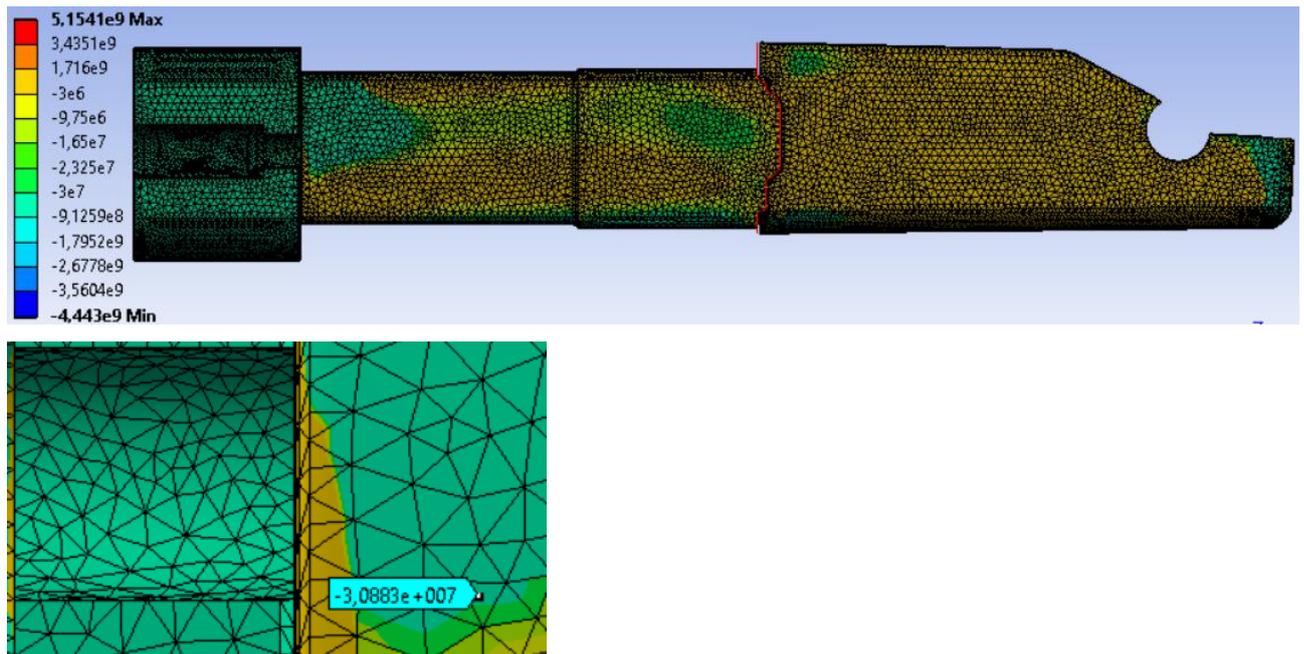
**Figura 49** – Vincolo inserto durante analisi strutturale

La prima fase dell'analisi strutturale prevede la verifica del campo di sollecitazioni sull'inserto di acciaio disattivando la porzione di alluminio a contatto con esso e applicando una pressione normale alla superficie di acciaio che era stata a contatto con l'alluminio. Tale operazione è stata effettuata per simulare la fase del ciclo di pressocolata corrispondente all'immissione dell'alluminio fuso all'interno dello stampo da parte dell'apposito pistone. Per la determinazione delle sollecitazioni tensionali lungo l'asse longitudinale dell'inserto, ossia l'asse Y del riferimento globale, è stato applicato sul modello simulato uno stress probe posizionato in corrispondenza dell'estensimetro durante il test sperimentale. Attraverso una determinata combinazione di vincoli è stata ottenuta il corrispondente stato di compressione individuato dalla **Figura 50**. Il rispettivo valore di pressione agente sulla superficie dell'acciaio che nelle fasi successive sarà bagnata dall'alluminio è pari a 31 MPa, coerente con i dati di letteratura. Tale valore di pressione ha permesso di simulare, con la configurazione di vincolo individuata, lo stato di compressione individuato in tale fase dall'estensimetro coerentemente alle acquisizioni del test sperimentale. Il valore di picco di tale stato di compressione è pari a -70 Mpa nella lettura dell'estensimetro, mentre nella misura dello stress probe del modello simulato assume un valore pari a -71 MPa, avendo quindi una buona approssimazione dei dati sperimentali.



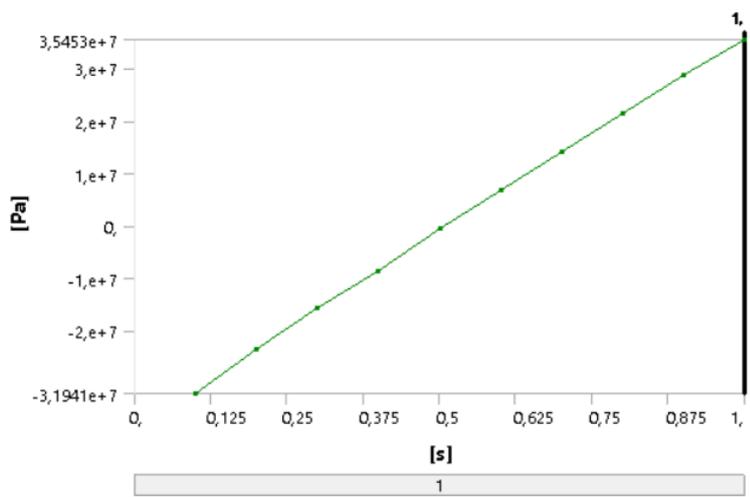
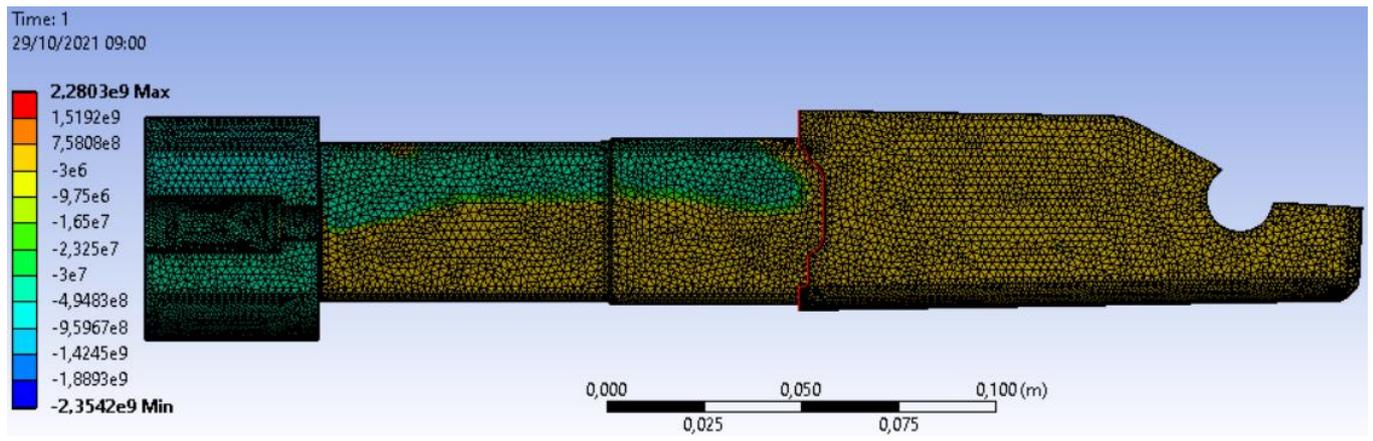
**Figura 50** – Tensioni Y sull'inserto durante iniezione con dettaglio su pressione e stress probe

La successiva fase dell'analisi strutturale consiste nella simulazione della fase di solidificazione del getto di alluminio a contatto con l'inserto di acciaio a seguito del raffreddamento dello stampo. Rispetto alla precedente simulazione, è stata riattivata la geometria rappresentante la porzione di alluminio a contatto con l'inserto di acciaio, in quanto l'immissione dell'alluminio all'interno dello stampo è stata completata e lo stesso alluminio si è solidificato. Grazie alla configurazione di vincolo precedentemente individuata è stato individuato il valore di compressione letto dallo stress probe pari a 31 MPa, a fronte del valore di compressione di picco compreso tra i -30 e i -43 MPa letto dall'estensimetro durante il test sperimentale. Tale fase è rappresentata in **Figura 51**.



*Figura 51 – Tensioni Y sull'inserto durante solidificazione con dettaglio su stress probe*

L'ultima fase dell'analisi strutturale consiste nella simulazione della fase del test sperimentale corrispondente all'espulsione del getto di alluminio. Per fare ciò è stato imposto alla porzione di alluminio a contatto con l'acciaio uno spostamento lungo la direzione longitudinale Y, che simuli la rimozione del getto, tale per cui nello stress probe del modello matematico si ottenga il corrispondente passaggio dal valore di picco di compressione individuato precedentemente al valore di picco di trazione individuato dall'estensimetro nei test sperimentali. Come visibile in **Figura 52**, imponendo uno spostamento che va da  $4e-4$  m a  $6e-4$  m in un transitorio di 1 secondo sul software, si è ottenuto un passaggio dal valore di  $-31,9$  MPa al valore di  $35$  MPa, coerente con il passaggio dal picco di compressione di circa  $-30$  Mpa a quello di trazione di circa  $20$  Mpa nel test sperimentale.

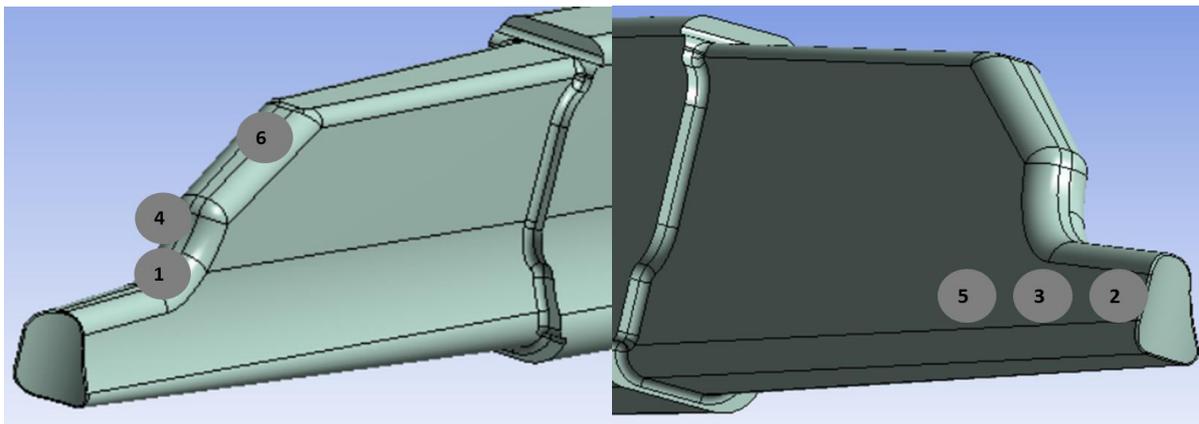


	Time [s]	Stress Probe (NormY) [Pa]
1	0,1	-3,1941e+007
2	0,2	-2,34e+007
3	0,3	-1,5739e+007
4	0,4	-8,7087e+006
5	0,5	-5,7596e+005
6	0,6	6,6744e+006
7	0,7	1,4128e+007
8	0,8	2,1394e+007
9	0,9	2,8596e+007
10	1,	3,5453e+007

Figura 52 – Tensioni Y sull'inserito al termine espulsione con dettaglio andamento stress probe

## 4.4 Calcolo della vita a fatica

Al fine di valutare la durata a fatica dell'inserto di acciaio, quantificandola in numero di cicli, sono stati posizionati in corrispondenza della superficie di acciaio a contatto con la lega di alluminio dei punti di misura, detti probe, all'interno del tool di simulazione strutturale. In **Figura 53** è possibile osservare la disposizione dei punti di misura sulla superficie dell'inserto. I punti selezionati sono tutti appartenenti alla interfaccia tra alluminio e acciaio in quanto è la regione soggetta a maggior danneggiamento in quanto maggiormente interessata dallo scambio termico e quindi dalle relative sollecitazioni di tensione. Si nota che sono stati indicati sei punti di misura scelti in base alla rilevanza della loro posizione per effettuare una stima del danneggiamento del componente.



*Figura 53 – Posizionamento dei punti di misura sull'inserto*

I punti di misura 2, 3 e 5 sono disposti allineati lungo il percorso teoricamente occupato dal canale di raffreddamento, di conseguenza sono disposti in una zona maggiormente soggetta all'abbassamento di temperatura durante la solidificazione del getto. I punti di misura 1 e 6 sono disposti rispettivamente sull'insenatura e sulla gobba che caratterizzano la geometria della punta dell'inserto di acciaio. Il punto di misura 4, infine, è posto in una posizione intermedia tra i due precedentemente citati, nell'intersezione tra le due zone caratteristiche dell'insenatura e della gobba dell'inserto.

## 4.4.1 Durata a fatica secondo Basquin-Manson-Coffin

Per il calcolo della durata a fatica dell'inserto di acciaio nei punti di misura considerati sono stati utilizzati due modelli matematici. Il primo si basa sulla teoria della durata a fatica di Basquin Manson Coffin, secondo cui è possibile legare la durata a fatica di un punto di un componente quantificata in numeri di cicli con la variazione della deformazione totale osservata nello stesso punto, mediante la seguente formulazione:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_{pl}}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_{el}}{2} = \varepsilon'_f(2N)^c + \frac{\sigma'_f}{E}(2N)^b \quad (10)$$

Si nota che  $\Delta\varepsilon$ , è calcolato come differenza percentuale tra la deformazione massima e la deformazione minima equivalenti  $\varepsilon_{eq}$  del materiale nei punti considerati:

$$\Delta\varepsilon [\%] = (\varepsilon_{EQ\_max} - \varepsilon_{EQ\_min}) * 100 \quad (11)$$

A sua volta  $\varepsilon_{eq}$  è calcolato secondo la seguente formulazione di Von-Mises:

$$\varepsilon_{EQ} = \frac{1}{\sqrt{2*(1+\nu)}} \left[ (\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_z - \varepsilon_x)^2 + \frac{3}{2}(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{yz}^2 + \gamma_{xz}^2) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (12)$$

Dove  $\nu$  è il coefficiente di Poisson, caratteristico del materiale.  $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$  sono le deformazioni nella direzione normale e  $\gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \gamma_{yz}$  sono gli scorrimenti lungo i rispettivi piani.

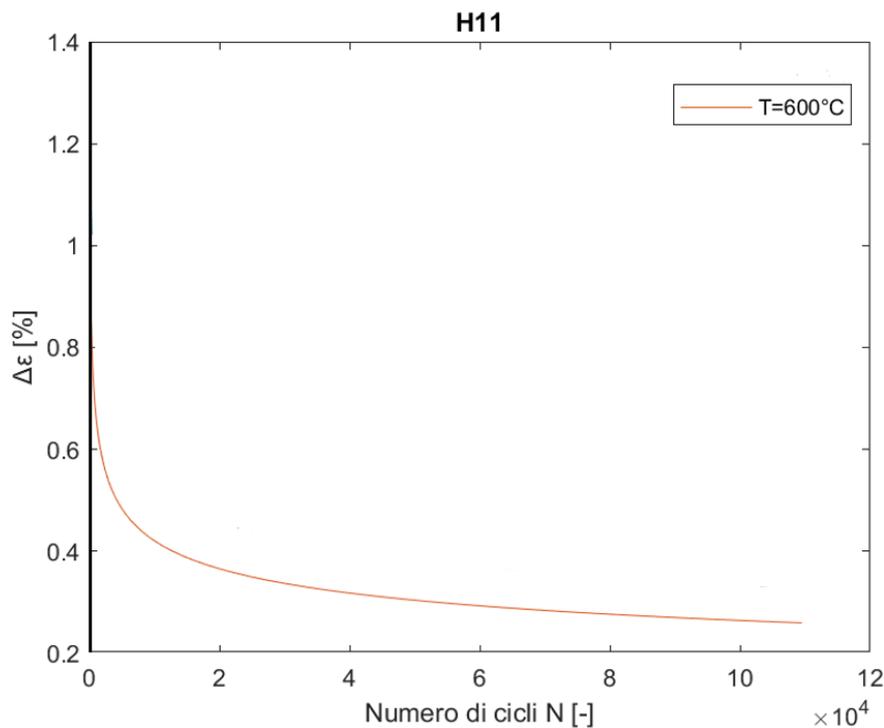
Essendo la formulazione fortemente non lineare, per la quantificazione del numero di cicli caratterizzanti la vita a fatica del componente è stata utilizzata una curva estrapolata corrispondente alla lega metallica utilizzata come materiale per l'inserto di pressocolata, ossia l'acciaio Aisi H11. Quest'ultimo è un acciaio ad alto tenore di cromo con la composizione chimica illustrata in **Tabella 1**:

	C [%]	Mn [%]	Si [%]	Cr [%]	Mo [%]	V [%]
Min	0,36	0,30	0,90	4,80	1,10	0,25
Max	0,42	0,50	1,20	5,50	1,40	0,50

*Tabella 1 – Composizione chimica acciaio Aisi H11*

Possiede ottime caratteristiche di resistenza ad usura alla fatica termica e alle alte temperature di esercizio, inoltre presenta una notevole tenacità e per tale motivazione è di frequente impiegato in gravose condizioni di esercizio.

Come si può osservare in **Figura 54**, per il calcolo della durata a fatica dell'inserto è stato utilizzato il modello di Basquin Manson Coffin. Si nota, inoltre, che il diagramma utilizzato è stato estrapolato alla temperatura media di 600°C [23]. Essendo tale temperatura mantenuta costante per la determinazione dei parametri di fatica del materiale, il valore della fatica nei punti considerati sarà relativo a quella specifica temperatura. Sarà quindi necessaria una procedura di interpolazione per determinare la durata a fatica in corrispondenza di ogni singolo punto di misura individuato alla rispettiva temperatura media assunta durante il ciclo.



**Figura 54** – Diagramma deformazione-durata secondo Basquin Manson Coffin per H11 a T 600°C

I valori di durata a fatica ottenuti in corrispondenza dei rispettivi valori di ampiezza di deformazione per ogni punto di misura analizzato sono stati così raccolti in **Tabella 2**.

Probe	$\Delta\varepsilon$	$\Delta\varepsilon\%$	Numero di cicli
1	0.008378	0.8378	950
2	0.004436	0.4436	13000
3	0.004062	0.4062	20000
4	0.003966	0.3966	20100

*Tabella 2 – Durata a fatica dei probe sull’inserito secondo modello Basquin Manson Coffin*

La durata dell’inserito nei punti di misura considerati è conforme al comportamento reale dell’inserito, il quale possiede una vita superiore ai 10000 cicli. Degna di nota è la durata estremamente esigua calcolata in corrispondenza del probe 1 causata dalla grande variazione di deformazione a cui il punto considerato è soggetto durante il ciclo di lavoro. Probabilmente tale risultato è da imputare alla particolare posizione del punto di misura che subisce l’interazione di due fenomeni che potrebbero aver contribuito alla diminuzione della durata, ossia la vicinanza ad uno spigolo del solido e al canale di raffreddamento che attraversa l’inserito.

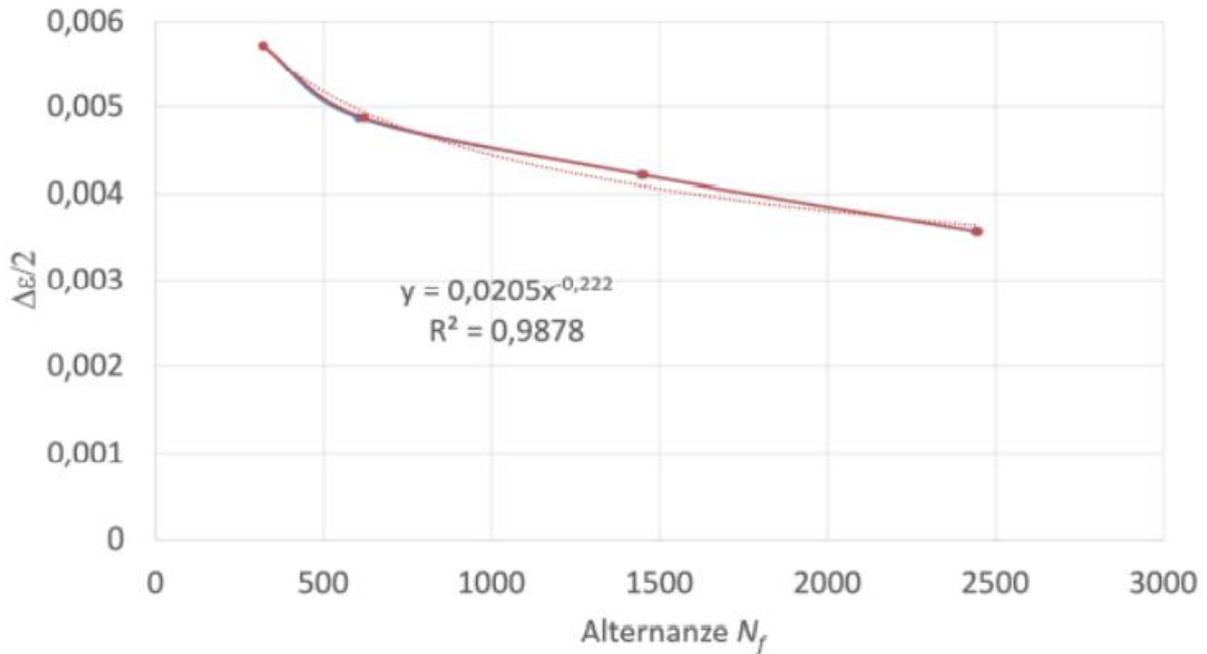
#### 4.4.2 Durata a fatica secondo Coffin-Manson

Il secondo modello per il calcolo della durata a fatica dell’inserito di acciaio si basa su diagrammi ricavati da prove sperimentali effettuate su provini di acciaio Aisi H11 sottoposti a fatica a basso numero di cicli. Infatti, per poter utilizzare le curve sperimentali interpolate da tali prove, è necessario confrontare tali curve con l’equazione di deformazione durata di Coffin-Manson, tipica per le applicazioni di fatica oligociclica, qui formulata:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \varepsilon'_f (2N)^c \quad (13)$$

Il diagramma di riferimento utilizzato per il calcolo della fatica è illustrato in **Figura 55**. Esso è stato ricavato per test condotti alla temperatura di riferimento di 350°C [24]. Gli stessi parametri caratteristici della fatica del materiale sono stati valutati a quella specifica temperatura costante.

Si nota come, a differenza del diagramma precedente, la durata del componente sia stata quantificata in numero di alternanze, dove due alternanze corrispondono a un ciclo di sollecitazione.



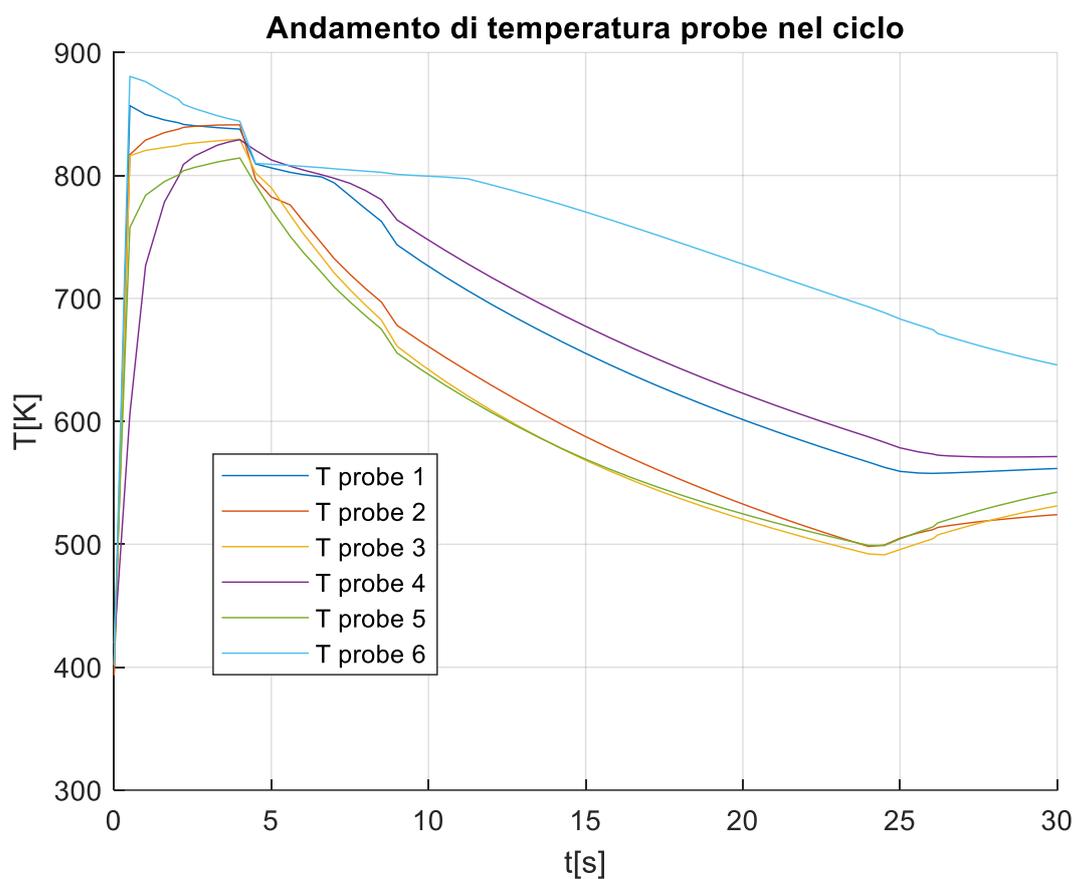
**Figura 55** – Diagramma deformazione-durata secondo Manson Coffin per H11 a T 350°C

Per ottenere una corretta stima della durata a fatica dell'inserto nei punti di misura selezionati è necessario conoscere istante per istante il campo di temperatura a cui sono sottoposti i punti di misura individuati sull'inserto. Dopo aver monitorato la temperatura dei punti di misura per ogni istante di tempo che costituisce il ciclo di colata, attraverso l'esportazione dei dati di temperatura dal tool Fluent, è stato possibile ricavare il diagramma temporale illustrato in **Figura 56**.

A partire dall'andamento della temperatura specifica dei singoli punti di misura durante il ciclo di lavoro, è stato quindi possibile calcolare la temperatura media di ogni punto di misura durante l'intero ciclo con una approssimazione dello stesso mediante una media integrale così definita:

$$\bar{T} = \frac{\sum_{i=1}^n T_i \Delta t_i}{\sum_{i=1}^n \Delta t_i} \quad (14)$$

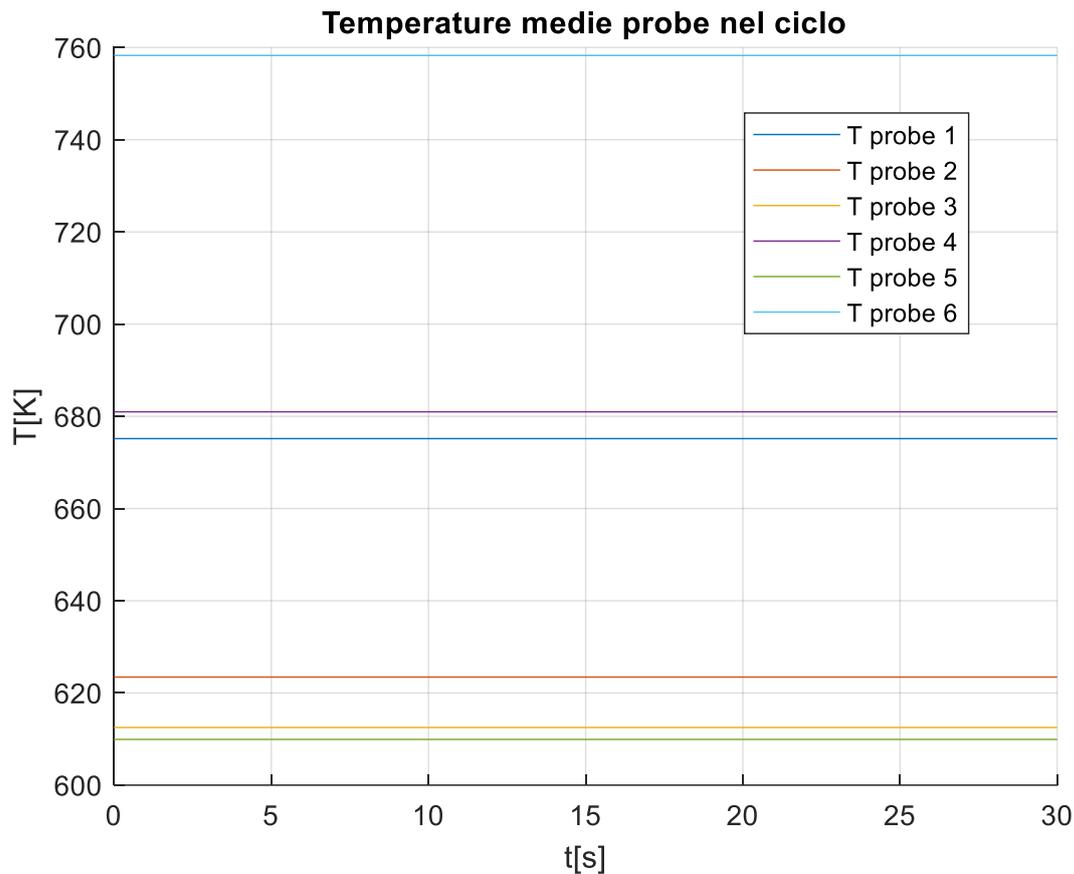
Dove  $T_i$  rappresenta la temperatura dell'inserto all'istante  $i$ -esimo del ciclo, ossia all'  $i$ -esimo timestep di simulazione, mentre  $\Delta t_i$  corrisponde all'intervallo di tempo che intercorre tra due timestep successivi.



**Figura 56** – *Andamento di temperatura probe nel ciclo*

Si nota che le temperature minime dei punti di misura considerati siano relative al campo di temperatura ereditato dalla fase di spruzzatura finale del precedente ciclo di colata.

In **Figura 57** è possibile, invece, osservare la temperatura media dei punti di misura considerati per la successiva procedura di interpolazione lineare per l'analisi della durata a fatica dell'insero oggetto di studio.



**Figura 57** – Temperature medie dei probe durante il ciclo di lavoro

I punti di misura analizzati sono presenti in zone del materiale a differenti temperature, ereditate dal campo di temperatura individuato nell'analisi termica precedente. Per tale motivo è necessario stimare i valori di durata a fatica dell'inserito nei suddetti punti effettuando una interpolazione lineare tra i valori di durata calcolati nei grafici precedenti, ricavati a temperature costanti rispettivamente pari a 600°C e 350°C. L'interpolazione lineare utilizzata è espressa dalla seguente formulazione:

$$N_{T_p} = N_{600^{\circ}C} - \left[ \frac{600^{\circ}C - T_p}{600^{\circ}C - 350^{\circ}C} * (N_{600^{\circ}C} - N_{350^{\circ}C}) \right] \quad (15)$$

Dove,

$N_{T_p}$  corrisponde alla durata a fatica calcolata alla temperatura specifica del punto di misura

$T_p$  corrisponde alla temperatura media del punto di misura analizzato

$N_{600^{\circ}C}$  corrisponde alla durata a fatica ricavata dal diagramma alla temperatura di 600°C

$N_{350^{\circ}C}$  corrisponde alla durata a fatica ricavata dal diagramma alla temperatura di 350°C

In **Tabella 3** sono riassunti i risultati del calcolo della durata a fatica dell'inserto in seguito all'interpolazione delle rispettive durate ricavate dai diagrammi sperimentali alle temperature rispettivamente di 600°C e 350°C.

<b>Probe</b>	$\Delta\varepsilon\%$	$\Delta\varepsilon/2$	<b>T media</b>	<b>N<sub>TP</sub></b>
1	0,3966%	0,001983	675 K	6600
2	0,2093%	0,001046	623 K	24000
3	0,2445%	0,001222	612 K	16500
4	0,2759%	0,001379	681 K	20000
5	0,1609%	0,0008043	610 K	45600
6	0,1802%	0,0009011	758 K	80500

***Tabella 3** – Numero di cicli a fatica dei probe sull'inserto in seguito all'interpolazione*

Si nota che quasi tutti i valori di durata a fatica calcolati sono superiori ai 10000 cicli di lavoro, coerentemente alle evidenze sperimentali. Tuttavia, il punto di misura 1 presenta una durata particolarmente esigua, probabilmente in seguito al suo peculiare posizionamento nell'inserto, ossia nell'intersezione tra gobba e punta dello stesso e alla non perfettamente corretta riproduzione del picco di trazione da parte del modello strutturale utilizzato in fase di estrazione del getto.

# Conclusioni

Nel presente elaborato di tesi è stata esposta l'attività di ricerca che ha portato alla determinazione della durata a fatica di un inserto per pressocolata di alluminio, attraverso l'utilizzo di tool per l'analisi ad elementi finiti e diverse metodologie di analisi a fatica.

Nella simulazione delle sollecitazioni misurate sperimentalmente durante il ciclo di colata si è osservata una buona corrispondenza tra valori di stress misurati con appositi estensimetri e valori di stress ottenuti attraverso la simulazione di vincoli e carichi mediante il software ANSYS. La maggiore discrepanza tra valori simulati e sperimentali la si è ottenuta in corrispondenza del picco di trazione che si verifica alla base dell'inserto allorché il getto di alluminio viene estratto dallo stampo al termine di un ciclo di colata. Infatti, è possibile osservare un valore sperimentale di picco di trazione pari a 23 MPa, che si discosta dal valore ottenuto dalla simulazione pari a 35 MPa. Tale discrepanza è probabilmente attribuibile alla modellazione del fenomeno dello strisciamento tra getto di alluminio e superficie del componente di acciaio a contatto con lo stesso durante la fase di estrazione. Tale strisciamento è stato previsto nel modello simulato introducendo un contatto con attrito tra le due superfici con un coefficiente di attrito pari a 0,2. Per analisi future potrebbe essere utile infittire la mesh definita sul componente al fine di poter abbassare il coefficiente di attrito tra le parti a contatto senza incorrere in divergenze della simulazione numerica.

I valori ricavati di durata a fatica del componente sono in linea con i risultati evinti dal monitoraggio dell'inserto durante la produzione. Come ci si aspettava, uno dei punti più sollecitati a fatica termomeccanica ciclica è situato nel probe 1, ossia in corrispondenza dell'intersezione tra punta e gobba dell'inserto. Tale punto è stato rilevato quale uno dei più soggetti al fenomeno di usura e che quindi conduce più rapidamente al fallimento del componente. Tuttavia, in seguito alle analisi effettuate attraverso le simulazioni e alle interpolazioni mediante diagrammi sperimentali, si è verificata una durata anche inferiore a quelle riscontrate, ossia pari a meno di 7000 cicli contro la durata riscontrata compresa tra i 10000 e 20000 cicli. Una durata del punto 1 corrispondente ad un numero di cicli compreso tra 10000 e 20000 si otterrebbe con una sollecitazione pari a 235Mpa, circa pari ai  $\frac{2}{3}$  dell'ampiezza della sollecitazione ottenuta dalla simulazione.

Questo comportamento può imputarsi a vari fattori. In primo luogo, i diagrammi sperimentali utilizzati sono stati ricavati in range di fatica termica non perfettamente corrispondente al ciclo di colata; essendo il range di temperatura di riferimento del diagramma superiore si può pensare, infatti, a una sottostima del numero di cicli ottenuti, anche in seguito all'utilizzo di una metodologia di interpolazione semplicistica non corrispondente perfettamente al comportamento reale della variazione dei parametri di fatica del materiale con la temperatura.

Infine, futuro sviluppo della ricerca è l'esportazione di tale modello numerico in inserti dotati di canali di raffreddamento conformati, realizzati con tecniche di fabbricazione additiva, per applicazioni che richiedono specifiche caratteristiche di rugosità superficiale del pezzo, come quelle automobilistiche.

# Bibliografia

- [1] Murray, M.T. (2011). *Fundamentals of Aluminium Metallurgy* || High pressure die casting of aluminium and its alloys., 217–261.
- [2] Casarotto, F. (2012). *Advanced Materials in Automotive Engineering* || High-pressure die-cast (HPDC) aluminium alloys for automotive applications., 109–149.
- [3] Bonollo, Franco; Gramegna, Nicola; Timelli, Giulio (2015). *High-Pressure Die-Casting: Contradictions and Challenges*.
- [4] Qi, Ming Fan; Kang, Yong Lin; Qiu, Quan Quan (2019). Industrialized Application of Rheo-HPDC Process for the Production of Large Thin-Walled Aluminum Alloy Parts. *Solid State Phenomena*, 453–458.
- [5] Lordan, E., Zhang, Y., Dou, K., Jacot, A., Tzileroglou, C., Blake, P., & Fan, Z. (2021). On the probabilistic nature of high-pressure die casting. *Materials Science and Engineering*.
- [6] Kong, L.X.; She, F.H.; Nahavandi, S.; Kouzani, A.Z. (2000). [IEEE IEEE International Conference on Systems, Man, and Cybernetics - Nashville, TN, USA (8-11 Oct. 2000)] SMC 2000 Conference Proceedings. 2000 IEEE International Conference on Systems, Man and Cybernetics. 'Cybernetics Evolving to Systems, Humans, Organizations, and their Complex Interactions' - Die temperature monitoring of high pressure die casting, 1756–1761.
- [7] Frank E. Goodwin (2008). *Hot Chamber Die Casting*. International Zinc Association, 719-723.
- [8] Dour, G., Dargusch, M., Davidson, C., Nel, A. and St John, D. (2003) 'Development of a non intrusive heat transfer coefficient gauge and its application to high pressure die casting', *Proceedings of the First International Light Metals Technical Conference*, Brisbane, Australia, 155–160.
- [9] Yulong Zhu; David Schwam; John F Wallace; Sebastian Birceanu (2004). Evaluation of soldering, washout and thermal fatigue resistance of advanced metal materials for aluminum die-casting dies, 379(1-2), 420–431.
- [10] M.Bhaskar, Tamil Selvam Nalluswamy (2021). Analysis of micro cracks and die erosion in die casting. MVJ College of Engineering, Bangalore, India, 1-12.

- [11] J.F. Wallace, D. Schwam, *Die Casting Engineering (USA)*, vol. 44 (3), May/June 2000, pp. 50, 52, 54, 56–58.
- [12] Q. Han; S. Viswanathan (2003). Analysis of the mechanism of die soldering in aluminum die casting, 34(1), 139–146.
- [13] Lalanne, Christian (2009). *Fatigue Damage || Concepts of Material Fatigue.*, 1–46.
- [14] Antonio Gugliotta, Aurelio Somà (2020). *Lezioni di costruzione di macchine – fatica.*
- [15] Darrell Socie, Benjamin Socie (2007). *Thermomechanical fatigue made easy.*
- [16] Bhanu Sankara Rao, K. (2017). *Reference Module in Materials Science and Materials Engineering || Fatigue Testing: Thermal and Thermomechanical.*
- [17] A. Grüning; M. Lebsanft; B. Scholtes (2010). Cyclic stress–strain behavior and damage of tool steel AISI H11 under isothermal and thermal fatigue conditions.
- [18] Massimo Sorli (2020). *Lezioni di mecatronica – trasduttori.*
- [19] ANSYS FLUENT 12.0 UDF Manual - Release 12.0 © ANSYS, Inc. (2009).
- [20] *Spray Cooling Heat Transfer: The State of Art.* (J.Kim. 28, s.l.: Elsevier, 2006, Vol. International Journal of Heat and Fluid Flow).
- [21] ANSYS Engineering Data: Structural Steel – ASME BPV Code, Section 8, Div 2 (1998)
- [22] ANSYS Engineering Data: General Aluminum Alloy – MIL-HBDK-5H, 3-277.
- [23] Vincent Velay, Gérard Bernhart, Denis Delagnes, Luc Penazzi. A continuum damage model applied to high temperature fatigue lifetime prediction of a martensitic tool steel. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Wiley-Blackwell, 2005, 28 .
- [24] Carlo Rosso (2021). *Indagine sperimentale su durata a fatica oligociclica in temperatura di quattro materiali per manifattura additiva.*

# Ringraziamenti

Al termine di questo lavoro di tesi desidero ringraziare coloro i quali hanno contribuito al completamento di tale elaborato, sia con un aiuto pratico che con un supporto morale.

In primo luogo, desidero ringraziare il mio Relatore Prof. Carlo Rosso. Ringrazio la Sua disponibilità e i Suoi preziosi e puntuali consigli che mi sono stati forniti durante le varie tappe dell'attività di ricerca svolta in collaborazione con l'azienda di ingegneria Daca-I Powertrain Engineering s.r.l.

In secondo luogo, ringrazio il mio tutor aziendale Ing. Antonio Barbato per avermi guidato nel completamento di questo lavoro, dapprima durante l'attività di tirocinio curriculare e successivamente nel periodo di ricerca finalizzato all'attività di tesi. Lo ringrazio di avermi fatto sentire parte integrante di un team di ricerca e per avermi, non solo introdotto a strumenti di analisi professionali, ma anche dato suggerimenti che custodirò in vista della mia esperienza lavorativa futura.

Inoltre, ringrazio i familiari che mai hanno mancato di far sentire il loro affetto e la loro stima nei miei confronti, soprattutto in un periodo critico e di incertezze a livello globale come quello che ha caratterizzato lo svolgimento di questa attività, in particolar modo i miei genitori, mio fratello, i miei nonni e i miei zii.

Un grandissimo grazie ai più cari amici con cui sono stato senza pensieri distraendomi sia dalla serietà della vita universitaria che dalla monotonia dell'ambiente domestico nei mesi di coprifuoco, ma al contempo non hanno mancato di essermi accanto. In particolare, grazie a Riccardo e Michele, migliori amici, compagni, dottori, gestionali, tutto.

Ringrazio ancora i miei colleghi sia di corso che di università. Tutti insieme siamo partiti dal mare per questo viaggio e tutti insieme lo termineremo tra le montagne. Un ringraziamento speciale a Stefano e Claudio che hanno anche avuto "l'onore" di essermi coinquilini per qualche mese; a Delia, punto di riferimento costante come carissima amica e consigliera; a Pierluca, compagno di corso con cui intrattengo un complesso rapporto odi et amo; ad Alberto, i cui consigli da ormai dottore veterano valgono più dell'oro.

Per ultimo, ma non per importanza, un enorme grazie a Federica. Nessuno mi ha supportato e sopportato come hai fatto tu. Non servono tante parole nei confronti di chi fa parte del proprio essere come un organo o un ingranaggio che non solo ci tiene in vita ma è anche fautore del movimento di quest'ultima.