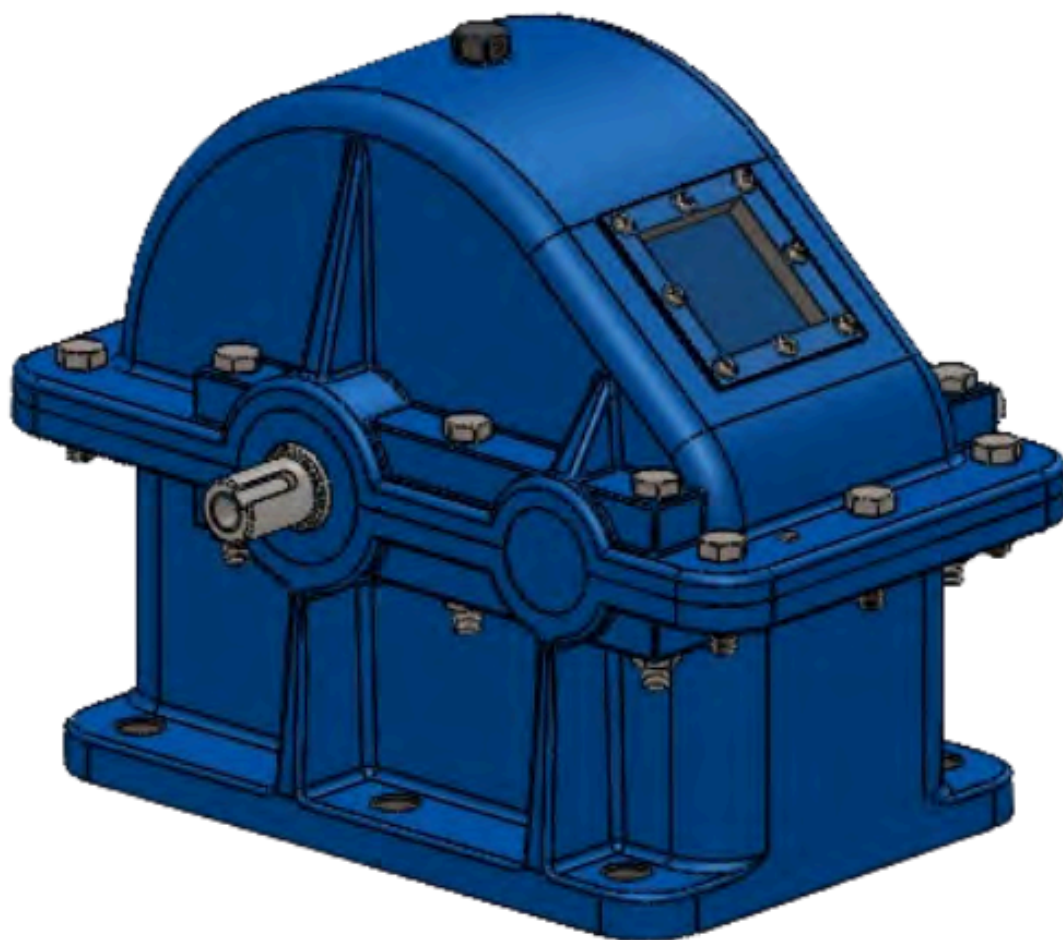


Progetto di Tecnologie di Produzione

Riduttore di Velocità

Bray Gemma (681975) , Lucchi Elisa (677116)



Indice

| | |
|---|-----------|
| 1. Introduzione | 6 |
| 1.1 Generalità | 6 |
| 1.2 Vantaggi | 7 |
| 1.3 Componenti del riduttore di velocità | 8 |
| 2. Richiesta del committente | 10 |
| 3. Processo di Fusione | 11 |
| 3.1 Scelta e caratteristiche del pezzo per fusione | 11 |
| 3.2 Scelta del materiale | 13 |
| 3.3 Scelta della formatura | 15 |
| 3.4 Scelta dei componenti del materiale da fonderia | 17 |
| 3.5 Sovrametalli | 18 |
| 3.6 Piano di divisione | 24 |
| 3.7 Materiali del modello | 26 |
| 3.8 Anime e portate d'anima | 27 |
| 3.9 Angoli di sformo e raggi di raccordo | 31 |
| 3.10 Ritiro del getto durante la solidificazione | 32 |
| 3.11 Solidificazione di getti e moduli di raffreddamento | 33 |
| 3.12 Metodo dei cerchi di Heuvres | 36 |
| 3.13 Posizionamento e dimensionamento della materozza | 46 |
| 3.14 Dimensionamento del sistema di colata | 50 |
| 3.15 Spinte metallostatiche | 52 |
| 3.16 Simulazione di colata e solidificazione | 53 |
| 3.17 Stima dei tempi di processo | 59 |
| 3.18 Stima dei costi e consumi | 62 |
| 4. Processo di stampa 3D | 66 |
| 4.1 Scelta e caratteristiche del pezzo per stampa 3D | 66 |
| 4.2 Scelta della tecnica di stampa | 68 |
| 4.3 Scelta del materiale di stampa | 69 |
| 4.4 Scelta della stampante | 71 |
| 4.5 Scelta della disposizione sulla piattaforma di stampa | 73 |
| 4.6 Stima dei tempi di produzione | 76 |
| 4.7 Stima dei costi di produzione | 77 |
| 5. Lavorazione per asportazione di truciolo | 80 |
| 5.1 Analisi dei disegni e informazioni di partenza | 80 |

| | | |
|-----------|--|------------|
| 5.2 | Tipologia di greggio utilizzato | 82 |
| 5.3 | Macchinari utilizzati | 84 |
| 5.4 | Ubicazione dei macchinari | 87 |
| 5.5 | Scelta delle superfici e dei processi di lavorazione | 88 |
| 5.6 | Fogli di ciclo | 90 |
| 5.7 | Fogli di fase | 95 |
| 5.8 | Criteri di definizione del ciclo di lavorazione | 99 |
| 5.9 | Scelta degli utensili in tornitura | 101 |
| 5.10 | Scelta degli utensili in fresatura | 108 |
| 5.11 | Controllo dimensionale | 111 |
| 5.12 | Stima dei tempi di lavorazione | 114 |
| 5.13 | Stima dei costi di lavorazione | 124 |
| 6. | Lavorazione per deformazione plastica | 129 |
| 6.1 | Scelta e caratteristiche del pezzo per deformazione plastica | 129 |
| 6.2 | Scelta del materiale | 131 |
| 6.3 | Scelta della lavorazione | 132 |
| 6.4 | Tranciatura | 133 |
| 6.5 | Punzonatura | 136 |
| 6.6 | Scelta della pressa | 137 |
| 6.7 | Stima dei tempi di lavorazione | 138 |
| 6.8 | Stima dei costi di lavorazione | 140 |
| 7. | Processo di Saldatura | 142 |
| 7.1 | Scelta e caratteristiche del pezzo per saldatura | 142 |
| 7.2 | Scelta del materiale del pezzo | 145 |
| 7.3 | Scelta del processo di saldatura | 146 |
| 7.4 | Scelta della saldatrice | 148 |
| 7.5 | Macchinari utilizzati | 149 |
| 7.6 | Scelta degli elettrodi | 150 |
| 7.7 | Preparazione del materiale | 151 |
| 7.8 | Scelta dell'alimentazione elettrica | 152 |
| 7.9 | Calcolo dei tempi di lavorazione | 153 |
| 7.10 | Calcolo dei costi di lavorazione | 154 |
| 8. | Appendice | 156 |
| 8.1 | Fogli di fase Albero | 156 |
| 8.2 | Messa in tavola componenti | 160 |

| | |
|------------------------------------|------------|
| 9. Bibliografia | 169 |
| 10. Applicazioni utilizzate | 170 |

1. Introduzione

1.1 Generalità

I **riduttori di velocità** sono dispositivi essenziali nella trasmissione di potenza, progettati per ridurre la velocità di un sistema aumentando proporzionalmente la coppia.

Il loro **funzionamento** si basa su **sistemi di ingranaggi**, concetto sviluppato già da Leonardo da Vinci nel 1500.

Un riduttore funziona trasferendo il moto da un ingranaggio motore a uno condotto di diametro maggiore, con conseguente riduzione della velocità.

Poiché la potenza si mantiene quasi costante, questa riduzione comporta un incremento della coppia, adattando così il moto alle esigenze operative della macchina collegata.

I riduttori di velocità sono utilizzati in vari settori industriali e meccanici.

Sono impiegati in ambiti come l'industria manifatturiera, automobilistica, logistica, energetica, agricola e alimentare, in applicazioni che spaziano dai nastri trasportatori ai cambi di velocità dei veicoli, dai sistemi di sollevamento ai **generatori eolici**.

La loro capacità di adattarsi a diverse esigenze operative li rende essenziali per garantire precisione e sicurezza in macchine industriali, agricole e tecnologie avanzate.

1.2 Vantaggi

I riduttori di velocità a ingranaggi elicoidali con due alberi sono ampiamente utilizzati nell'industria grazie alla loro **efficienza, affidabilità** e capacità di **trasmettere elevate potenze** con basse perdite di energia.

Questi riduttori sfruttano ingranaggi con denti inclinati, che garantiscono un ingranamento progressivo e una maggiore superficie di contatto tra i denti, portando diversi vantaggi rispetto ad altri tipi di riduttori.

Il rapporto di trasmissione è determinato dal rapporto tra il numero di denti o tra i diametri primitivi delle due ruote, influenzando direttamente la velocità e la coppia trasmessa. Generalmente, nei riduttori di velocità, questo è superiore ad 1.

Uno dei principali punti di forza dei riduttori a denti elicoidali è la **trasmissione fluida e silenziosa**. A differenza degli ingranaggi a denti dritti, i denti elicoidali si innestano gradualmente, riducendo vibrazioni e rumorosità, rendendoli ideali per applicazioni dove è richiesta una bassa emissione acustica. Inoltre, la maggiore capacità di carico è un altro aspetto distintivo: la distribuzione del carico su più denti contemporaneamente permette di trasmettere coppie elevate senza eccessiva usura, garantendo una lunga durata del sistema.

Dal punto di vista dell'efficienza energetica, i riduttori elicoidali offrono un **buon rendimento** grazie alla minore dispersione di energia per attrito, rendendoli adatti a impieghi in cui è fondamentale ottimizzare il consumo energetico.

A confronto con altri tipi di riduttori, quelli a denti elicoidali offrono un **ottimo compromesso tra efficienza e robustezza**. I riduttori a denti dritti sono più economici, ma molto più rumorosi e meno resistenti. I riduttori epicicloidali (o planetari) sono compatti e molto efficienti, ideali per spazi ridotti, ma più complessi da realizzare. I riduttori a vite senza fine permettono rapporti di riduzione elevati, ma presentano perdite energetiche più alte a causa dell'attrito tra vite e ruota elicoidale. Infine, i riduttori a coppia conica sono utilizzati per cambiare la direzione del moto tra alberi perpendicolari, risultando indispensabili in alcune applicazioni specifiche.

1.3 Componenti del riduttore di velocità

I riduttori di velocità a denti elicoidali sono dispositivi **composti da una serie di ingranaggi principali**:



- **Carter**

Esso protegge gli ingranaggi e i cuscinetti da polvere e detriti, contiene il lubrificante per ridurre l'attrito e attenua rumore e vibrazioni grazie ai materiali con cui è realizzato.

Inoltre, dissipa il calore generato dal funzionamento, prevenendo il surriscaldamento e aumentando la durata del sistema.

Infine, **fornisce supporto meccanico, mantenendo gli alberi allineati e facilitando il montaggio del riduttore su altre strutture**.



- **Ruote (ingranaggi elicoidali)**

Il riduttore in esame utilizza due ruote dentate per trasmettere il moto rotatorio e la coppia motrice senza scorrimento.

La ruota conduttrice, più piccola, è montata sull'albero conduttore e azionata direttamente dal motore, mentre la ruota condotta, più grande, è posta sull'albero condotto e ruota più lentamente, secondo il rapporto di trasmissione.

I denti delle ruote sono inclinati di un angolo d'elica α , che varia tra 15° e 30° per dentature strette e 5° e 15° per dentature larghe. Per un corretto ingranamento, le ruote devono avere angoli opposti ma uguali, stesso passo normale e modulo.



Le ruote dentate presenti all'interno del carter del riduttore di velocità si muovono solidalmente ai rispettivi alberi meccanici su cui sono montate.

- **Alberi**

Sono utilizzati per trasmettere o ricevere potenza, moto di rotazione e coppia. Sono vincolati all'esterno tramite cuscinetti a strisciamento o a rotolamento.

Vi è un albero conduttore su cui è fissata la ruota conduttrice, che viene azionato direttamente dal motore e compie lo stesso numero di giri al minuto di quest'ultimo., Invece sull'albero condotto è montata la ruota condotta e viene messa in movimento dalla ruota conduttrice attraverso l'ingranamento.

A sua volta, la ruota condotta trasmette il moto all'albero condotto grazie agli attriti presenti tra i due elementi.

La lunghezza degli alberi conduttore e condotto dipende principalmente dalla distanza tra gli elementi da collegare, ma anche da esigenze progettuali relative al posizionamento di cuscinetti e supporti.

- **Cuscinetti**

Essi consentono la rotazione di un elemento rispetto a un altro, permettendo il movimento di due organi meccanici a velocità differenti e supportando carichi elevati.

I cuscinetti devono garantire alta precisione, lunga durata e resistenza alle alte velocità, riducendo al minimo attrito, rumore e vibrazioni.
Generalmente vengono impiegati cuscinetti volventi.

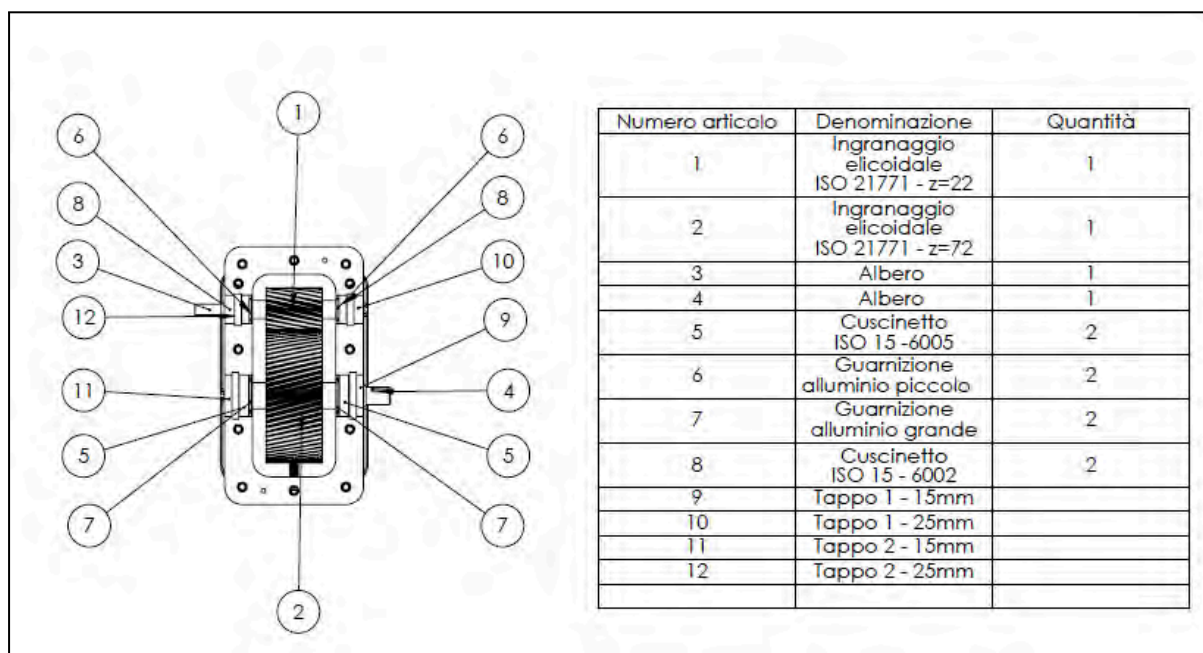


Figura 1 - Meccanismo interno bollato

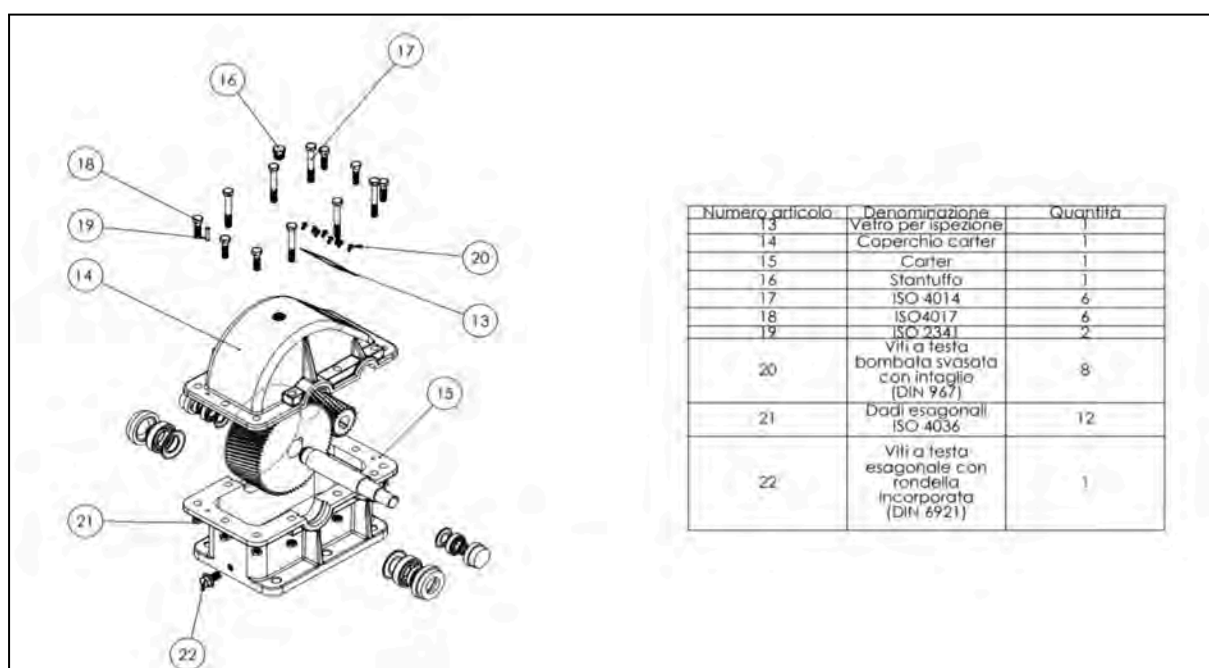


Figura 2 - Complessivo bollato

2. Richiesta del committente

Nel contesto del nostro progetto, ipotizziamo che un'**azienda operante nel settore logistico** ci abbia commissionato la produzione di un riduttore di velocità destinato a sistemi di movimentazione per magazzini industriali.

La richiesta prevede una produzione di **300 unità**, un quantitativo che rientra in una **fascia medio-piccola**, dove è essenziale garantire un **buon equilibrio tra costi di produzione, qualità e precisione dimensionale**.

Il committente richiede un riduttore affidabile, in grado di operare in modo continuativo con un'elevata efficienza, riducendo vibrazioni, rumorosità e usura dei componenti. La precisione delle lavorazioni e la qualità dei materiali devono assicurare una lunga durata operativa, minimizzando gli interventi di manutenzione e migliorando l'affidabilità complessiva del sistema.

Dal punto di vista economico, l'azienda committente punta a contenere i costi di produzione senza compromettere la qualità del prodotto finale. Ciò impone una scelta oculata delle tecnologie di lavorazione, dei materiali e delle strategie produttive, valutando processi efficienti che permettano di ottimizzare il rapporto tra costo e prestazioni.

L'analisi della richiesta del committente si concentrerà quindi su tre aspetti principali: definizione delle tolleranze e dei requisiti dimensionali, scelta delle tecnologie produttive più adeguate per rispettare i criteri di qualità e precisione, e valutazione economica per garantire un processo efficiente e sostenibile.

3. Processo di Fusione

3.1 Scelta e caratteristiche del pezzo per fusione

Il componente più adatto alla fusione è il **carter**.



La scelta di sottoporre questo componente a processi di fusione si deve all'analisi della geometria, delle tolleranze richieste, delle caratteristiche meccaniche necessarie, dell'aspetto economico della produzione, della quantità da produrre e dalle funzioni che è tenuto a svolgere il carter.

Quest'ultimo ha una geometria rettangolare rinforzata con nervature per migliorarne la resistenza meccanica e ridurre le deformazioni sotto carico.

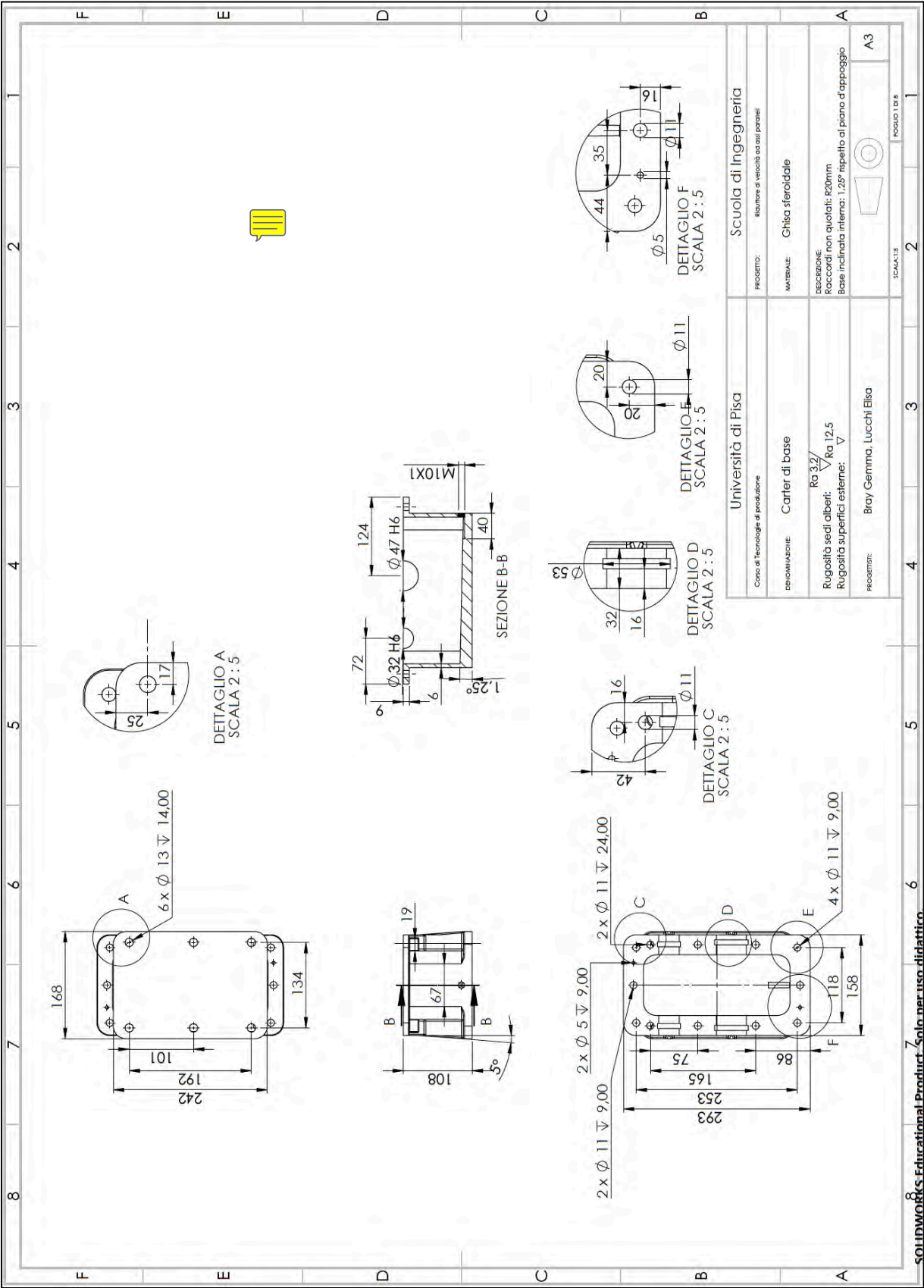
Presenta fori di fissaggio per l'assemblaggio e sedi di precisione per i cuscinetti, che devono mantenere il corretto allineamento degli ingranaggi.

In particolare la sua forma complessa, con nervature e cavità, può essere ottenuta più facilmente attraverso questo processo piuttosto che mediante lavorazione meccanica.

Il carter deve garantire una **buona rigidità strutturale** per supportare ingranaggi e alberi, **resistere alle vibrazioni** e fornire una **superficie** sufficientemente **liscia** all'interno per **evitare accumuli di lubrificante**.

Le tolleranze richieste non sono estremamente precise, in quanto le superfici di appoggio e accoppiamento possono essere lavorate successivamente, poiché sono le uniche parti che dovranno essere lavorate con precisione per garantire tolleranze ristrette, nell'ordine dei centesimi di millimetro, per evitare giochi indesiderati e perdite di lubrificante.

Inoltre, la **fusione** è un **processo economicamente vantaggioso** per produzioni medio-piccole



3.2 Scelta del materiale

Il carter di un riduttore di velocità viene generalmente realizzato con materiali che garantiscono un'adeguata resistenza meccanica, rigidità, durata nel tempo e capacità di smorzare vibrazioni e carichi dinamici.

Tra i materiali più utilizzati per la sua fabbricazione vi sono :

- la ghisa grigia (GJL),
- la ghisa sferoidale (GJS),
- le leghe di alluminio e gli acciai fusi o saldati.

Nel nostro progetto, la scelta del materiale per il carter è ricaduta sulla **ghisa sferoidale (GJS)**, in quanto rappresenta una soluzione ottimale sotto diversi aspetti.

Questo materiale è caratterizzato dalla presenza di grafite sotto forma di noduli (o sfere), una configurazione che migliora significativamente le sue proprietà meccaniche rispetto alla ghisa grigia, la quale presenta la grafite in forma lamellare.

Tra i principali **vantaggi** della ghisa sferoidale si evidenzia un'**elevata resistenza meccanica**, con **valori di resistenza alla trazione superiori** rispetto alla ghisa grigia e comparabili a quelli di alcuni acciai, rendendola particolarmente **adatta a sopportare carichi elevati** e sollecitazioni dinamiche.

Un altro aspetto rilevante è la sua ottima **tenacità e duttilità**, che la rendono meno fragile e più resistente agli urti e alle vibrazioni rispetto alla ghisa grigia, riducendo il rischio di frattura. Sebbene la capacità di smorzamento delle vibrazioni sia inferiore rispetto alla ghisa lamellare, essa rimane comunque adeguata per garantire la riduzione del rumore e dell'usura degli ingranaggi interni del riduttore.

Inoltre, sebbene l'alluminio presenti il vantaggio di una significativa riduzione del peso, esso possiede una capacità di smorzamento delle vibrazioni inferiore rispetto alla ghisa sferoidale. Questa caratteristica risulta determinante nella scelta del materiale, in quanto richiesta specifica del committente.

Dal punto di vista della lavorabilità e della produzione, la ghisa sferoidale si presta particolarmente bene ai processi di fusione, consentendo la **realizzazione di componenti con geometrie complesse** e contribuendo a **contenere i costi di lavorazione**.

Offre inoltre una buona resistenza all'usura e alla fatica, qualità fondamentali per un componente destinato a operare sotto carico per lunghi periodi.

Questo livello di resistenza non è garantito dall'utilizzo di acciai o leghe di alluminio, materiali che tendono a richiedere una manutenzione più frequente poiché maggiormente soggetti a corrosione e degrado nel tempo.

Infine, la ghisa sferoidale è **compatibile con diversi trattamenti termici e superficiali**, permettendo di migliorarne ulteriormente la resistenza e la durezza, aumentando così la durabilità del carter nel tempo.

| Elemento | GS |
|----------|-------|
| C | 3.44 |
| SI | 2.60 |
| MN | 0.218 |
| P | 0.032 |
| S | 0.004 |
| NI | 0.069 |
| CR | 0.062 |
| CU | 0.052 |
| MO | 0.001 |
| MG | 0.055 |
| SN | 0.013 |
| TI | 0.034 |
| PB | 0.007 |
| AL | 0.011 |
| ZN | 0.00 |
| CE | 4.53 |

Tabella 1 - Composizione Ghisa sferoidale

3.3 Scelta della formatura

Per la scelta del processo di formatura più adatto alle esigenze del committente, abbiamo considerato alcuni **criteri fondamentali**, tra cui la **geometria** del componente, la **precisione dimensionale** necessaria, la **quantità** richiesta e il **costo** della produzione. Sulla base di questi parametri, abbiamo selezionato tre processi di fusione per effettuare un confronto e individuare la soluzione più vantaggiosa:

- fusione in sabbia
- shell-molding (fusione in conchiglia)
- pressofusione.

La **fusione in sabbia** rappresenta il metodo più economico, poiché richiede un investimento iniziale ridotto e stampi a basso costo. È un processo altamente flessibile, adatto alla produzione di pezzi di grandi dimensioni e con geometrie complesse. Tuttavia, presenta una precisione dimensionale inferiore rispetto ad altri processi e genera superfici con una finitura più ruvida, spesso richiedendo lavorazioni post-fusione per il rispetto delle tolleranze richieste. Questo metodo si rivela particolarmente vantaggioso per produzioni di piccole e medie serie, mantenendo un buon equilibrio tra costi e qualità.

Il **processo di shell-molding**, invece, garantisce una migliore finitura superficiale e una precisione dimensionale superiore rispetto alla fusione in sabbia. La creazione di stampi rigidi e la maggiore omogeneità della colata permettono di ottenere superfici più lisce e ridurre la necessità di lavorazioni successive. Tuttavia, i costi sono più elevati rispetto alla fusione in sabbia, rendendolo una scelta più indicata per produzioni di media entità, in cui sia richiesta una maggiore qualità delle superfici.

La **pressofusione**, infine, offre un livello di precisione dimensionale molto elevato e una finitura superficiale eccellente, senza necessità di lavorazioni post-fusione. Tuttavia, i costi iniziali sono significativamente più alti, poiché il processo richiede stampi in acciaio di elevata qualità e attrezzature specifiche. Inoltre, la pressofusione è generalmente impiegata per la produzione di pezzi di piccole dimensioni e con geometrie relativamente semplici. Un ulteriore limite è rappresentato dalla compatibilità dei materiali: è utilizzata prevalentemente per leghe leggere come alluminio e zinco, risultando inadatta per la ghisa, la quale, a causa della sua elevata temperatura di fusione e della sua bassa fluidità, non si adatta efficacemente a questo processo.



Considerando la complessità geometrica del carter, i costi di produzione, la finitura richiesta, le tolleranze necessarie e la quantità di pezzi da realizzare, la **fusione in sabbia** si configura come la **scelta più adeguata** per la sua fabbricazione.

Questo metodo consente di ottimizzare i costi mantenendo una buona qualità del prodotto, ed è particolarmente adatto alla produzione medio-piccola prevista per questo progetto.

Inoltre, il processo di fusione non richiede un'elevata precisione dimensionale in fase di colata, poiché le tolleranze critiche possono essere ottenute successivamente mediante lavorazioni meccaniche.

Tale scelta garantisce un equilibrio ottimale tra efficienza economica, qualità e rispetto delle specifiche richieste per il corretto funzionamento del riduttore di velocità.

| | TERRA | GUSCIO | MODELLO A PERDERE | GESSO | A CERA PERSA | FORMA PERMANENTE | PRESSOCOLATA | COLATA CENTRIFUGA |
|---|--------------------------------------|-------------|----------------------|------------------------------|-----------------|---------------------|------------------------------|----------------------|
| MATERIALI | Tutti | Tutti | Tutti | | Tutti | Tutti | | Tutti |
| Peso(Kg) Minimo | 0.01 | 0.01 | 0.01 | 0.01 | 0.001 | 0.1 | <0.01 | 0.01 |
| Peso (Kg) Massimo | Nessun limite | 100+ | 100+ | 50+ | 100+ | 300 | 50 | 5000+ |
| Rugosità, Ra (μm) | 5-25 | 1-3 | 5-25 | 1-2 | 0.3-2 | 2-6 | 1-2 | 2-10 |
| Porosità(1) | 3-5 | 4-5 | 3-5 | 4-5 | 5 | 2-3 | 1-3 | 1-2 |
| Complessità Geometrica(1) | 1-2 | 2-3 | 1-2 | 1-2 | 1 | 2-3 | 3-4 | 3-4 |
| Accuratezza dimensionale | 3 | 2 | 3 | 2 | 1 | 1 | 1 | 3 |
| Spessore sezione(mm) minimo | 3 | 2 | 2 | 1 | 1 | 2 | 0.5 | 2 |
| Spessore sezione(mm) massimo | Nessun limite | — | — | — | 75 | 50 | 12 | 100 |
| Tolleranze dimensionali | 1.6-4 (0.25 per piccoli getti) | ± 0.003 | | ± 0.005 - ± 0.010 | ± 0.005 | ± 0.015 | ± 0.001 - ± 0.005 | ± 0.015 |
| Costo(1,2) | | | | | | | | |
| Attrezzatura | 3-5 | 3 | 2-3 | 3-5 | 3-5 | 2 | 1 | 1 |
| Modello/ stampo | 3-5 | 3 | 2-3 | 3-5 | 3-5 | 2 | 1 | 1 |
| Manodopera | 1-3 | 3 | 3 | 1.2 | 1-2 | 3 | 5 | 5 |
| Tempo di risposta tipico(2,3) | giorni | Settimane | settimane | giorni | settimane | Settimane | Settimane- mesi | mesi |
| Produttività(2,3) | 1-20 | 5-50 | 1-20 | 1-10 | 1-1000 | 5-50 | 3-200 | 1-1000 |
| Quantità minima(2,3) | 1 | 100 | 500 | 10 | 10 | 1000 | 10000 | 10-10000 |
| 1. Valutazione relativa: 1 ottimo, 5 pessimo. Ad esempio la pressocolata garantisce una porosità relativamente bassa, complessità geometrica da media a bassa, elevata accuratezza dimensionale, costi per forme e attrezzatura elevati, bassi costi di manodopera. Queste classificazioni sono generali; si possono avere variazioni significative a seconda del metodo produttivo utilizzato. 2. Fonte: Schery, J.A., Introduction to Manufacturing Processes, 3rd ed., 2000. 3. Valori approssimati ottenuti senza far uso di tecniche di prototipazione rapida. | | | | | | | | |

Tabella 2- Caratteristiche generali dei processi di fonderia

3.4 Scelta dei componenti del materiale da fonderia

Per la scelta della terra da fonderia più conveniente per la formatura del carter, abbiamo preso in analisi due tipologie principali: la terra da fonderia a essiccazione e le terre sintetiche per stampi a verde.

La **terra a essiccazione**, pur garantendo una maggiore stabilità dimensionale, presenta costi e tempi di lavorazione più elevati, non giustificabili per la nostra produzione.

Pertanto, la nostra scelta è ricaduta sulla seconda, una miscela che non richiede essiccazione prima della colata.

La **terra sintetica a verde** è ideale per la fusione grazie alla sua resistenza meccanica, elasticità e permeabilità, che garantiscono stabilità dello stampo e assenza di difetti nel getto. I costi ridotti e la facilità di rigenerazione la rendono particolarmente adatta a produzioni medio-piccole. Inoltre, la sua compatibilità con la ghisa sferoidale assicura una riproduzione accurata dei dettagli e un raffreddamento controllato, limitando le tensioni interne.

Per la sua composizione, abbiamo selezionato i seguenti componenti:

- **Sabbia silicea** (75-85%): fornisce resistenza termica e stabilità dimensionale alla forma.
- **Argilla** (bentonite) (5-10%): legante che migliora la coesione e la resistenza meccanica.
- **Acqua** (2-4%): attiva l'argilla e favorisce la compattazione, assicurando una riproduzione precisa dei dettagli.
- **Additivi carboniosi** (2-5%): riducono i difetti superficiali creando una barriera tra il metallo e la sabbia.
- **Farina di legno** (1-3%): migliora la permeabilità, permettendo l'uscita dei gas e prevenendo la formazione di bolle nel getto.

3.5 Sovrametalli

La modifica del modello rappresenta una fase cruciale nel processo di progettazione del carter. Questa operazione prevede l'eliminazione di fori di piccole dimensioni e l'aggiunta di sovrametalli su alcune superfici. L'adozione di queste modifiche è necessaria per ottimizzare la fusione, migliorare la qualità del pezzo e semplificare le lavorazioni successive.

L'eliminazione dei fori è fondamentale per evitare la formazione di sottosquadri che potrebbero complicare l'estrazione del modello dalla forma, influenzando la scelta del piano di divisione e la progettazione delle anime. Inoltre, i sovrametalli modificano la geometria e le dimensioni del pezzo, incidendo sulla stabilità dimensionale e sulla precisione delle superfici lavorate. In alcuni casi, la loro aggiunta consente di semplificare la realizzazione delle anime e dei tasselli necessari alla fusione.

Le superfici che necessitano l'applicazione di sovrametalli sono individuate sulla base di criteri funzionali e tecnologici. In particolare, si interviene su:
fori di piccole dimensioni, poiché difficilmente realizzabili con precisione nella fusione in sabbia; superfici con elevate esigenze di qualità superficiale, per le quali è necessaria una finitura accurata; zone soggette a lavorazioni meccaniche successive, per garantire il rispetto delle tolleranze richieste.

Considerando che il carter ha dimensioni inferiori ai 100 mm, si applica il criterio suggerito da Santochi, che prevede un **sovrametallo di 2,5 mm** sulle **superfici destinate a lavorazioni meccaniche**.

I fori interessati dalla modifica sono quelli presenti sulle estremità superiore e inferiore del carter, oltre al foro filettato per l'introduzione del lubrificante su una delle superfici laterali.

- **Fori non filettati:** attualmente hanno diametri di 13 mm, 11 mm e 5 mm. Dopo la modifica, i fori da 5 mm verranno eliminati, mentre quelli da 13 mm e da 11 mm **saranno ridotti rispettivamente a 8 mm e 5 mm**, facilitando il processo di fusione e migliorando la precisione nelle successive lavorazioni.
- **Foro filettato per il lubrificante:** attualmente filettato M10, verrà eliminata la filettatura e **ridotto a 5 mm**, per poi essere ripristinata con lavorazione meccanica.

Un'altra modifica riguarda le scanalature presenti negli alloggiamenti degli alberi. In queste zone si prevede un sovrametallo variabile, riducendo le difficoltà della fusione e migliorando la precisione dimensionale.

Anche nelle **scanalature** verrà applicato un **sovrametallo di 2,5 mm** di spessore, garantendo margine sufficiente per le lavorazioni successive senza compromettere la geometria del carter.

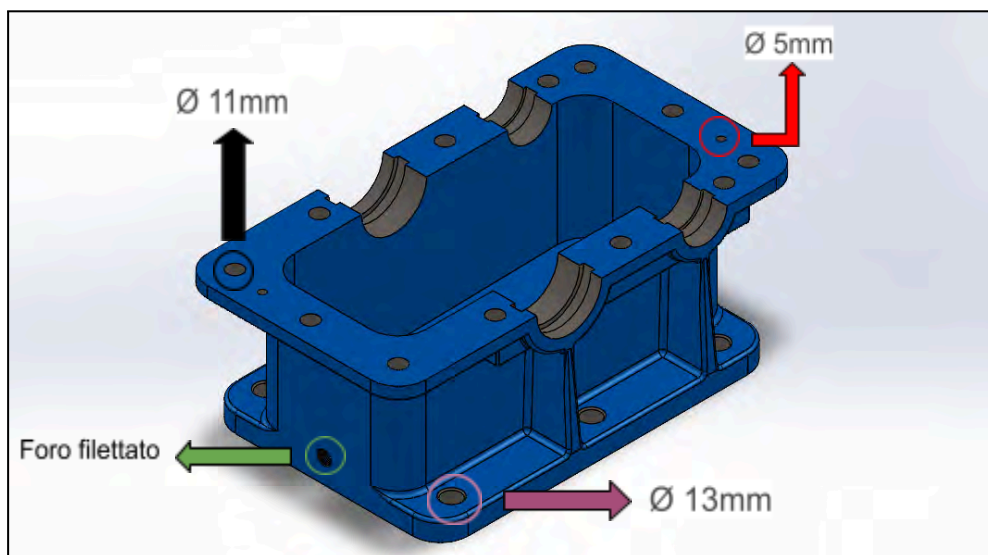
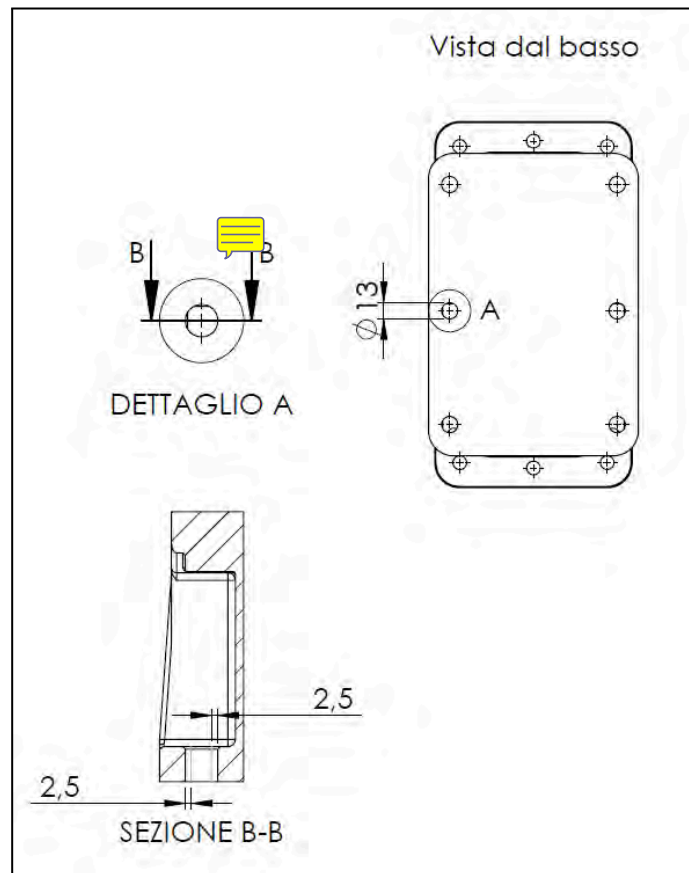
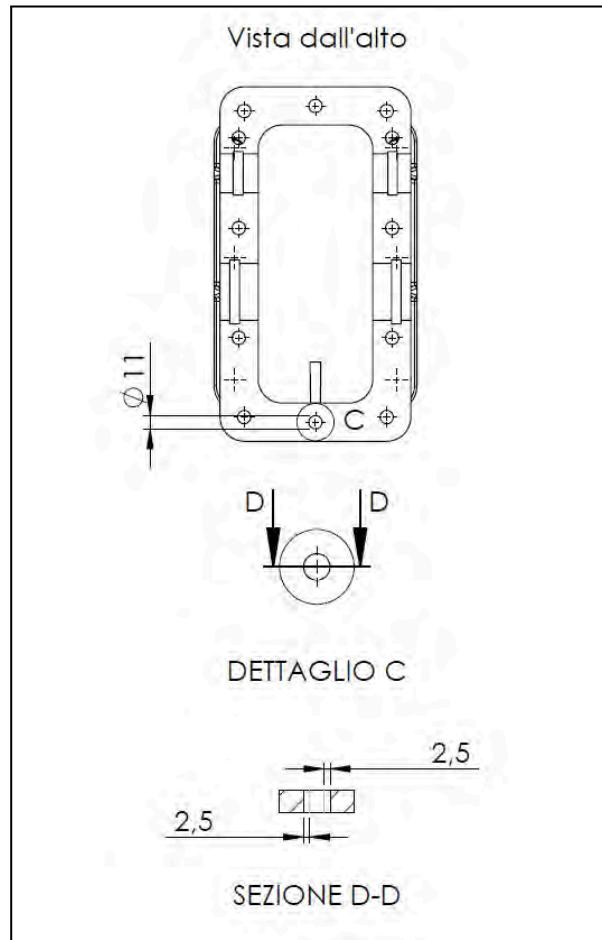


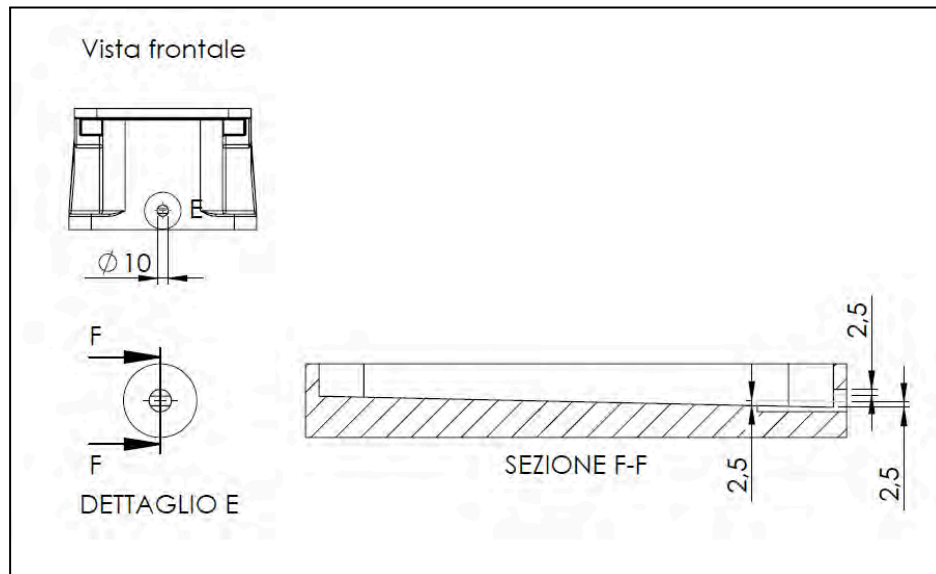
Figura 3 - Fori carter



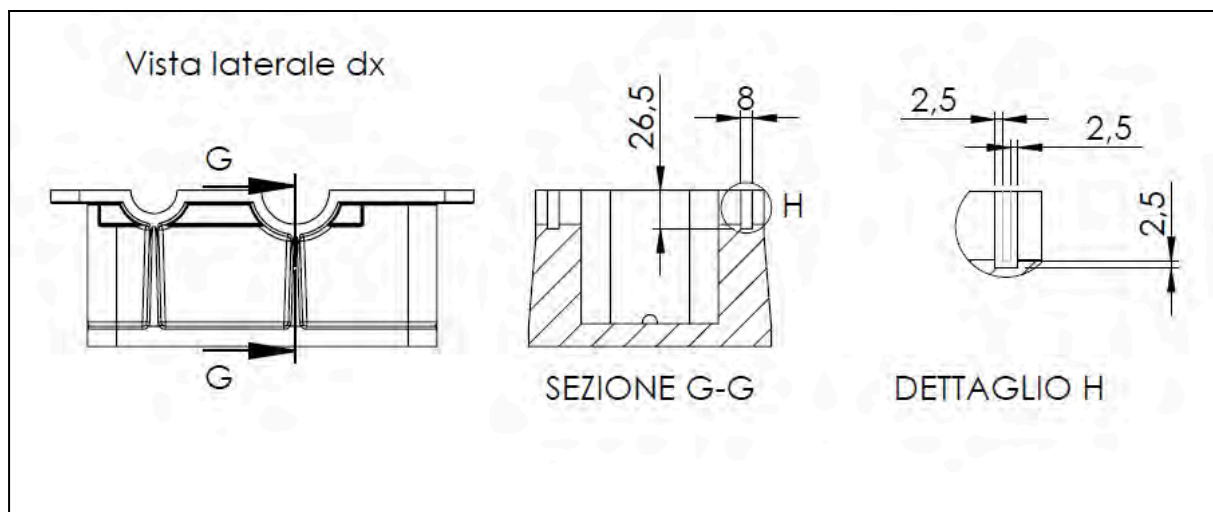
Disegno tecnico - Sovrametalli foro con diametro 13 mm



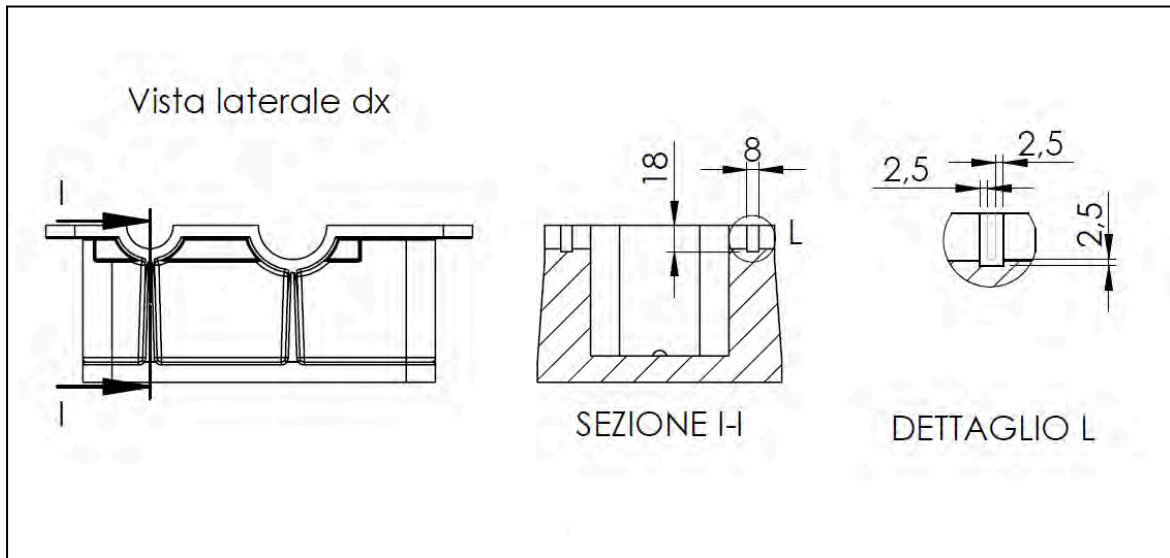
Disegno tecnico - Sovrametalli foro con diametro 11 mm



Disegno tecnico - Sovrametalli foro filettato



Disegno tecnico - Sovrametalli scanalature per albero grande



Disegno tecnico - Sovrametalli scanalature per albero piccolo



3.6 Piano di divisione

Il piano di divisione scelto per il processo di fonderia è quello che **divide orizzontalmente il carter a metà**.

Questa scelta è stata effettuata in quanto vantaggiosa sotto molteplici aspetti tecnici e produttivi, oltre a essere coerente con la geometria assialsimmetrica del componente.

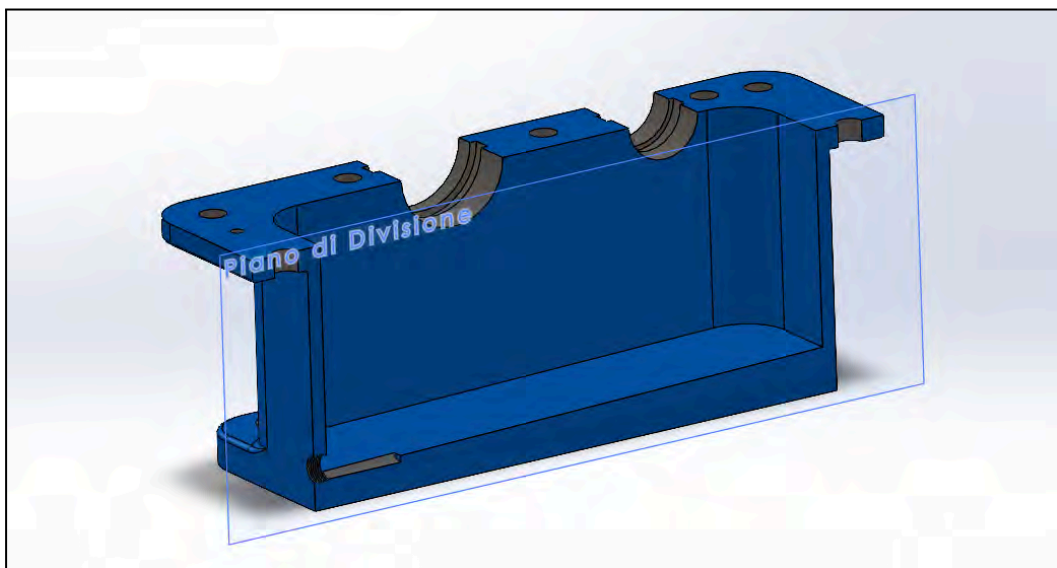


Figura 4 - Piano di divisione carter

In particolare, questa configurazione consente di **minimizzare la presenza di sottosquadri**, evitando così la necessità di ricorrere ad anime complesse, che aumenterebbero sia i costi di produzione sia il rischio di difetti durante la fusione.

Inoltre, la divisione a metà favorisce una **colata più uniforme** del metallo fuso, riducendo la probabilità di inclusioni, soffiature e porosità, e garantendo una solidificazione più controllata.

Dal punto di vista della sformatura, questa scelta permette un'**estrazione agevole** del modello dallo stampo, semplificando le operazioni successive di finitura e migliorando la precisione dimensionale del pezzo.

Un ulteriore vantaggio è rappresentato dalla maggiore facilità di realizzazione delle superfici di appoggio e dei fori di fissaggio, assicurando una migliore planarità e un accoppiamento più preciso con gli altri componenti del riduttore.

Aspetto rilevante è anche la **riduzione degli sprechi di materiale** e il **miglioramento dell'efficienza produttiva**: la separazione in due metà consente un controllo più preciso del riempimento dello stampo, limitando la quantità di materiale da rimuovere con le lavorazioni meccaniche successive.

Inoltre, questa configurazione permette un raffreddamento più uniforme del pezzo, riducendo le tensioni interne e il rischio di deformazioni.

In conclusione, la scelta di un piano di divisione orizzontale risulta ottimale sia dal punto di vista tecnico che economico, in quanto migliora la qualità del pezzo fuso, riduce i costi di produzione e semplifica le operazioni di finitura e montaggio, garantendo al contempo una maggiore affidabilità del componente nel suo utilizzo finale.

3.7 Materiali del modello

Adottando la fusione in sabbia per la realizzazione del carter del riduttore di velocità, è fondamentale scegliere il materiale più adatto per il modello, in quanto questo influenzerà la qualità della forma, la precisione dimensionale e la durata complessiva del processo produttivo.

I materiali comunemente utilizzati per la realizzazione dei modelli sono il legno, l'alluminio e l'acciaio.

Nel contesto del nostro progetto, il committente ha richiesto la produzione di 300 unità di riduttori di velocità, una quantità che rientra in una fascia di produzione medio-piccola. È quindi necessario garantire un **equilibrio tra costi di produzione, qualità e precisione dimensionale**.

Inoltre, il riduttore deve assicurare elevata affidabilità, efficienza operativa e riduzione di vibrazioni e usura, caratteristiche fondamentali per garantire prestazioni ottimali nel tempo.

Alla luce di queste esigenze, la scelta più appropriata per il modello di fusione ricade sull'**alluminio**.

Questo materiale garantisce una **durata adeguata** per il numero di pezzi da produrre, assicurando al contempo una buona **stabilità dimensionale** e una **finitura superficiale** di qualità, facilitando così le successive lavorazioni meccaniche.

Rispetto all'acciaio, l'alluminio permette di contenere i costi di realizzazione del modello e di ottimizzare il processo produttivo, senza compromettere la qualità del prodotto finale.

Inoltre, rispetto al legno, l'alluminio offre una maggiore resistenza all'usura, riducendo il rischio di deterioramento del modello nel corso del ciclo produttivo ed evitando distorsioni o imperfezioni nella forma ottenuta dopo la fusione.

3.8 Anime e portate d'anima

Nel processo di fusione in sabbia del carter, è necessario impiegare delle anime per ottenere le cavità interne del pezzo.

Le anime vengono realizzate utilizzando casse d'anima, ovvero contenitori che riproducono al negativo la loro forma.

All'interno di questi stampi, la sabbia viene compattata manualmente o con l'ausilio di aria compressa per ottenere la geometria desiderata.

Le **casse d'anima** sono solitamente realizzate in **legno**, un materiale economico, facilmente lavorabile e particolarmente adatto alla produzione di serie medio-piccole, come quella prevista per il nostro progetto.

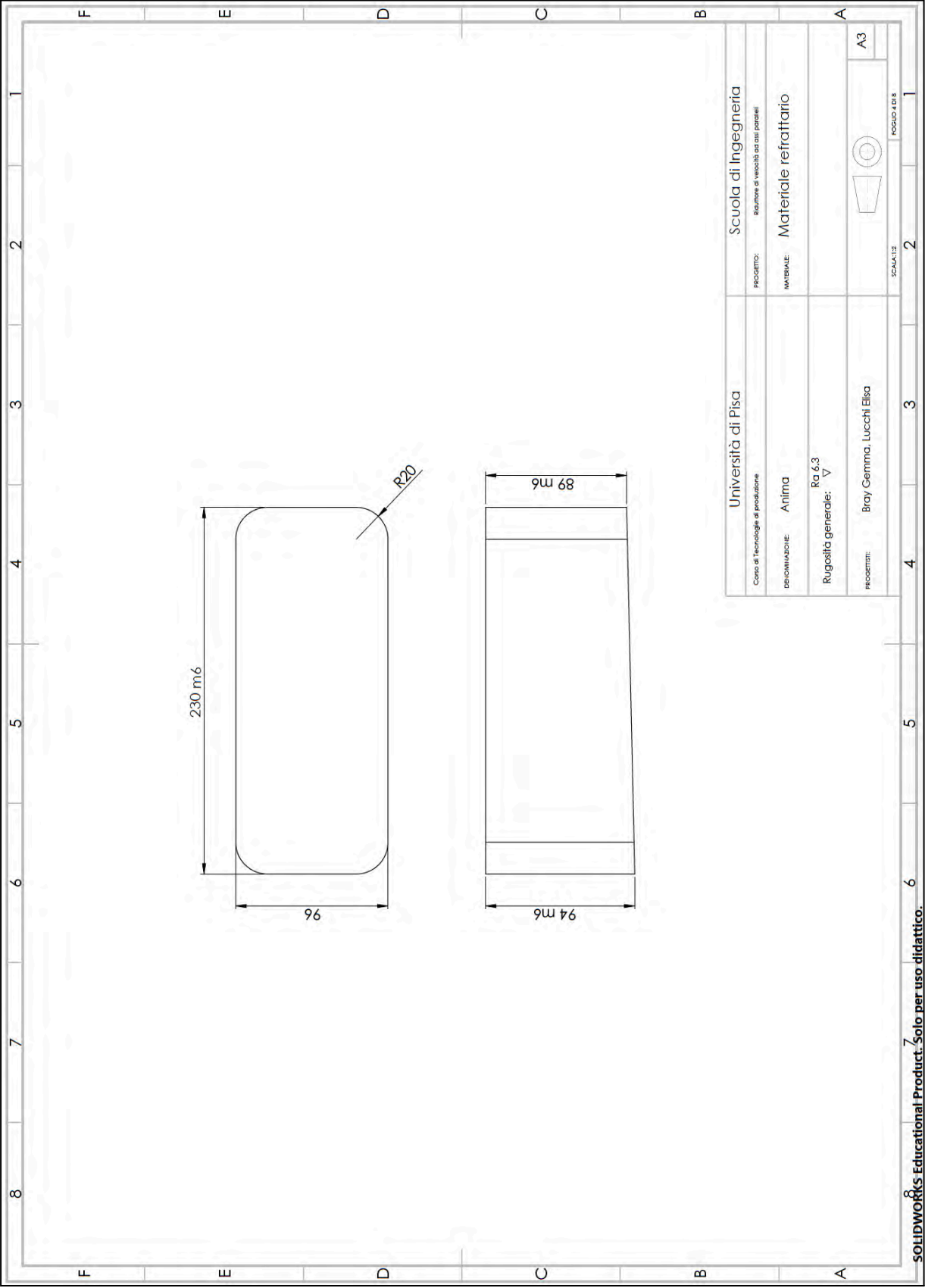
Le **anime** stesse, invece, sono costituite da **materiale refrattario**, generalmente sabbia silicea con l'aggiunta di leganti, per garantire resistenza meccanica e stabilità termica durante la colata del metallo fuso.

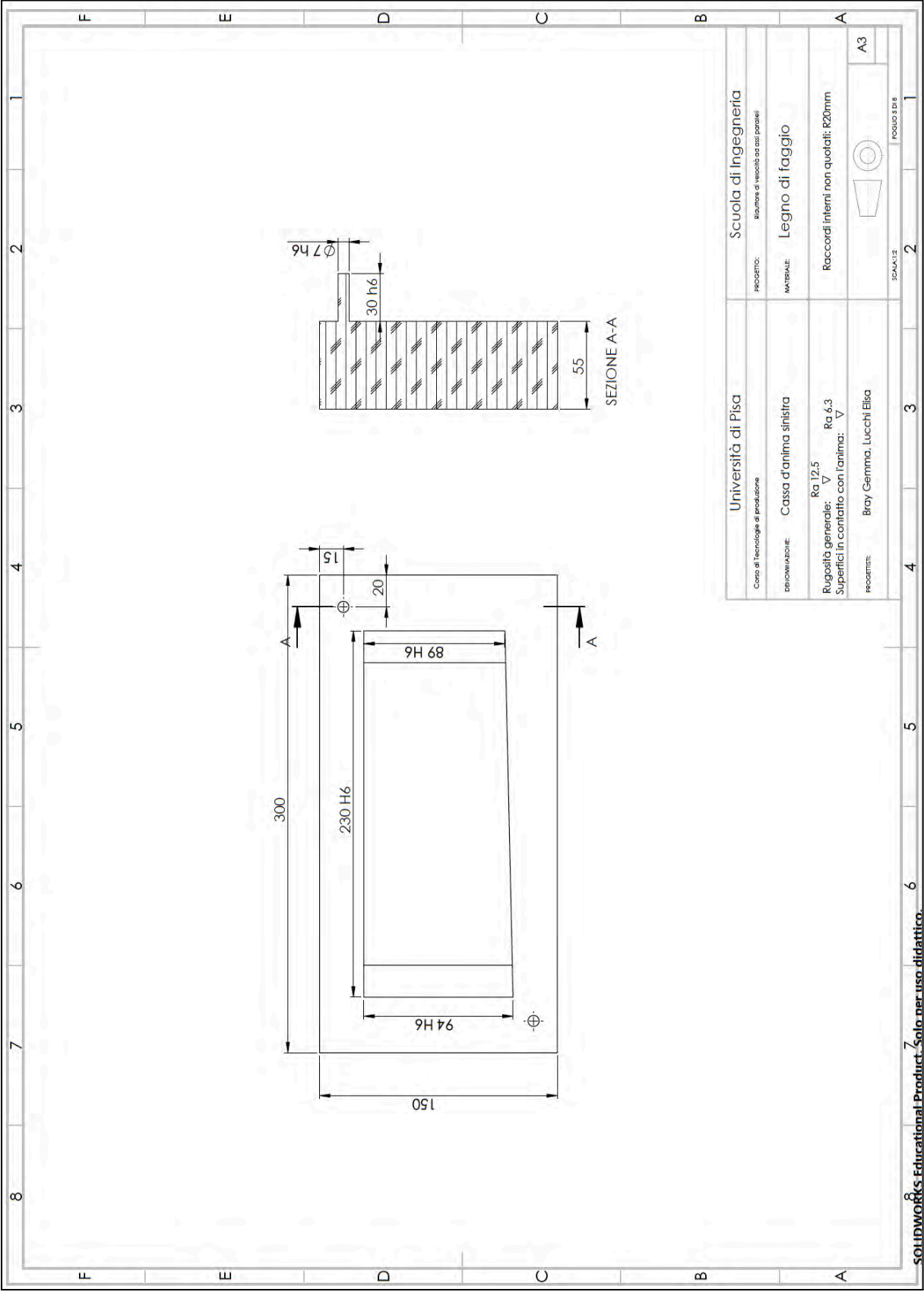
Data la geometria del carter, si è ritenuto opportuno impiegare un'**unica anima** per la formazione della **cavità interna**, dove verranno successivamente inseriti gli ingranaggi che permettono il funzionamento del riduttore.

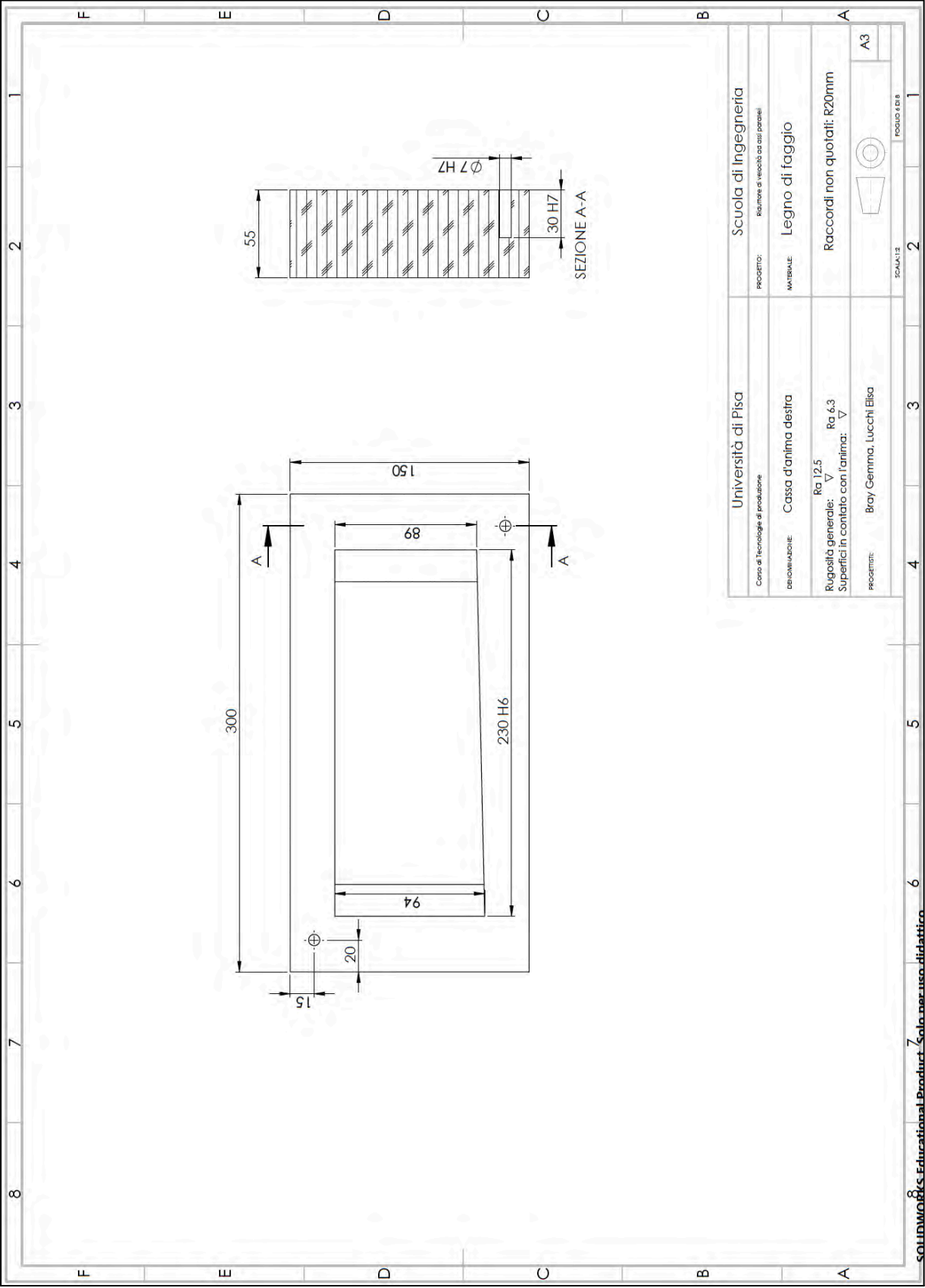
L'adozione di un'unica anima è stata valutata come la soluzione più efficace poiché, analizzando il componente, si è osservato che l'utilizzo di ulteriori anime sarebbe superfluo. Nessun'altra superficie genera infatti sottosquadri che potrebbero compromettere la sformatura o la qualità finale del getto.

L'utilizzo di una sola anima per la fusione del carter offre benefici, sia dal punto di vista tecnico che economico, come:

- Minori costi di produzione: la riduzione del numero di anime implica un risparmio sui materiali di formatura e sulle operazioni di assemblaggio della forma.
- Semplificazione del processo produttivo: con una sola anima, il posizionamento all'interno della forma risulta più rapido e preciso, riducendo il rischio di errori.







3.9 Angoli di sformo e raggi di raccordo

Nel processo di fusione in sabbia, l'inclinazione delle superfici perpendicolari al piano di divisione del modello è un aspetto fondamentale per garantire un'estrazione agevole senza danneggiare il materiale di formatura. Per ottenere questo risultato, è necessario prevedere un **angolo di sformo**, ossia una leggera inclinazione che impedisce il trascinamento del materiale durante l'estrazione del modello dalla forma.

L'ampiezza dell'angolo di sformo **dipende dal materiale** con cui è realizzato il modello. Nel nostro caso, il modello sarà in legno, pertanto, secondo i criteri standard, l'angolo di sformo adottato sarà di **2°**. Questa scelta consente di garantire la qualità della forma, evitando difetti superficiali e difficoltà nell'estrazione.

| Valori indicativi dell'angolo di sformo | |
|---|----------|
| Modelli in legno | 1°- 2° |
| Modelli metallici | 30° |
| Portate d'anima verticali | 10°- 12° |
| Nervature sottili | 1'- 2' |

Tabella 3 - Valori indicativi dell'angolo di sformo

Un altro aspetto cruciale nella progettazione del carter è l'**eliminazione degli spigoli vivi**, che non sarebbero in grado di resistere all'azione erosiva del metallo fuso durante la colata. L'erosione di queste zone potrebbe generare inclusioni non metalliche all'interno del getto, compromettendo la qualità del componente. Per prevenire tale fenomeno, si adottano raggi di raccordo, che consentono di ridurre le tensioni localizzate e migliorare la qualità della fusione.

Nel caso specifico del carter in esame, la progettazione iniziale ha già considerato gran parte degli spigoli critici rivolti verso l'esterno, evitando la necessità di modifiche significative. Tuttavia, per ottimizzare il processo di fusione, sono stati introdotti **raggi di raccordo in punti strategici**:

- Venature esterne alla base del carter: in queste zone, per migliorare il riempimento della forma e ridurre il rischio di difetti, sono stati previsti raggi di raccordo variabili, con valori di 1 mm, 3 mm e 20 mm, in funzione della loro posizione.
- Profilo superiore della flangia: si è reso necessario introdurre un raggio di raccordo di 3 mm per eliminare spigoli critici soggetti a erosione.

3.10 Ritiro del getto durante la solidificazione

Durante il raffreddamento del getto, a partire dalla temperatura di colata fino al raggiungimento della temperatura ambiente, si verifica un fenomeno di ritiro del materiale dovuto alla contrazione termica.

Per contrastare questo effetto e garantire che il pezzo finito rispetti le dimensioni nominali previste dal progetto, è necessario **ingrandire il modello** di una quantità proporzionale al coefficiente di ritiro lineare medio del materiale.

Nel nostro caso, trattandosi di un **getto di piccole dimensioni in ghisa sferoidale**, il coefficiente di ritiro lineare medio (indicato di seguito con λ) è pari a **circa 1%** ($\lambda \approx 0,01$).

Per determinare il **fattore di scala** da applicare al modello, consideriamo il ritiro di uno spigolo di misura unitaria. La relazione che lega la dimensione finale **L** alla dimensione iniziale del modello è:

$$1 : (1 - \gamma) = L : 1$$

da cui si ricava:

$$L = 1 / (1 - \gamma) \approx 1,01$$

Il valore ottenuto indica che il modello deve essere ingrandito dell'**1%** rispetto alle dimensioni nominali del pezzo finito.

L'approssimazione di **$L \approx 1,01$** è molto accurata, poiché l'errore commesso utilizzando tale misura (assumendo il valore di λ come esatto) sarebbe:

$$\varepsilon = 1 - 1,01 \cdot (1 - \lambda) \approx 0,1\%$$

Questo valore di errore è estremamente ridotto e rientra nei margini di tolleranza accettabili per la produzione mediante fusione in sabbia.

3.11 Solidificazione di getti e moduli di raffreddamento

Per semplificare il calcolo della solidificazione dei getti, è prassi comune suddividere il modello in solidi elementari.

Tuttavia, nel nostro caso, questa metodologia non è applicabile a causa della complessità geometrica del carter, caratterizzato dalla presenza di molti angoli di sforno, raggi di raccordo e smussi.

Per rendere l'analisi più gestibile, si è proceduto con una semplificazione del modello, eliminando gli elementi sopra citati.

Sebbene questa modifica comporti una certa approssimazione, essa non compromette la validità dell'analisi per la determinazione della direzione di solidificazione del getto.

Non essendo possibile una suddivisione in solidi elementari, il **carter** è stato **scomposto in elementi più complessi**, la cui superficie è stata determinata utilizzando i dati forniti dal modello CAD.

La suddivisione adottata è la seguente:

1. **La base**
2. **Le pareti centrali del carter** (che includono i rinforzi posti sotto gli alloggiamenti degli alberi)
3. **I rinforzi laterali** disposti sotto gli alloggiamenti degli alberi:
 - 3a. Rinforzo dell'albero piccolo (x 2)
 - 3b. Rinforzo dell'albero grande (x 2)
4. **La flangia superiore**



Figura 5 - Esplosione assometrica della suddivisione in solidi

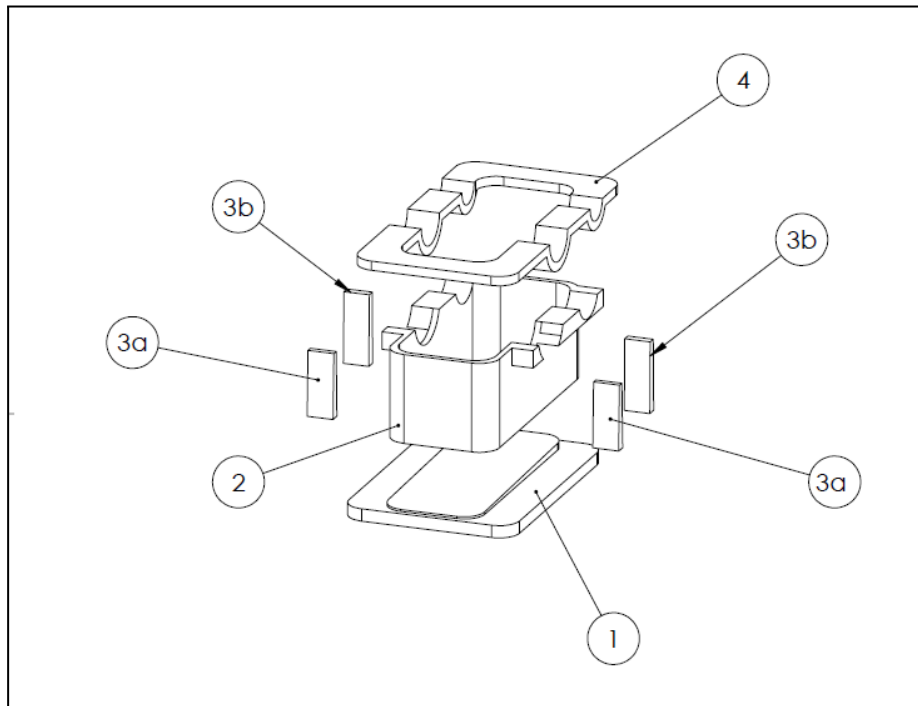


Figura 6 - Esploso assonometrico della suddivisione in solidi bollato

A questo punto è possibile procedere con il calcolo dei **moduli di raffreddamento**, che non tengono conto delle superfici di contatto fra le varie parti della suddivisione del carter. Per il calcolo dei moduli procediamo secondo la definizione:

$$M = V/SST$$

dove SST è la superficie totale di scambio termico e V è il volume totale del solido. Questi ultimi valori sono stati estratti dal modello CAD e successivamente elaborati mediante un foglio di calcolo per ottenere i moduli di raffreddamento delle singole parti, con i seguenti risultati:

| N° | SST [mm ²] | V [mm ³] | M [mm] | | | |
|----|---------------------------|----------------------|--------|--|--|--|
| 1 | 87772,98 | 580531,39 | 6,6 | | | |
| 2 | 110176,63 | 402645,45 | 3,7 | | | |
| 3a | 4128,22 | 15681,75 | 3,8 | | | |
| 3b | 3774,31 | 13152,21 | 3,5 | | | |
| 4 | 56043,33 | 241028,80 | 4,3 | | | |

Dall'analisi dei dati e dalla loro rappresentazione grafica in tabella, l'ordine di solidificazione delle diverse parti del carter risulta essere:

| | | | | |
|----|---|----|---|---|
| 3b | 2 | 3a | 4 | 1 |
|----|---|----|---|---|

Questo ordine riflette la progressione del raffreddamento, evidenziando come le zone con moduli di raffreddamento inferiori solidifichino per prime, mentre quelle con moduli più elevati completino la solidificazione in un secondo momento.

L'analisi condotta permette di individuare la sequenza di solidificazione del carter e, sebbene la metodologia adottata comporti un certo grado di approssimazione, essa risulta adeguata per una stima qualitativa del processo di raffreddamento.

Va sottolineato che un'eventuale diversa suddivisione degli elementi potrebbe portare a variazioni nei valori dei moduli di raffreddamento calcolati.

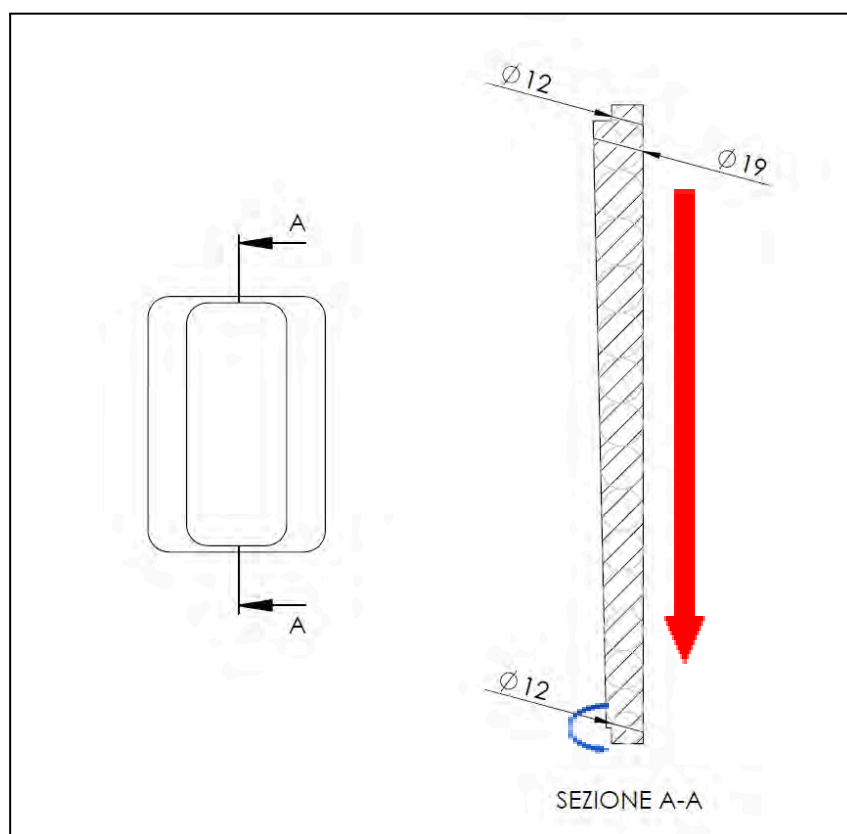
Tuttavia, il metodo impiegato fornisce un quadro sufficiente per comprendere il comportamento del getto in fase di solidificazione.



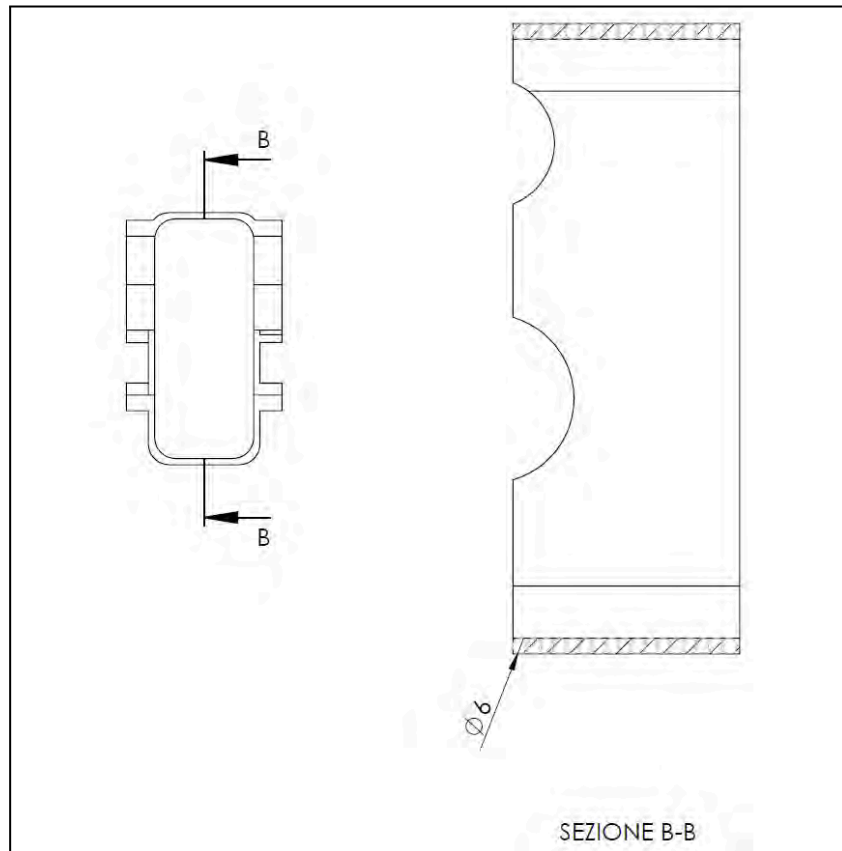
3.12 Metodo dei cerchi di Heuvers

Dall'analisi approssimativa descritta nel paragrafo precedente non è stato possibile determinare con precisione il punto ultimo di solidificazione del pezzo. Per questo motivo, si è ritenuto opportuno integrare lo studio introducendo il metodo dei **cerchi di Heuvers**, volto all'individuazione della direzione di solidificazione dei diversi elementi del getto.

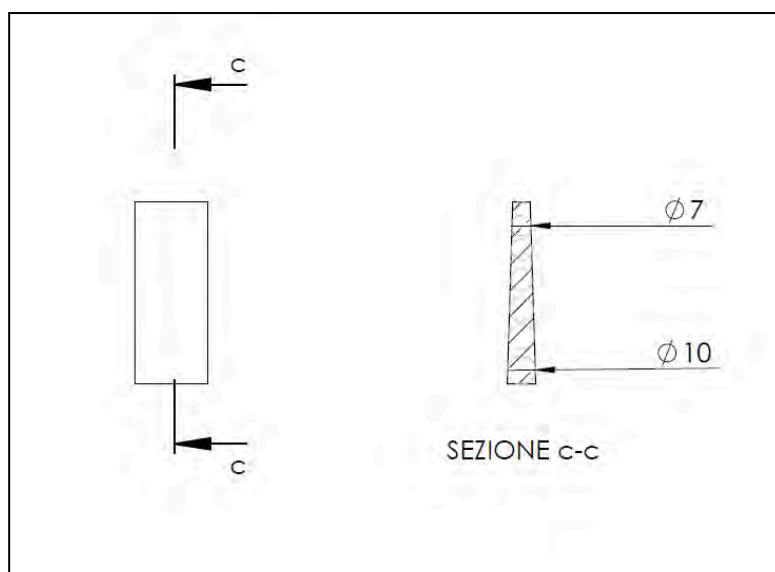
In primo luogo, il metodo è stato applicato ai singoli elementi in cui è stato precedentemente suddiviso il carter, al fine di **analizzarne la direzione di solidificazione**.



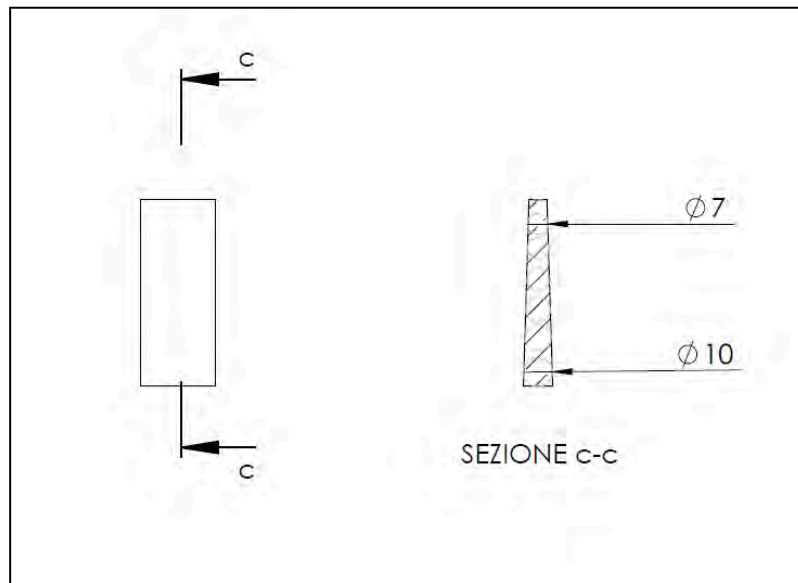
Metodo dei cerchi di Heuvers - Solido 1 (base)



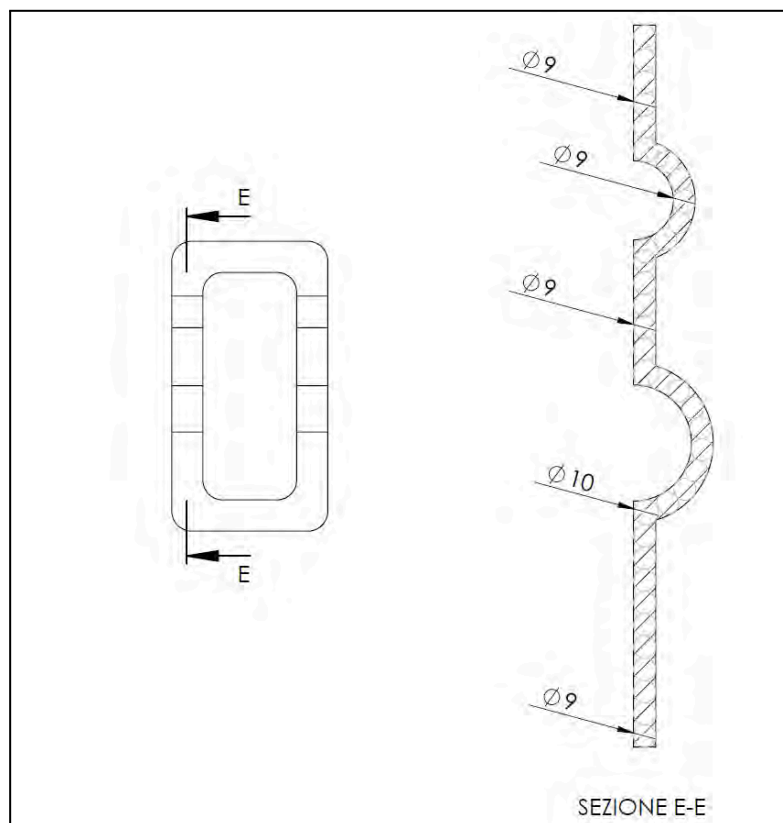
Metodo dei cerchi di Heuvers - Solido 2 (pareti centrali del carter)



Metodo dei cerchi di Heuvers - Solido 3a (rinforzo albero piccolo)



Metodo dei cerchi di Heuvers - Solido 3b (rinforzo albero grande)



Metodo dei cerchi di Heuvers - Solido 4 (flangia superiore)

Dall'analisi delle immagini si osserva quanto segue:

- **Solido 1 (base):**

La solidificazione avviene in modo graduale lungo l'intera sezione, seguendo l'andamento indicato dalla freccia rossa. Tuttavia, si evidenziano due piccole variazioni agli estremi destro e sinistro del pezzo, dove i diametri locali presentano un andamento contrario rispetto alla direzione principale di solidificazione (indicato con freccia blu).

- **Solidi 2, 3a e 3b:**

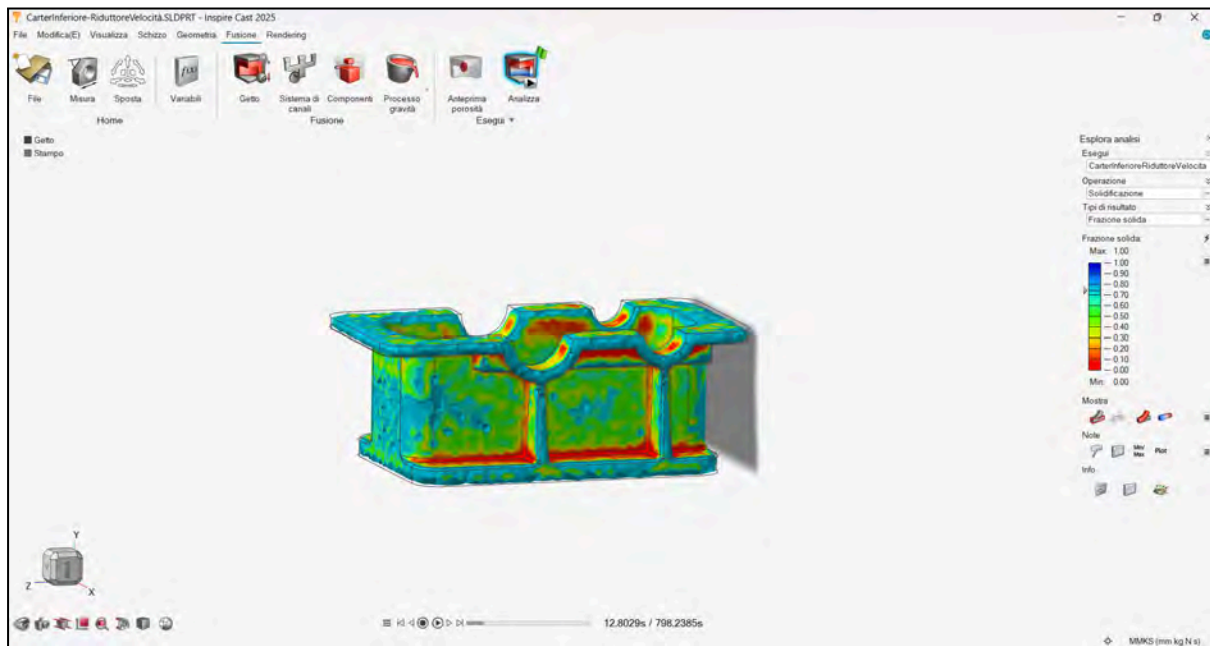
La solidificazione avviene in maniera omogenea, senza variazioni significative di diametro lungo la sezione. Ne consegue un comportamento non direzionale, con solidificazione uniforme.

- **Solido 4 (flangia superiore):**

Anche in questo caso la solidificazione è prevalentemente omogenea, con una minima variazione di diametro rilevata lungo la curva dell'alloggiamento dell'albero più grande. Tale variazione, essendo molto ridotta, non si ritiene significativa ai fini del processo di solidificazione.

Da questa analisi si deduce che **l'ultima parte del carter a solidificare sarà la base (solido 1)**, in corrispondenza delle zone a diametro maggiore.

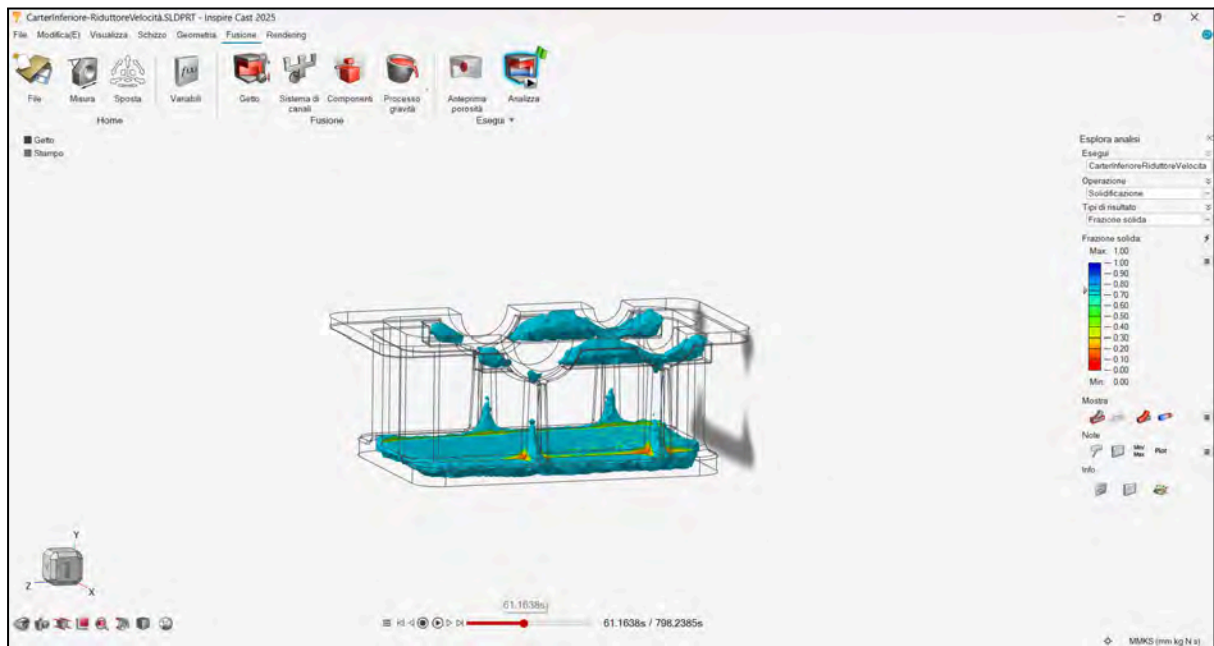
A supporto dell'analisi teorica, è stato inserito il modello CAD contenente una rappresentazione approssimativa delle zone finali di solidificazione, evidenziate in rosso, secondo quanto emerge dal metodo applicato.



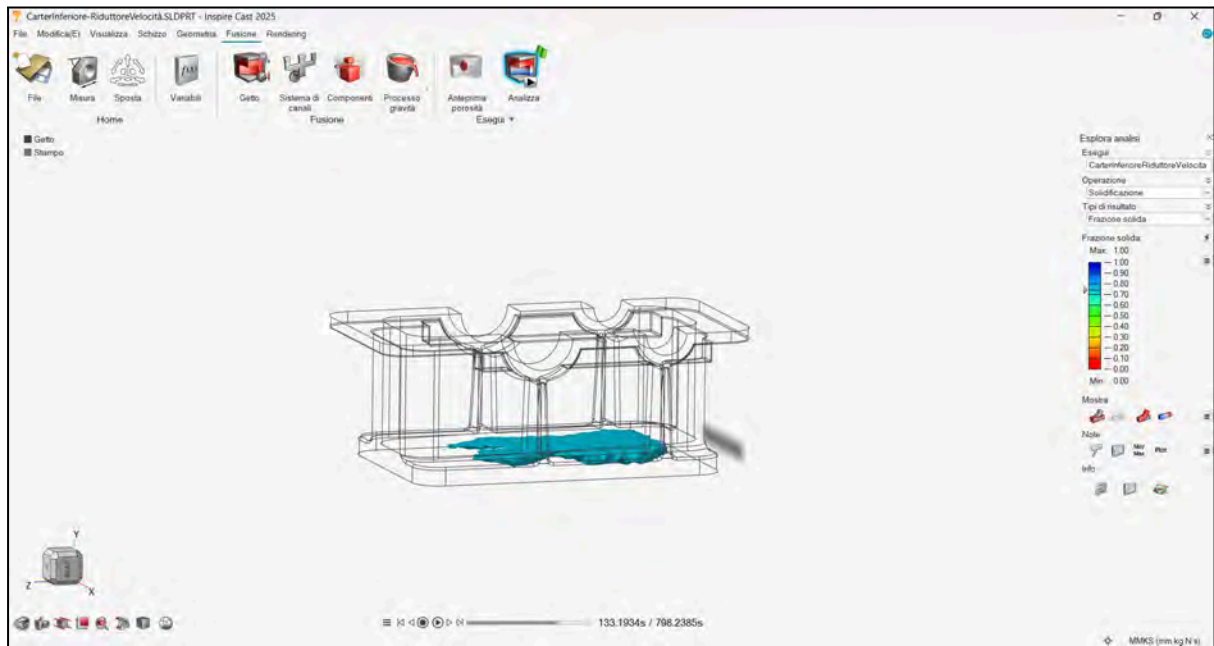
Inspire Cast- Simulazione approssimativa della solidificazione



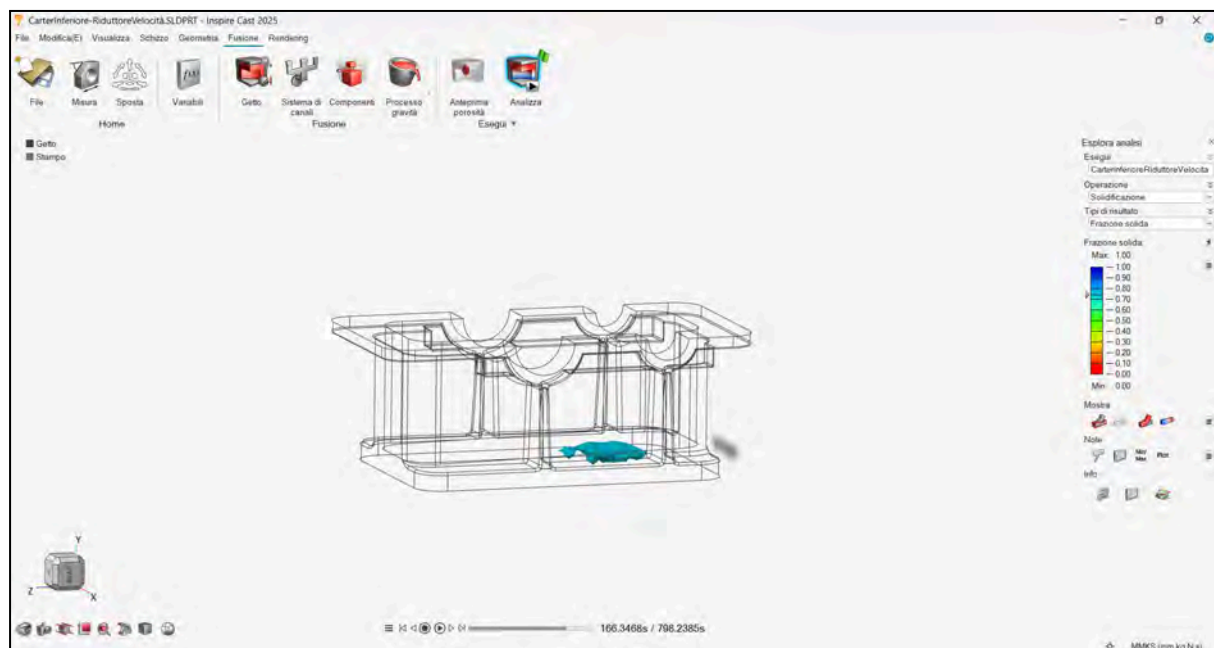
Inspire Cast- Simulazione approssimativa della solidificazione



Inspire Cast- Simulazione approssimativa della solidificazione



Inspire Cast- Simulazione approssimativa della solidificazione



Inspire Cast- Simulazione approssimativa della solidificazione

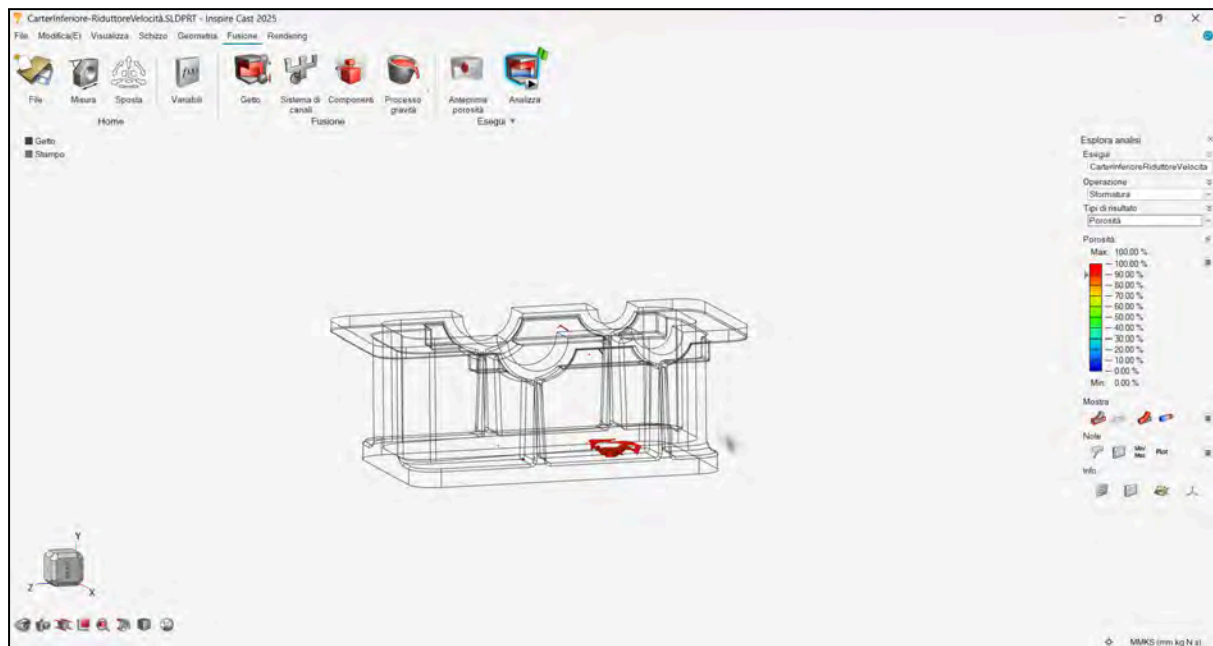
L'analisi tramite software conferma in parte le considerazioni effettuate con i cerchi di Heuvers: la zona identificata dalle frecce blu non risulta generare cavità di ritiro, poiché non costituisce un punto isolato di solidificazione.

Confrontando i risultati con quanto ottenuto nel paragrafo 3.11, si osserva che l'effettivo ordine di solidificazione fornito dal software è il seguente:

2 → 3a → 3b → 4 → 1

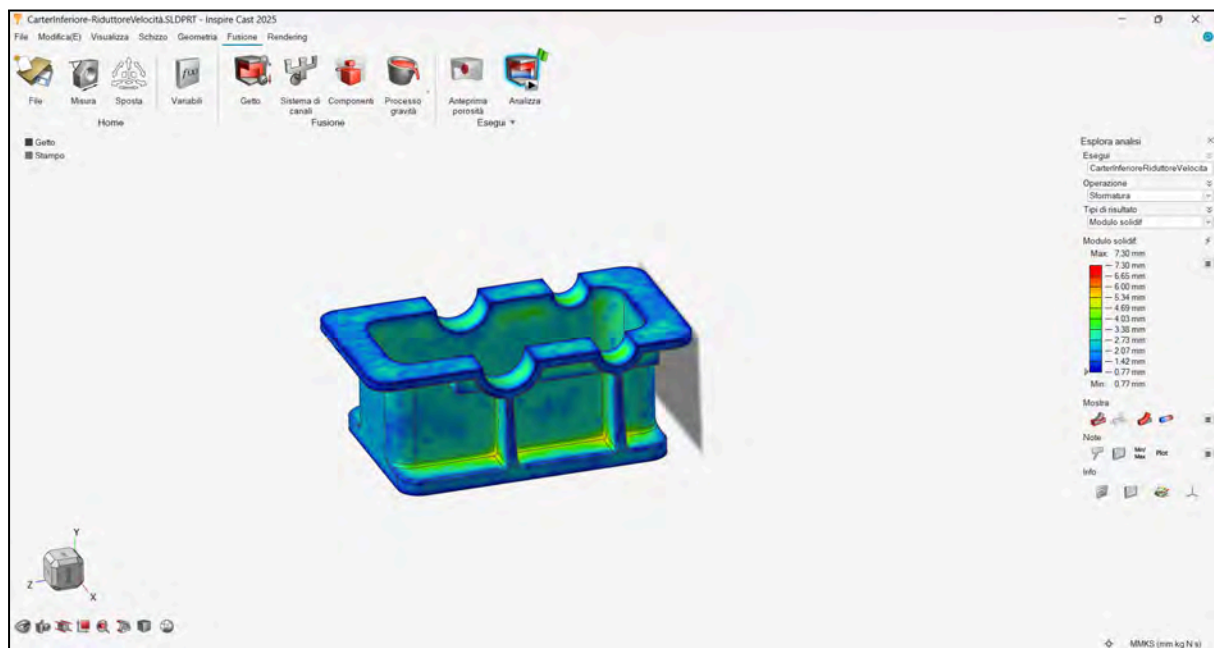
In particolare, i solidi **3a**, **3b** e **4** presentano tempi di solidificazione molto simili, con i primi due che si solidificano quasi contemporaneamente. Si nota quindi una lieve variazione rispetto all'ordine individuato con il primo metodo, che rimane però invariato per i solidi 4 e 1.

La **zona evidenziata nell'ultima figura** rappresenta dunque **l'area più critica** dal punto di vista della solidificazione, poiché è il punto con **modulo di raffreddamento maggiore**. Questa regione deve essere considerata attentamente nella **progettazione delle materozze o dei sistemi di raffreddamento**, in quanto in essa si formerà, al termine della solidificazione, la **porosità residua dovuta a cavità di ritiro**.

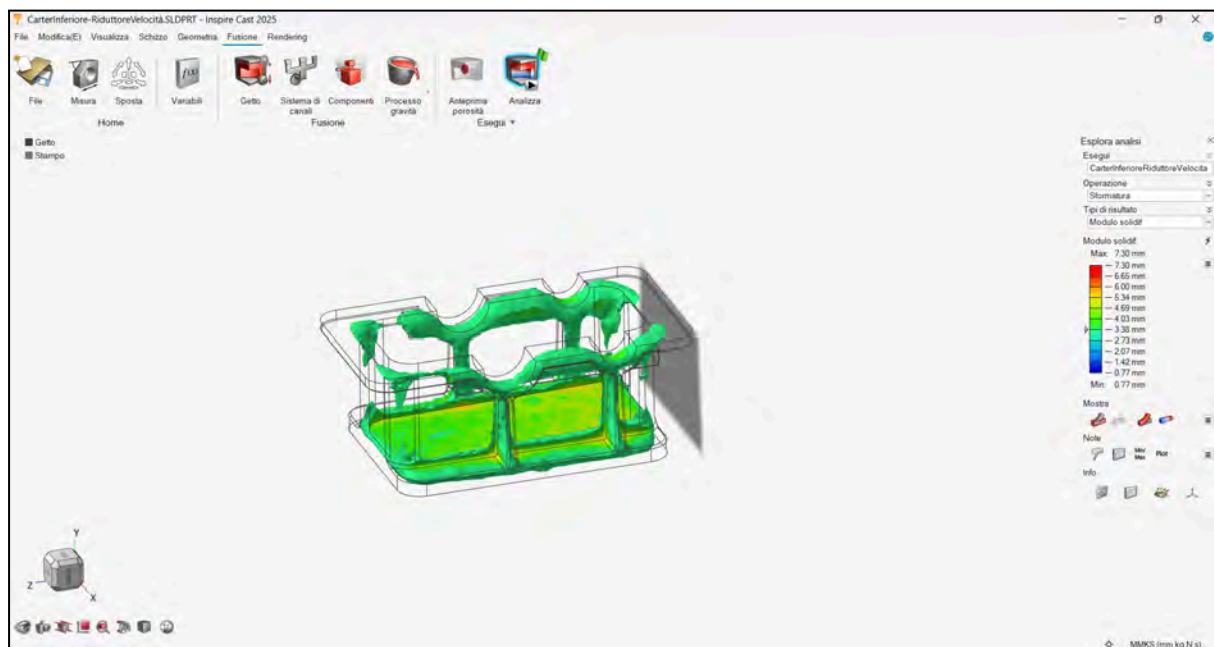


Inspire Cast- Simulazione approssimativa delle porosità

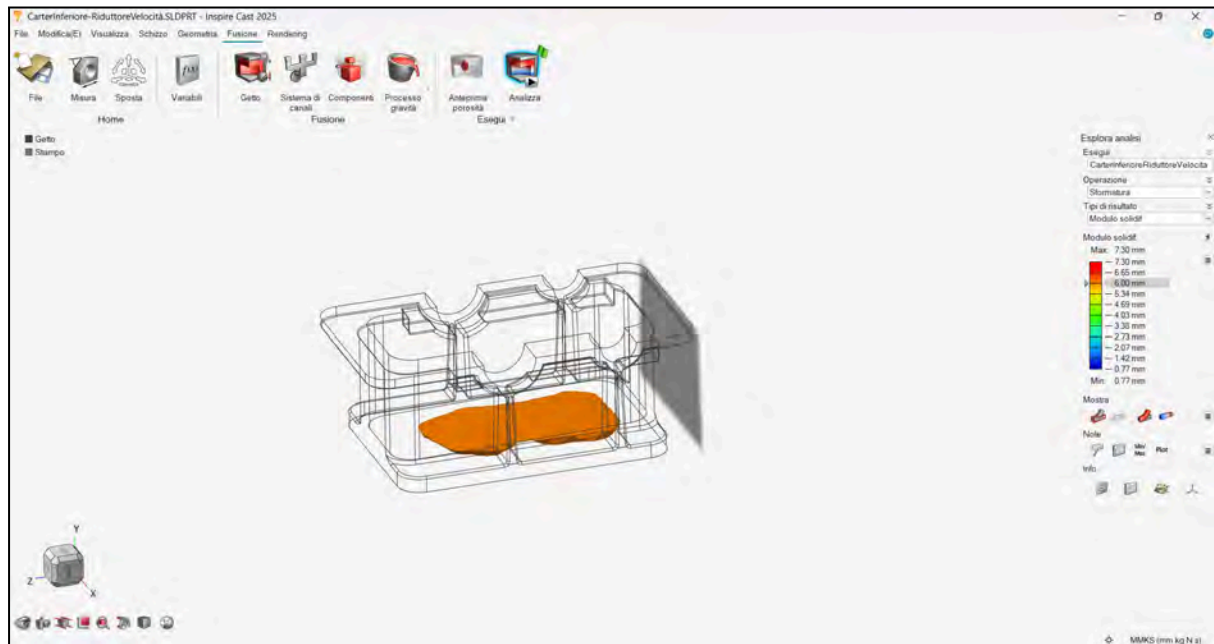
Un ulteriore risultato utile fornito dal software è la mappatura del **modulo di raffreddamento locale**, ottenuto non attraverso il rapporto tra volume e superficie (come nella prima analisi), ma sfruttando la **legge di Chvorinov**. In questo caso, il modulo è calcolato a partire dal tempo di solidificazione simulato termicamente, offrendo una valutazione più precisa e localizzata.



Inspire Cast- Simulazione approssimativa del modulo di solidificazione



Inspire Cast- Simulazione approssimativa del modulo di solidificazione



Inspire Cast- Simulazione approssimativa del modulo di solidificazione

Dalle immagini si evince che i moduli di raffreddamento ottenuti dal software differiscono solo leggermente da quelli calcolati nel paragrafo 3.11. Questo risultato, tutt'altro che scontato, è particolarmente significativo considerando le differenze tra i due approcci: il primo, più approssimativo, dipende fortemente dal criterio di suddivisione del pezzo, mentre il secondo è frutto di una simulazione termodinamica più avanzata.

Pertanto, si può concludere che i risultati ottenuti tramite simulazione sono **da ritenersi più affidabili**, pur confermando in larga parte la validità del metodo semplificato precedentemente adottato.

3.13 Posizionamento e dimensionamento della materozza

Dopo aver analizzato il processo di solidificazione del materiale grezzo, è necessario affrontare il problema delle cavità di ritiro. Per prevenirle, si introduce almeno una materozza, progettata per accogliere tali cavità durante la solidificazione.

La **progettazione della materozza** si articola nelle seguenti **fasi**:

1. Posizionamento della materozza
2. Dimensionamento della materozza
3. Progettazione del collare di attacco

Il posizionamento della materozza è fondamentale per garantire l'efficacia del processo. Analizzando la geometria del carter, si nota che una delle zone critiche è la base inclinata, con uno spessore variabile. Questo comportamento geometrico comporta una solidificazione non uniforme durante la fase di raffreddamento, dove la parte più spessa solidifica per ultima.

La scelta della materozza diventa quindi un elemento cruciale nella progettazione dello stampo, in quanto direttamente responsabile della qualità interna del getto. Due sono le alternative principali considerate: la materozza a cielo aperto e la materozza cieca.

La **materozza a cielo aperto**, pur essendo più semplice ed economica, tende a raffreddarsi troppo rapidamente perché esposta all'ambiente, rischiando di solidificare prima delle zone critiche del pezzo e causando cavità da ritiro. Questo la rende inadatta per componenti che richiedono elevate prestazioni e lunga durata operativa.

Al contrario, la **materozza cieca**, racchiusa nello stampo, solidifica più lentamente e mantiene il metallo liquido più a lungo, riuscendo così ad alimentare efficacemente le zone più spesse del getto e prevenire difetti interni. Se isolata termicamente migliora ulteriormente la qualità metallurgica, riducendo rilavorazioni e prolungando la vita del componente, ma in questo caso non è un'opzione presa in considerazione.

Dal punto di vista economico, **sebbene la materozza cieca richieda una progettazione più attenta e comporti un leggero aumento dei costi iniziali, essa risulta più vantaggiosa nel medio periodo**. In una produzione da 300 pezzi, il costo supplementare viene ampiamente ammortizzato dalla riduzione degli scarti, dalla maggiore affidabilità del processo e dalla diminuzione dei fermi dovuti a difetti. Inoltre, **il rispetto delle tolleranze dimensionali richieste e la riduzione delle deformazioni rendono il processo produttivo più stabile e controllabile**.

In conclusione, la materozza cieca rappresenta la scelta più adatta, in quanto garantisce qualità, precisione ed efficienza, assicurando un getto affidabile e durevole per applicazioni industriali ad alte prestazioni.

La materozza cieca scelta deve quindi essere inclusa all'interno dello stampo, in modo da alimentare efficacemente la base del carter. Questa soluzione consente di evitare la formazione di cavità da ritiro in corrispondenza della base, assicurando che la materozza sia sufficientemente vicina alla zona di ultima solidificazione.

Dopo aver stabilito la posizione, si procede al dimensionamento della materozza. Quest'operazione deve garantire sia l'efficienza nel prevenire problemi durante la colata, sia l'assenza di interferenze con il sistema di colata stesso.

Il dimensionamento della materozza può essere eseguito mediante due metodi principali:

- Metodo basato sul calcolo del modulo
- Metodo di Caine

Dimensionamento della materozza con il calcolo del modulo:

Per garantire che la materozza si solidifichi per ultima, è necessario calcolarne il modulo. Indicando con M_{max} il modulo massimo del pezzo, si ha:

$$M_m \geq 1,2 \cdot M_{max} = 1,2 \cdot 6,6 \text{ mm} = 7,92 \text{ mm}$$

Si considera il valore minimo accettabile e si verifica se soddisfa i requisiti relativi al volume. Tuttavia, prima di procedere alla verifica, è necessario scegliere la geometria della materozza.

Tra le forme più comuni, si opta per quella che garantisce il minor volume e quindi richiede una minore quantità di materiale, oltre a essere facilmente realizzabile. Si sceglie pertanto una materozza cilindrica cieca, caratterizzata dalla relazione:

$$H = 1,5 D$$

Calcoliamo ora i seguenti parametri:

$$D = \frac{M_m}{0,19} \quad M_m \approx 42 \text{ mm}$$
$$H = 1,5 \cdot (42 \text{ mm}) = 63 \text{ mm}$$

$$V_m = 1,04 \cdot D^3 = 1,04 \cdot (42 \text{ mm})^3 \approx 770,52 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

È necessario verificare se la materozza è sufficientemente grande per fornire il metallo necessario a evitare la formazione di cavità da ritiro.

Il massimo volume alimentabile da una materozza cilindrica è dato da:

$$V_{max} = V_m \cdot \frac{(14 - b)}{b}$$

dove b è il coefficiente di ritiro volumetrico del materiale, espresso in percentuale.

Nel nostro caso, il materiale utilizzato è ghisa grigia sferoidale, perciò consultando la tabella allegata in seguito, si ha $b=1$.

Pertanto:

$$V_{\max} = V_m \cdot \frac{(14-b)}{b} \approx 770,52 \times 10^3 \text{ mm}^3 \cdot \frac{(14-1)}{1} \approx 100,17 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

Per garantire un adeguato apporto di metallo liquido, è necessario verificare che il volume del collare di attacco e del sistema di colata non superi questo valore.

Si può quindi concludere che, almeno per il momento, la materozza è dimensionata correttamente.

Dimensionamento della materozza con il metodo di Caine:

Un altro metodo per il dimensionamento della materozza si basa sull'utilizzo del diagramma di Caine. Siano definiti:

$$X = \frac{M_m}{M_p} \quad \text{e} \quad Y = \frac{V_m}{V_p}$$

Le coordinate del grafico, necessarie per verificare se la materozza è correttamente dimensionata, devono collocarsi a destra e al di sopra della curva descritta dall'equazione:

$$X = \frac{a}{Y-b} + c$$

I parametri relativi al diagramma di Caine sono definiti come segue:

- $a = 0,1$, valore fisso;
- $b = 1\%$, valore ricavato dalla tabella allegata in seguito, riferito alla ghisa sferoidale;
- $c = 1$, poiché, per ridurre i costi, non è prevista alcuna coibentazione.

Dati noti:

- $M_m = 7,92 \text{ mm}$
- $M_p = 6,61 \text{ mm}$
- $V_m = 770,52 \times 10^3 \text{ mm}^3$
- $V_p = 580,53 \times 10^3 \text{ mm}^3$

Calcolo delle coordinate:

$$X = \frac{7,92 \text{ mm}}{6,61} = 1,20 \quad Y = \frac{770,52 \times 10^3 \text{ mm}^3}{580,53 \times 10^3} = 0,13$$

Si procede ora alla verifica sul diagramma di Caine per valutare l'adeguatezza del dimensionamento della materozza.

| Valori di b | |
|---|-------|
| MATERIALE | $b\%$ |
| Acciai non legati | 7 |
| Acciai legati | 10 |
| Ghisa bianca | 6 |
| Ghisa grigia | |
| $C_{eq} = 3,5\%$ | 2-3 |
| $C_{eq} = 4,1\%$ | 1-2 |
| $C_{eq} > 4,1\%$ | 1-0.4 |
| Bronzo | 4.5 |
| Ottone | 6.7 |
| Rame-alluminio | 4 |
| Alluminio-silicio | 3.5 |
| $C_{eq} = C + \frac{1}{3} (Si + P)$ | |
| $c = 1$ nella generalità dei casi $c = 0,7 \rightarrow 0,8$ per materozze coibentate | |

Tabella 4 - Valori del coefficiente di ritiro volumetrico del materiale

3.14 Dimensionamento del sistema di colata

Il carter di un riduttore di velocità, realizzato in ghisa mediante il processo di fusione in sabbia, presenta una serie di caratteristiche tecniche che incidono in modo significativo sulla scelta del sistema di colata più appropriato.

- Il materiale utilizzato, la ghisa sferoidale, richiede una particolare attenzione in fase di alimentazione e raffreddamento.
- La geometria del componente è complessa, caratterizzata da pareti di spessore variabile, nervature e cavità interne, che rendono necessario un riempimento controllato e uniforme.
- Le dimensioni contenute del pezzo non escludono la presenza di sezioni con un modulo di raffreddamento elevato, che possono risultare critiche durante la solidificazione.

Il **sistema di colata** per un carter in ghisa realizzato tramite fusione in sabbia deve **minimizzare i difetti tipici della fusione** (come cavità di ritiro, inclusioni, ossidi e porosità) e garantire un riempimento uniforme della cavità.

La soluzione più adatta è un sistema chiuso a gravità con colata dal basso, composto da becco di colata, canale verticale e colata ascendente. Questo consente un controllo più preciso del flusso metallico, riduce l'ossidazione e favorisce un riempimento più regolare.

È essenziale **favorire la solidificazione direzionale**: il metallo deve solidificare prima nelle zone sottili e per ultimo nelle aree collegate alla materozza, in modo da concentrare il ritiro in quest'ultima. Le materozze cilindriche cieche sono ideali per alimentare le zone a maggior modulo termico.

In conclusione, nonostante la ghisa compensi in parte il ritiro grazie alla grafite, una corretta progettazione del sistema di alimentazione è fondamentale per garantire l'integrità del componente.

Dimensionamento del collare d'attacco:

Una volta scelta la posizione del collare d'attacco, si scelgono i massimi e i minimi valori oltre i quali il collare risulta eccessivo.

Dati 128 mm di larghezza e 12 mm di altezza, si procede calcolando il modulo:

$$Mc \approx \frac{l \cdot h}{2(l + h)} = \frac{128 \text{ mm} \cdot 12 \text{ mm}}{2(128 \text{ mm} + 12 \text{ mm})} \approx 5,48 \text{ mm}$$

Dimensionamento del sistema di colata:

Il sistema di colata comprende il canale di colata e il canale distributore, che vengono quindi dimensionati.

A partire dal canale di colata, si determina un tempo di colata sufficientemente breve da evitare la solidificazione parziale del getto (G) prima del completamento della colata. A tal fine, è necessario stimare la massa del getto, includendo anche il volume della materozza e del collare d'attacco.

Occorre conoscere la densità del materiale da colare, nel nostro caso ghisa sferoidale, la cui densità è pari a 7,2 kg/dm³. Pertanto:

$$G = \rho \cdot V = 7,2 \text{ kg/dm}^3 \cdot 1,30 \text{ dm}^3 \approx 9,4 \text{ kg}$$

Calcolando il tempo di riempimento, si ottiene:

$$T [\text{s}] = 3,2 \sqrt{G [\text{kg}]} = 3,2 \cdot \sqrt{9,4 \text{ kg}} \approx 9,81 \text{ s}$$

Si procede quindi al dimensionamento dell'area della sezione del canale di colata, applicando la formula:

$$S = \frac{Q}{v} = \frac{V/T}{v}$$

dove v , la velocità del fluido nel canale di colata, per la ghisa sferoidale è in media pari a **1 m/s**.

Per semplificare le operazioni di formatura, si adotta una sezione circolare; di conseguenza:

$$I = \sqrt{S} \approx 1,14 \text{ cm}$$

La scelta della geometria del canale di colata può ricadere su varie soluzioni, ma quella più pratica per semplicità progettuale è una sezione costante, con una strozzatura terminale che riporta la sezione a quella del canale distributore.

Il canale di raccordo tra il canale di colata e quello distributore è a sezione circolare, per continuità con il canale di colata, e possiede un'area pari a quella del canale di colata. Quindi:

$$d = \sqrt{\frac{4A}{\pi}} \approx 1,8 \text{ cm}$$

Per il bacino di colata si adotta il sistema classico con due depressioni, di cui una accoglie l'imbocco del canale di colata e ospita il filtro per le scorie.

3.15 Spinte metallostatiche

Le spinte metallostatiche rappresentano le pressioni esercitate dal metallo liquido all'interno dello stampo o della forma durante il processo di colata. Queste pressioni costituiscono un aspetto cruciale da considerare nel dimensionamento del sistema di colata, soprattutto nella realizzazione di getti strutturalmente rilevanti, come un carter per un riduttore di velocità.

Il termine "metallostatica" fa riferimento alla statica del metallo liquido, che si comporta in modo analogo a un fluido: proprio come l'acqua esercita pressione sul fondo e sulle pareti di un contenitore, anche il metallo fuso genera pressioni proporzionali alla sua densità, all'altezza della colonna liquida e alla forza di gravità.

La pressione metallostatica può essere approssimata con la formula:

$$P = \rho \cdot g \cdot h$$

- ρ rappresenta la densità del metallo liquido,
- g è l'accelerazione di gravità,
- h è l'altezza della colonna di metallo sopra il punto considerato

Avendo scelto la fusione in sabbia come metodo di produzione, la spinta metallostatica di maggiore interesse è quella esercitata sulla base del carter. Misurando il pezzo, si rileva un'altezza (h) pari a 108 mm.

Considerando inoltre che la ghisa sferoidale liquida, materiale da noi scelto per la colata, ha una densità di circa 7100 kg/m³, è possibile procedere al calcolo della pressione metallostatica esercitata dal metallo fuso durante la colata.

$$P = 7100 \text{ kg/m}^3 \cdot 9,81 \text{ m/s}^2 \cdot 0,108 \text{ m} = 7527 \text{ Pascal}$$

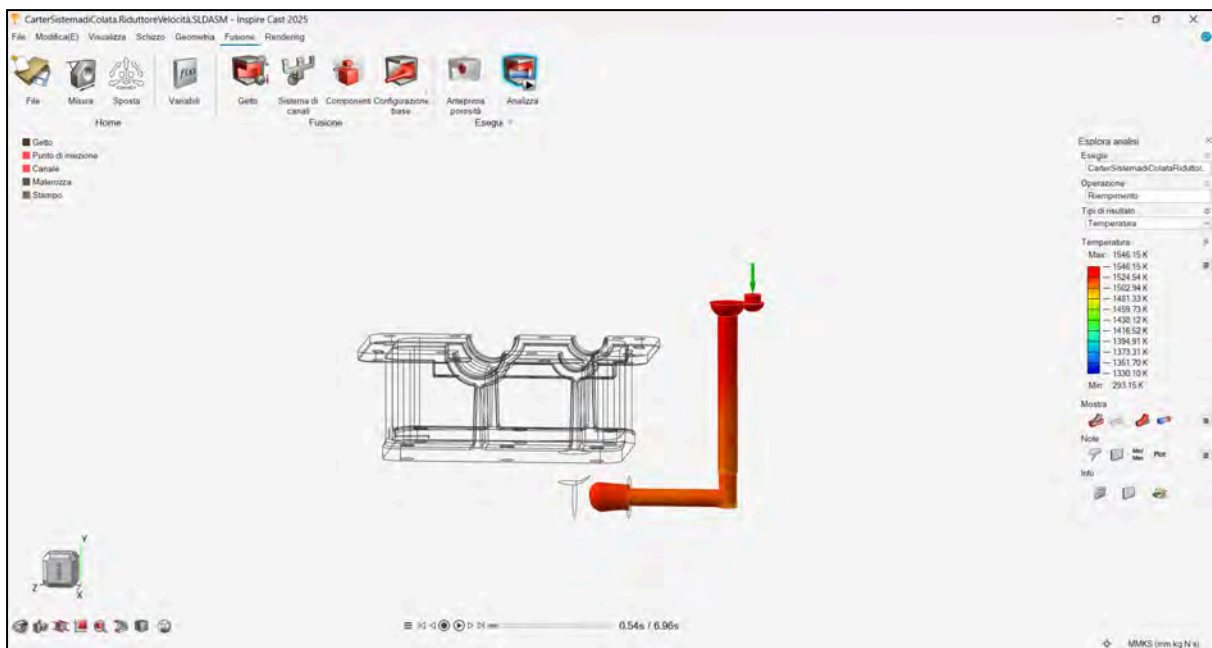
Attraverso questo calcolo è stata determinata la pressione metallostatica che **agisce sulla base del carter**, con l'obiettivo di progettare uno stampo in grado di contenere efficacemente il metallo fuso.

Questo permette di garantire il **completo riempimento della cavità e di prevenire eventuali deformazioni o rotture della forma**, causate dalla pressione esercitata dal metallo durante la colata.

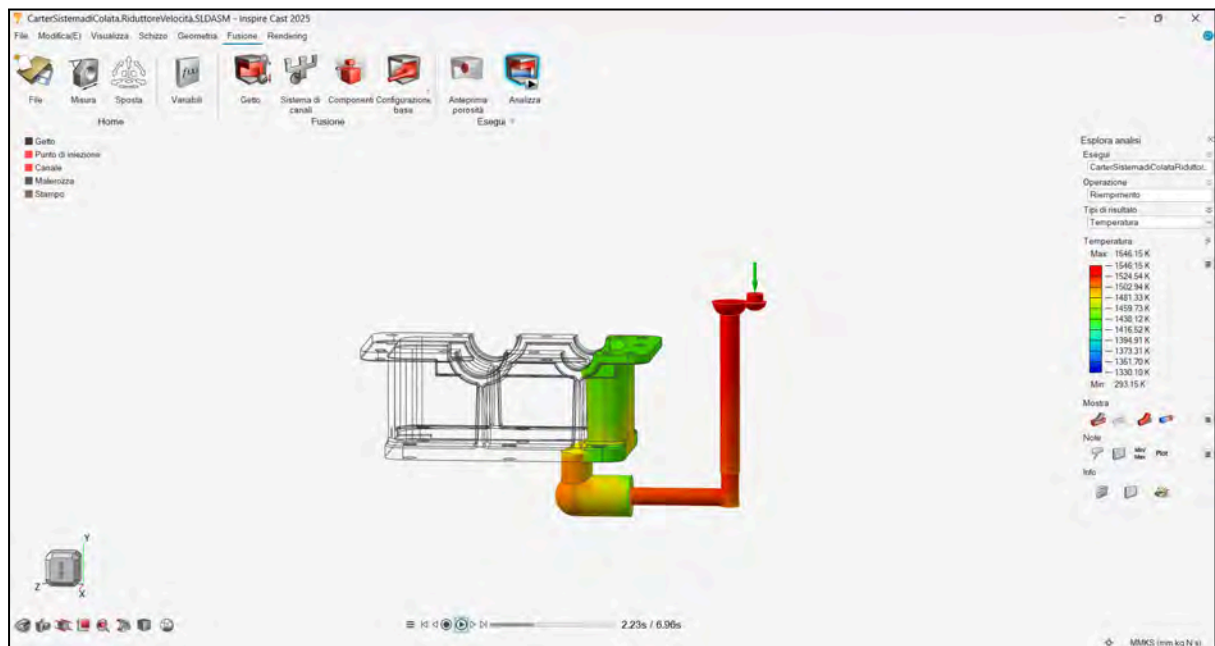


3.16 Simulazione di colata e solidificazione

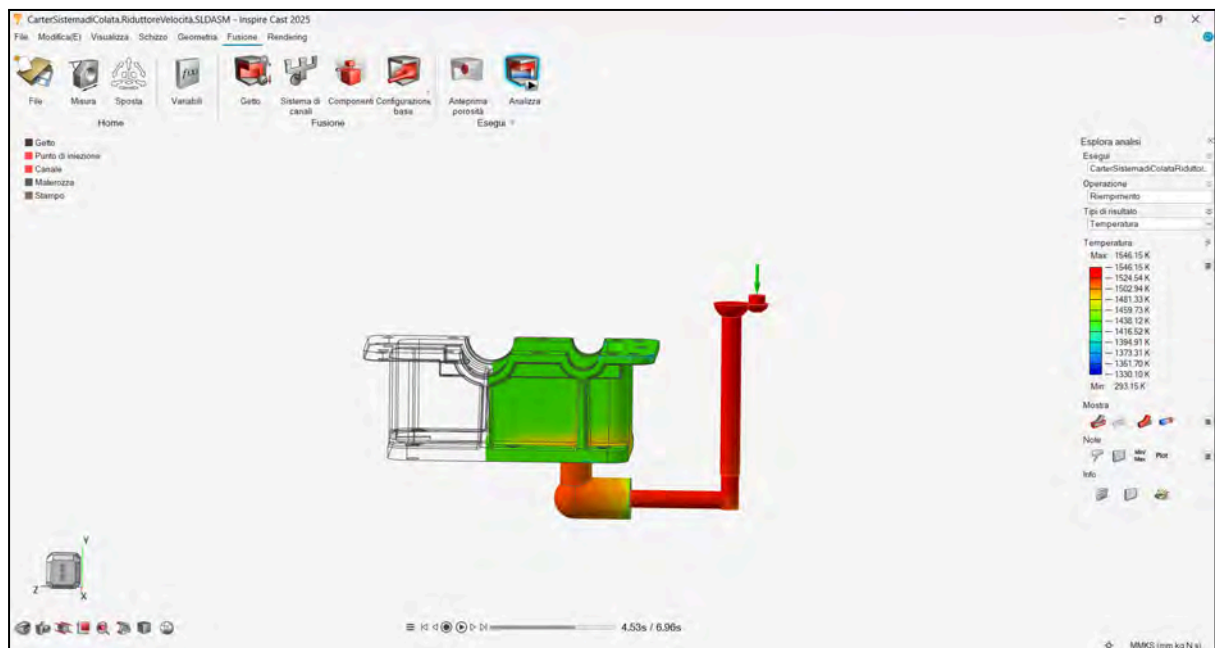
Grazie ai dati trovati nei paragrafi precedenti è stato possibile effettuare la simulazione di riempimento e di solidificazione del getto.



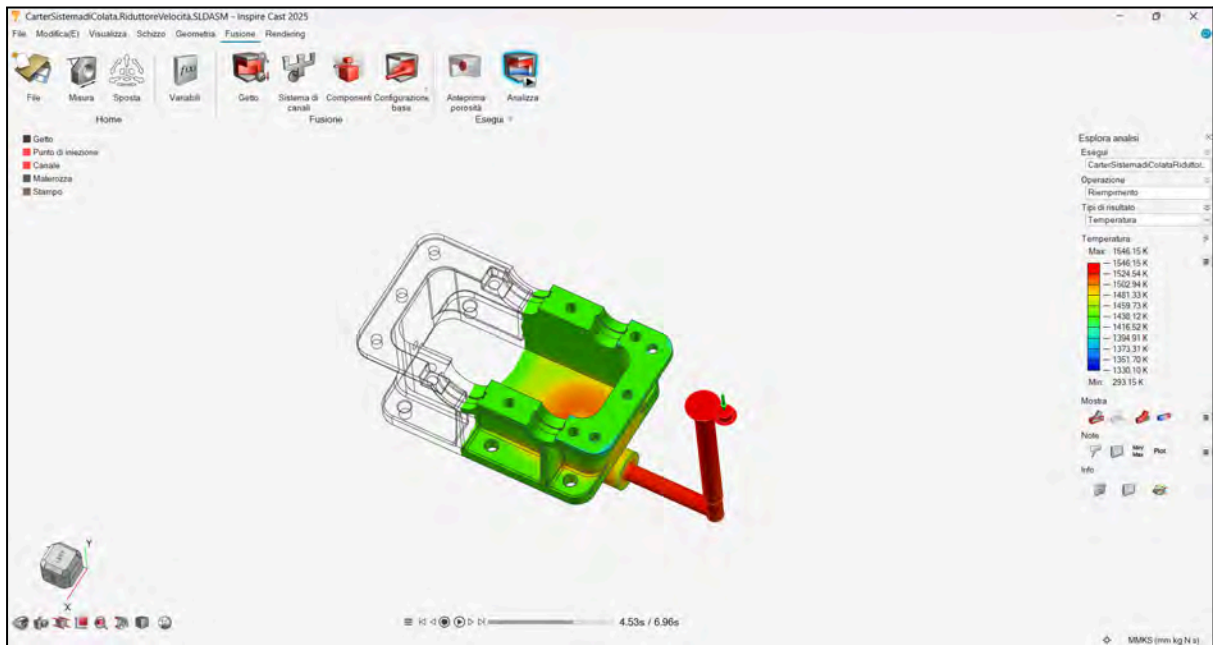
Inspire Cast- Simulazione della colata



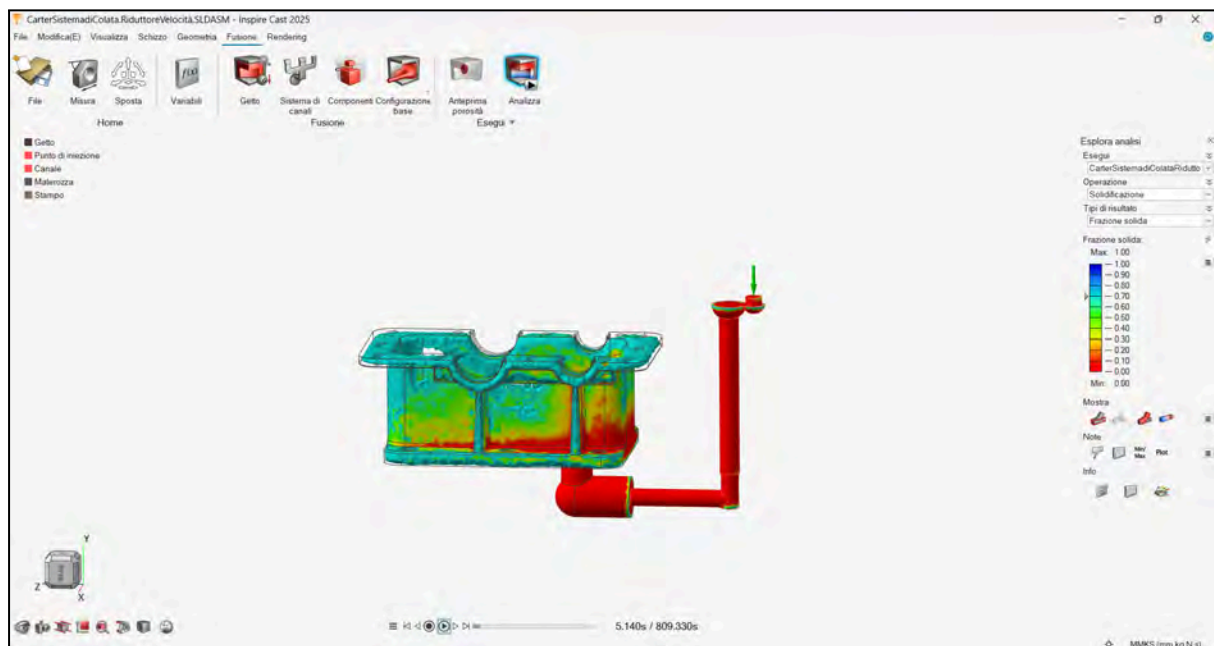
Inspire Cast- Simulazione della colata



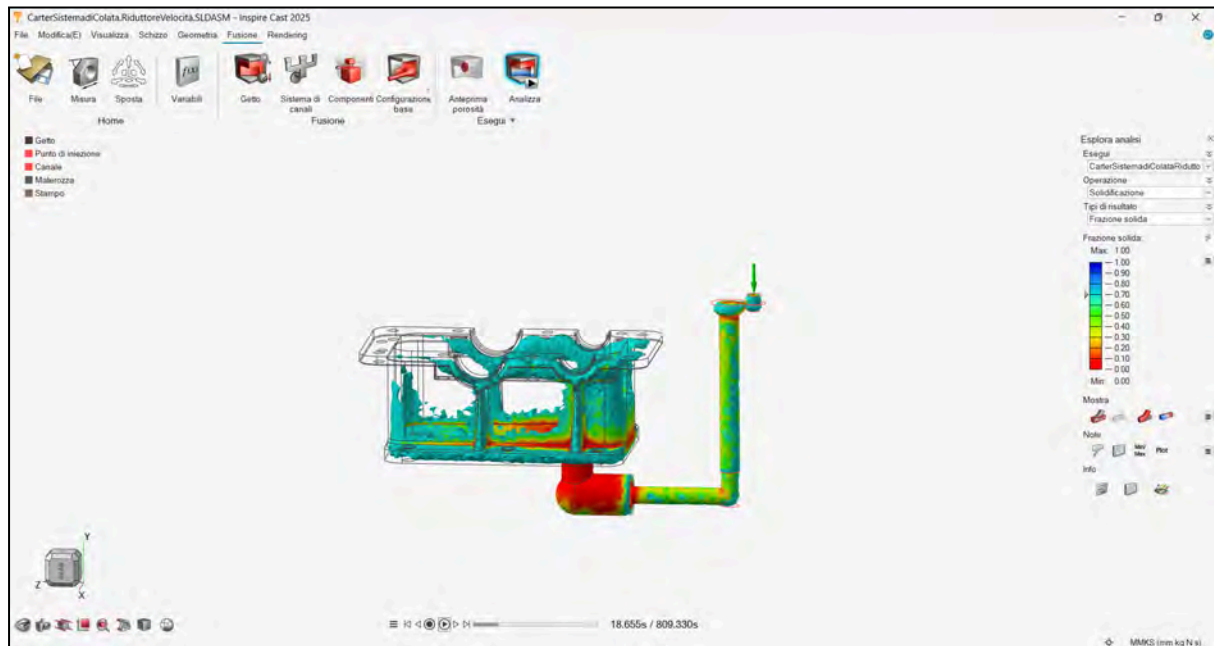
Inspire Cast- Simulazione della colata



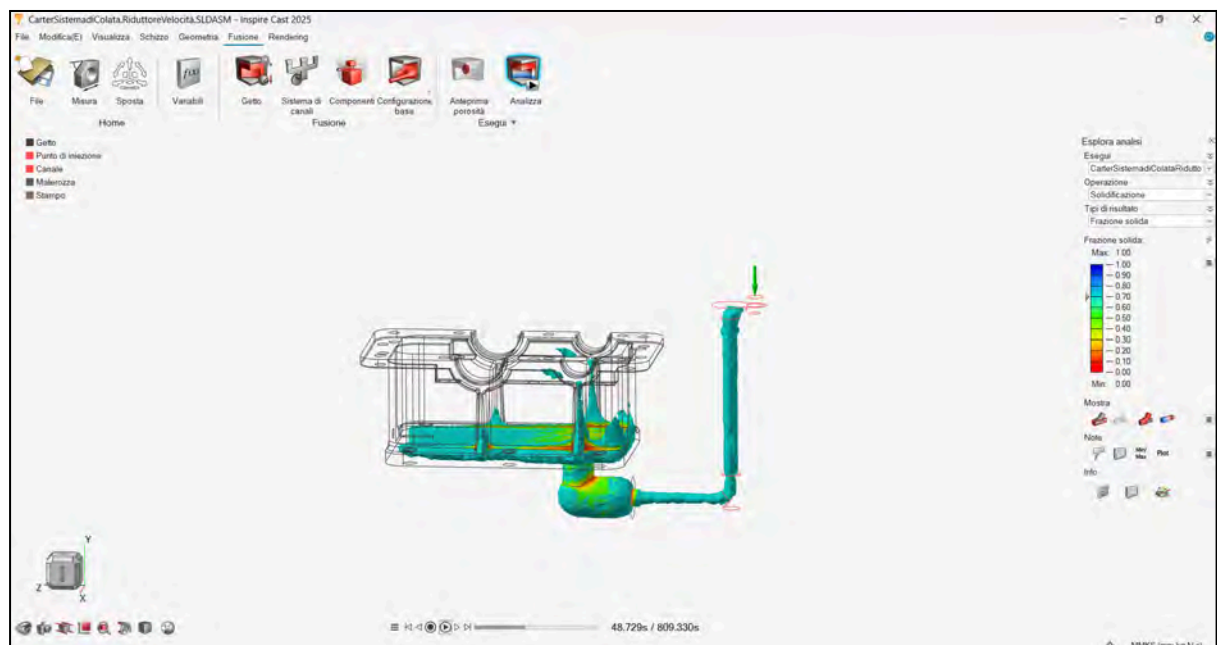
Inspire Cast- Simulazione della colata



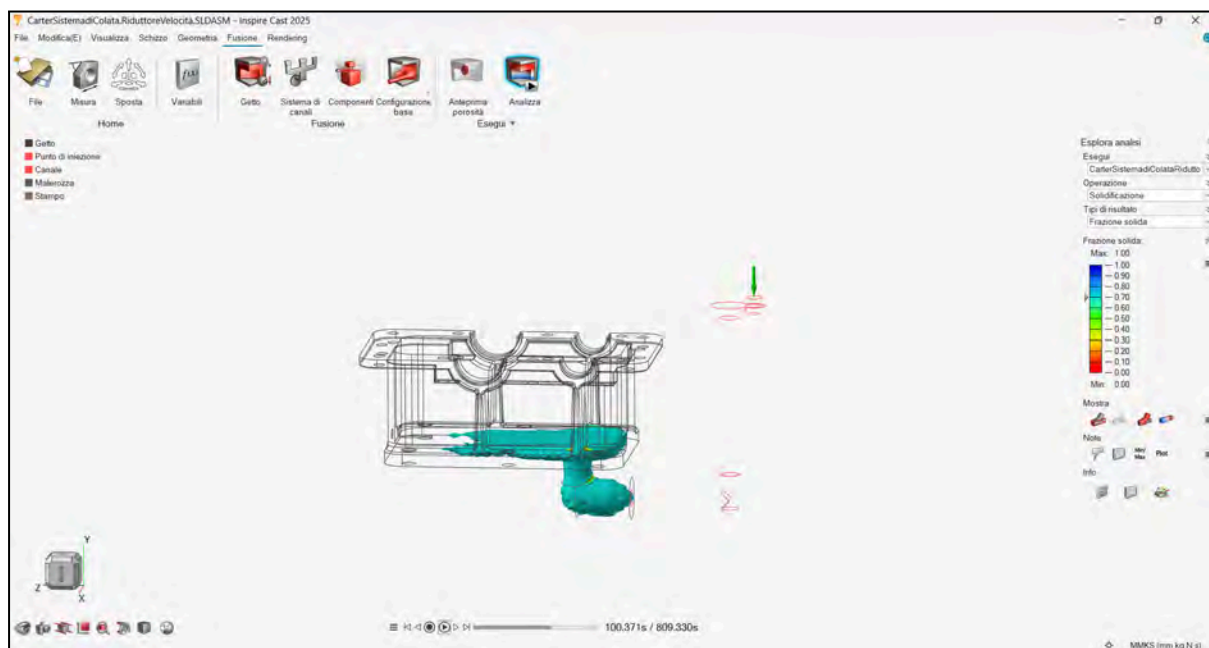
Inspire Cast- Simulazione della solidificazione



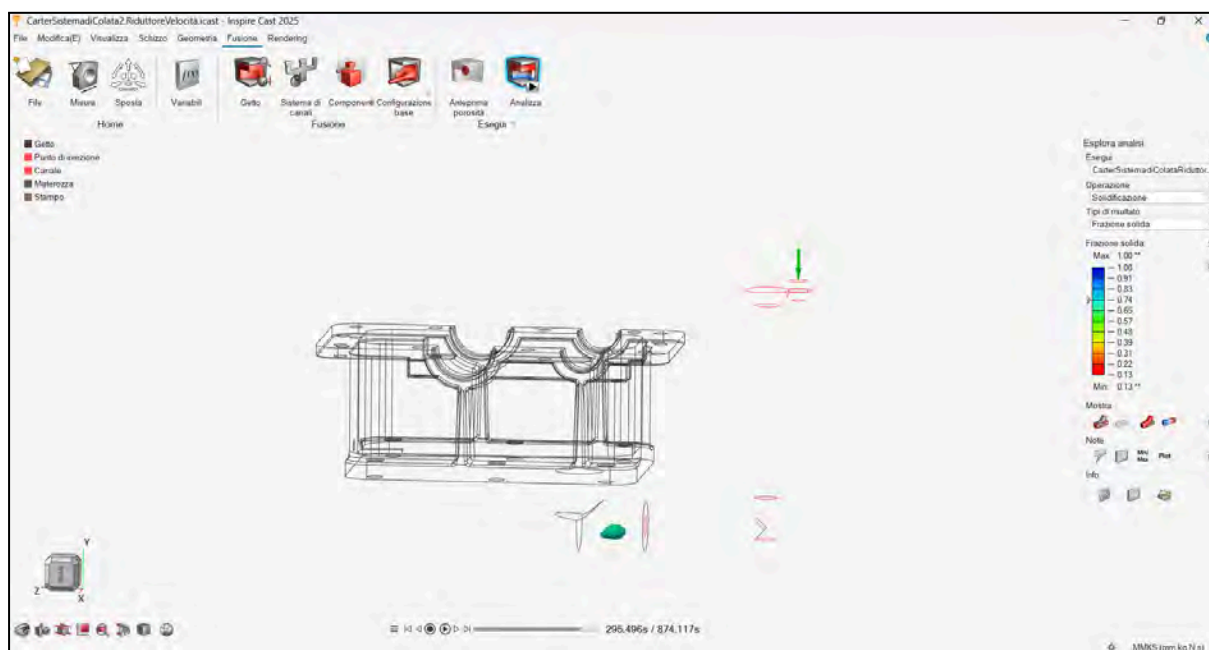
Inspire Cast- Simulazione della solidificazione



Inspire Cast- Simulazione della solidificazione



Inspire Cast- Simulazione della solidificazione



Inspire Cast - Simulazione della solidificazione

Analizzando gli aspetti relativi alla simulazione della colata, si osserva come il **tempo effettivo di riempimento dello stampo** risulti inferiore rispetto alla nostra stima iniziale di circa tre secondi.

Questo dato, sebbene indicativo, è comunque positivo, in quanto evidenzia un riempimento rapido e uniforme della cavità, riducendo il rischio di difetti come la formazione di saldature fredde o inclusioni di gas.

Per quanto riguarda l'analisi della **frazione solida** durante la solidificazione, si conferma che la maggior parte del carter segue una solidificazione progressiva e controllata, in linea con le previsioni progettuali esposte nei paragrafi precedenti.

La direzione di solidificazione osservata procede correttamente dal fondo della cavità verso l'alto, seguendo un percorso guidato verso la materozza.

Nell'ultima immagine della simulazione, è infatti evidente che l'**ultima zona a solidificare si trova all'interno della materozza**.

Questo comportamento è esattamente quello desiderato: la materozza ha il compito di fungere da serbatoio di metallo liquido che alimenta il pezzo durante la contrazione da solidificazione, evitando così la formazione di cavità o difetti all'interno del corpo principale del componente.

Il fatto che la cavità di ritiro si formi all'interno della materozza anziché nel pezzo stesso conferma il corretto dimensionamento della materozza e del sistema di alimentazione.

Tale configurazione garantisce un'elevata qualità metallurgica del getto e minimizza la necessità di rilavorazioni o scarti.

Infine, si ricorda che la materozza verrà successivamente asportata mediante lavorazioni meccaniche, pertanto la presenza del difetto in quella zona non compromette in alcun modo la qualità finale del prodotto.

3.17 Stima dei tempi di processo

Si passa ora al calcolo dei tempi dell'intero processo di fusione, considerato a partire dal caricamento dei forni fino all'asportazione della materozza e del sistema di colata.

Nel seguito, verranno analizzati i tempi relativi a ciascuna singola operazione, intesi come il contributo temporale che ogni fase aggiunge alla produzione complessiva, ipotizzando la realizzazione di un singolo pezzo.

A partire da tali valori, sarà possibile determinare:

- il tempo totale necessario alla produzione di un pezzo
- la velocità effettiva di produzione

Infine, la stima accurata dei tempi costituisce un passaggio fondamentale per la successiva valutazione dei costi del processo.

Segue l'elenco delle operazioni principali da considerare:

1. **Caricamento dei forni:**
Tempo stimato di circa 15-20 minuti
2. **Fusione della ghisa sferoidale:**
Tempo stimato di circa 2 ore
3. **Preparazione della terra sintetica verde:**
si ipotizza un tempo di 15-20 minuti che comprende il posizionamento e il mescolamento della sabbia assieme agli altri suoi componenti
4. **Realizzazione della forma (stampo in sabbia):**
include il posizionamento del modello nella staffa, la compattazione della sabbia, la rimozione del modello e eventuali finiture della cavità.
Consideriamo un tempo stimato di 30 minuti
5. **Produzione dell'anima:**
include la preparazione della sabbia per anime, riempimento delle casse d'anima, essiccazione e pulizia, si stima un tempo di 30 minuti
6. **Assemblaggio dello stampo e posizionamento dell'anima:**
Comprende il posizionamento dell'anima nella cavità della forma, la chiusura della forma superiore e inferiore ed il posizionamento delle staffe.
Si ipotizza un tempo di circa 15-20 minuti.

7. Preparazione alla colata:

Include il pre-riscaldamento, pulizia dei canali, verifica delle condizioni della forma, per un tempo stimato di 5 minuti.

8. Colata della ghisa sferoidale:

Grazie ai dati forniti dal software Inspire Cast otteniamo un tempo di colata pari a circa 7 secondi

9. Raffreddamento e sformatura:

Il raffreddamento richiede tempo per permettere alla ghisa di solidificare e raggiungere una temperatura sicura per la manipolazione (ca. 150–200 °C), in questo caso circa 15 minuti (grazie alle stime del software Inspire Cast).

Pertanto, per arrivare a temperatura ambiente e terminare il raffreddamento si stimano 90 minuti complessivi, anche se variabili secondo spessore e massa

10. Pulizia del getto:

Prevede il trasporto al magazzino dove avverrà la post-lavorazione, l'asportazione della materozza e del sistema di colata e la rimozione delle bave, si prevedono per queste operazioni circa 30 minuti

Ipotizzando di dover produrre un singolo carter e di disporre di un solo macchinario dedicato alla formatura, il tempo totale di produzione, comprensivo di tutte le fasi, risulta pari a circa:

$$T_{\text{tot}} = 365 \text{ min}$$

Tuttavia, va sottolineato che le prime due fasi (caricamento dei forni e fusione della ghisa sferoidale) coinvolgono attrezzature con elevata capacità produttiva, in grado di fondere metallo sufficiente per più pezzi in un'unica sessione.

Escludendo quindi le fasi 1 e 2, il tempo effettivo di produzione per un singolo pezzo, riferito alla catena di operazioni che si ripetono per ogni getto, si riduce a circa 3 h e 50 min (230 min), suddivisi principalmente tra:

1. Formatura dello stampo e dell'anima
2. Assemblaggio
3. Colata
4. Raffreddamento
5. Pulizia finale

Dato però che il committente ha richiesto la produzione di 300 carter, valutiamo un parametro fondamentale: la velocità produttiva minima richiesta.

Supponiamo che il committente richieda tutti i pezzi nell'arco di un mese e che la fonderia sia operativa 6 giorni a settimana per 12 ore al giorno, e considerando 4 domeniche al mese, il numero di giornate lavorative risulta pari a:

$$27 \text{ giorni} \cdot 12 \text{ h/giorno} = 324 \text{ ore mensili}$$

Da cui si ricava la velocità produttiva minima, cioè:

$$v_{\min} = \frac{\text{Numero pezzi al mese}}{1 \text{ mese lavorativo}} = \frac{300 \text{ Pz}}{(31-4) \text{ giorni lavorativi}} = \frac{300 \text{ Pz}}{324 \text{ h}} \simeq 0,93 \text{ Pz/h}$$

Analizzando la sequenza delle operazioni, si osserva che:

Le fasi di formatura dello stampo e realizzazione dell'anima (incluse le operazioni preparatorie e di assemblaggio) richiedono circa 1 h e 30 min, mentre il raffreddamento richiede 90 minuti costituendo così la fase più lunga in assoluto.

Le altre operazioni sono più rapide e facilmente parallelizzabili.

La formatura (stampo + anima) costituisce la fase limitante del processo se si dispone di una sola postazione o macchina per eseguirla.

Con un tempo di circa 90 minuti per stampo, la velocità di produzione raggiungibile con un solo impianto sarebbe:

$$v_{\min} = \frac{60 \text{ min}}{90 \text{ min/Pz}} \simeq 0,67 \text{ Pz/h}$$

Valore inferiore alla velocità minima richiesta calcolata precedentemente di 0,93 pz/h.

Per poter soddisfare la velocità minima richiesta dal committente e produrre 300 pezzi al mese, è necessario raddoppiare la capacità di formatura, ad esempio attraverso l'utilizzo di due linee di formatura parallele (una per lo stampo, una per l'anima), oppure due squadre di operatori e attrezzature duplicate, o eventualmente un sistema di formatura semi-automatizzato.

Con due postazioni, la formatura può essere svolta in parallelo, dimezzando il tempo necessario per pezzo e consentendo di raggiungere o superare la velocità richiesta.

3.18 Stima dei costi e consumi

Si vuole calcolare il costo del processo per ogni pezzo prodotto.

Per farlo bisogna elencare i costi principali, che comprendono: il costo dei materiali, delle attrezzature, dell'energia e della manodopera.

Supponendo che si tratti di una fonderia non troppo piccola già esistente, che produca altri pezzi oltre a quello commissionato e immaginando che i macchinari non si rompano prima di anni, si suppongono trascurabili i costi di mantenimento della struttura e di acquisto dei macchinari.

Per quanto riguarda la stima dei costi dei materiali, quelli principalmente utilizzati durante il processo di fusione sono:

1. Terra sintetica a verde:

Il prezzo medio di quest'ultima si aggira mediamente attorno ai 75 €/ton, che corrispondono a 0,075 €/kg.

Considerando che la densità di questo tipo di sabbia (compattata) è di media 1,6 g/cm³, il prezzo della sabbia a mm³ stimato sarebbe di 0,0469 €/mm³.

Nel nostro caso, per stimare il costo della terra sintetica a verde utilizzata nella realizzazione dello stampo del carter, è stato considerato un volume che comprende: geometria del carter, materozza, sistema di colata, spazio per il contenimento dell'anima e sovrametalli.

Il volume totale così stimato è pari a 2.293.994,89 mm³.

$$Prezzo_{mm^3} = 0,075 \text{ €/kg} \cdot 0,0016 \text{ kg/mm}^3 = 0,00012 \text{ €/mm}^3$$

$$C_1 = \frac{2.293.994,89 \text{ mm}^3 \cdot 0,00012 \text{ €/mm}^3}{300 \text{ Pz}} \simeq 0,92 \text{ €/Pz}$$

Questo valore rappresenta il massimo costo unitario se la sabbia non venisse riutilizzata più di una volta.

In realtà, grazie alla possibilità di riciclo della sabbia sintetica a verde, questo costo viene ulteriormente abbattuto e quindi può essere considerato trascurabile nel bilancio finale.

2. Ghisa sferoidale (EN-GJS-400-15):

Per il calcolo della massa utilizzata per produrre il pezzo bisogna escludere quella della materozza e del canale di colata, dato che una volta rimossi vengono riciclati. Pertanto si può tenere di conto solamente il volume del greggio fornito dal modello CAD.

Teoricamente sarebbe opportuno considerare anche il ritiro del getto, ma percentualmente è poco significativo ai fini di questa approssimazione. Pertanto si ottiene:

$$C_2 = \frac{\rho \times V}{P_z} \times p_{\text{mercato}} \simeq \frac{(3,72 \times 10^{-3} \text{ g/mm}^3) \cdot (1301035,89 \text{ mm}^3)}{300} \cdot 1400 \text{ €/ton} \simeq 13,11 \text{ €/pz}$$

3. Alluminio (per la realizzazione del modello):

Del modello faranno parte il carter, la materozza e il sistema di colata, pertanto il calcolo che è necessario effettuare è il seguente.

In questo caso teniamo di conto che data la resistenza dell'alluminio rispetto ad altri materiali da modello, esso sia in grado di essere utilizzato per la realizzazione di tutti e 300 pezzi richiesti dal committente.

Il costo attuale dell'alluminio ammonta a 2,559 USD/kg ed ha una densità di circa 2,7 g/cm³.

$$Peso_{al} = 1.301,04 \text{ cm}^3 \cdot 2,7 \text{ g/cm}^3 = 3.512,8 \text{ g} = 3,5128 \text{ kg}$$

$$C_3 = \frac{3,5128 \text{ kg} \cdot 2,354 \text{ EUR/kg} \approx 8,27 \text{ €}}{300 \text{ Pz}} \simeq 0,028 \text{ €/pz}$$

Rispetto agli altri valori ricavati per i costi del processo di formatura, possiamo affermare che quest'ultimo non risulti significativo ai fini della stima totale.

Dunque C₃ può essere trascurato.

Parlando dei costi delle attrezzature, quelle utilizzate comprendono:

4. **Attrezzature di base della fonderia** (forni, crogioli, strumenti degli operai, ecc.), che però vengono utilizzate in tutti i processi e pertanto non vengono considerate.
5. **Attrezzature di processo**, specifiche per il tipo di formatura utilizzato (macchinari per la realizzazione di gusci, tasselli e anime, contenitori e materiali di riempimento dove inserire la forma per la colata, filtri per le scorie, ecc.).
6. **Costo delle casse d'anima**

Al costo dell'acquisto bisognerebbe aggiungere quello della manutenzione.

I costi dei primi due punti sono troppo complessi da reperire o calcolare, inoltre vengono utilizzati anche per la produzione di altri pezzi, pertanto non vengono considerati.

Per il costo delle casse d'anima si stima un costo medio di circa 400 € per ogni metà.

Considerando che per ogni pezzo sono necessarie due metà della cassa d'anima e supponendo che che non si usurino prima di aver terminato la produzione mensile, il costo massimo è:



$$C_6 \simeq \frac{400€ \times 2}{300 P_z} \simeq 5,33 €/P_z$$

Per i costi dell'energia utilizzata, trascurando quella di base utilizzata dalla struttura, deve:

7. portare la ghisa da temperatura ambiente a quella di colata:

Per il calcolo dell'energia necessaria a riscaldare la ghisa sferoidale dalla temperatura ambiente (circa 20 °C) alla temperatura di colata (circa 1540 °C), occorrerebbe tenere in considerazione sia il calore sensibile che il calore latente di fusione.

Si utilizza il calore specifico a 20°C, pari a 500 J/(kg × K) e il calore latente di fusione pari a circa 2,80×10⁵ J/kg.

Infine bisogna considerare l'efficienza dei forni dove viene fusa la ghisa sferoidale.

Trattandosi di un valore troppo difficile da calcolare, si suppone $\eta \approx 60\%$.

Nel nostro caso abbiamo considerato il volume totale del getto poiché è necessario riscaldare anche il metallo proveniente da materozza e sistemi di colata riciclati.

$$V_{\text{tot}} = 2074541,11 \text{ mm}^3$$

La densità della ghisa sferoidale è pari a circa 7,3 kg/dm³, da cui si ricava la massa:

$$m = 7,3 \text{ kg/dm}^3 \cdot 1,301 \text{ dm}^3 = 9,5 \text{ kg}$$

Quindi, l'energia richiesta per riscaldare e fondere il materiale, tenendo conto anche del rendimento medio dei forni elettrici è:

$$E = \frac{1}{0,6} \cdot 9,5 \cdot (500 \text{ J/(kg} \times \text{K)} \cdot 1520 + 2,80 \times 10^5 \text{ J/kg}) \approx 16,47 \text{ MJ}$$

Assumendo l'utilizzo di forni elettrici e un costo medio dell'energia elettrica pari a 0,23 €/kWh, ossia circa 0,064 €/MJ, si stima un costo energetico per pezzo pari a:

$$C_7 = 16,47 \text{ MJ} \cdot 0,064 \text{ €/MJ} \approx 1,05 \text{ €/pz}$$

Infine vi è il costo della manodopera che consiste sostanzialmente nei costi degli operai della fonderia.

Per quest'analisi non verrà considerato l'intero personale di servizio, ma solo gli operai specializzati in questo tipo di formatura da noi scelta.

Per questo motivo, consideriamo che ciascun operaio specializzato abbia un costo di 28 euro all'ora circa.

Trascuriamo gli operai per i punti 1 e 2, poiché non è necessaria la loro costante presenza in quel caso.

Per le fasi di formatura, si suppone che un operaio sia sufficiente per gestire entrambe le macchine.

Per la preparazione dello stampo, la colata e la sformatura del getto si stima che un operaio sia in grado di terminare la fase in mezz'ora. Perciò, poiché l'operaio può dedicarsi alla produzione di altri pezzi commissionati alla fonderia, si considera che in tali operazioni è coinvolto mezzo operaio, così come per l'ultima fase.

In totale si prevede quindi che lavorino contemporaneamente 2 operai.

Considerando che la produttività è di 1 pz/h, il costo totale della manodopera per ogni pezzo prodotto è quindi:

$$C_8 = 2 \cdot 28 \text{ €/pz} \approx 56 \text{ €/pz}$$



Dopo aver effettuato tutte le ipotesi sopra elencate, il costo totale risulta quindi:

$$C_{\text{tot}} = C_2 + C_6 + C_7 + C_8 \approx \mathbf{75,49 \text{ €/Pz}}$$

4. Processo di stampa 3D

4.1 Scelta e caratteristiche del pezzo per stampa 3D

Il componente che abbiamo scelto di realizzare mediante stampa 3D è la **parte superiore del carter** del riduttore di velocità oggetto della nostra analisi progettuale.

La decisione di produrre questo elemento attraverso un processo additivo è frutto di una valutazione tecnica basata sulla funzione, geometria, vincoli produttivi e requisiti prestazionali che il pezzo deve soddisfare.

Si tratta infatti di una parte fondamentale per la chiusura strutturale e la protezione del gruppo di trasmissione del riduttore, in quanto garantisce l'allineamento e l'integrità dell'insieme durante il funzionamento.

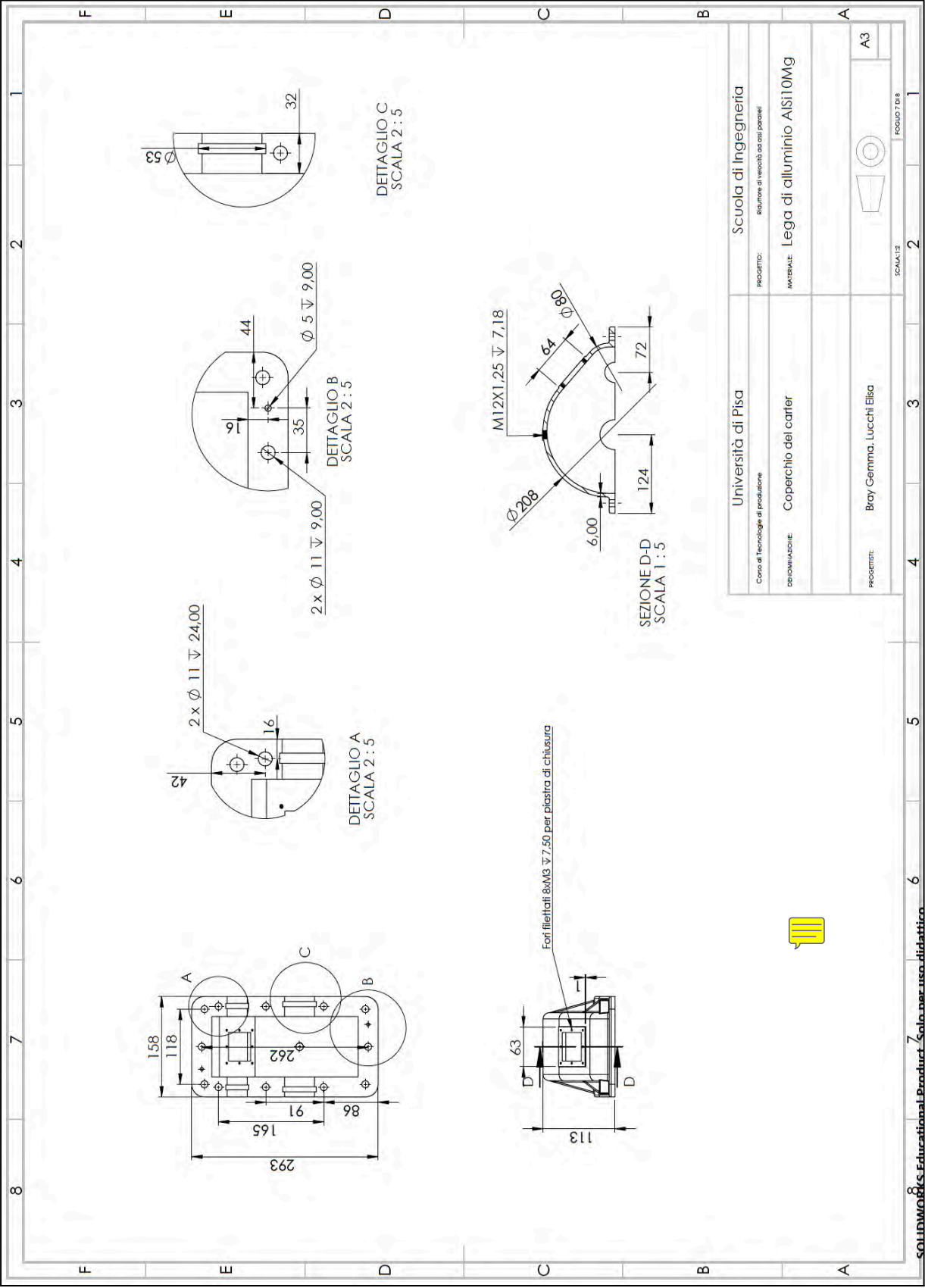
Considerando che la produzione prevista è in serie medio-piccola (300 unità), la stampa 3D si rivela una soluzione vantaggiosa, pur garantendo un'adeguata qualità superficiale e una buona accuratezza dimensionale, in linea con le richieste del committente.

Sebbene la parte superiore del carter **non sia direttamente sottoposta a carichi meccanici** intensi, essa ricopre un ruolo strutturale e funzionale critico, poiché deve assicurare:



- tenuta del lubrificante interno;
- protezione del sistema da polveri, vibrazioni e contaminanti esterni;
- rigidità e stabilità dimensionale nel tempo;
- rispetto delle tolleranze di montaggio, per evitare disallineamenti o giochi dannosi al corretto funzionamento del riduttore.

La scelta della stampa 3D consente quindi non solo di rispettare i requisiti tecnici e funzionali del componente, ma anche di garantire efficienza produttiva e flessibilità, confermandosi come una soluzione efficace e coerente con le esigenze progettuali.



4.2 Scelta della tecnica di stampa

Tra le diverse tecnologie di manifattura additiva disponibili, è stata selezionata la tecnica **Powder Bed Fusion (PBF)**, in virtù della natura funzionale e strutturale del componente da realizzare. La scelta è motivata dalla necessità di garantire alta precisione dimensionale, elevata qualità dei materiali e affidabilità nel tempo, come richiesto dal committente.

Per la produzione del coperchio del carter, la variante PBF più adatta risulta essere quella **basata su sorgente laser** (SLM - Selective Laser Melting). Rispetto alla variante EBM (Electron Beam Melting), la SLM offre una migliore qualità superficiale, una maggiore compatibilità con leghe di alluminio, tempi di setup ridotti e una maggiore flessibilità nella scelta dei materiali. Inoltre, è particolarmente indicata per lotti produttivi medio-piccoli, come richiesto dal progetto.

I **principali vantaggi offerti** dalla tecnologia SLM, in relazione al nostro caso d'uso, includono:

- **Elevata precisione dimensionale**, che consente il rispetto di tolleranze strette, fondamentali per l'accoppiamento tra componenti;
- **Ottime proprietà meccaniche e resistenza all'usura**, caratteristiche essenziali per un impiego prolungato in ambienti industriali;
- **Possibilità di realizzare geometrie complesse e superfici di buona qualità** senza la necessità di stampi o attrezzature dedicate.

Prima di convergere sulla tecnologia PBF, sono state analizzate anche altre opzioni di manifattura additiva.

Ad esempio, la Binder Jetting presenta un'elevata velocità di stampa, ma richiede post-processi articolati e non assicura le stesse prestazioni meccaniche.

La Directed Energy Deposition (DED), sebbene adatta alla produzione di componenti di grandi dimensioni, offre una risoluzione inferiore e una qualità superficiale non compatibile con i requisiti del progetto.

Per tali motivi, queste tecnologie sono state scartate.

In sintesi, la scelta della tecnologia SLM si configura come la soluzione più adeguata per soddisfare le esigenze tecniche ed economiche del progetto, garantendo prestazioni elevate, precisione e affidabilità nella produzione del coperchio del carter.

4.3 Scelta del materiale di stampa

Nel contesto della realizzazione del coperchio di un carter per un riduttore di velocità mediante tecnologia di stampa 3D Powder Bed Fusion (PBF), destinato alla produzione di componenti funzionali per ambienti industriali, la scelta del materiale riveste un ruolo fondamentale per garantire precisione dimensionale, affidabilità nel tempo e conformità alle specifiche tecniche ed economiche richieste dal committente.

La variante della tecnologia PBF selezionata è quella a sorgente laser, nota come Selective Laser Melting (SLM).

Tra i materiali compatibili con questa tecnologia, la **lega di alluminio AISi10Mg** rappresenta la scelta più adatta per questa applicazione.

Ampiamente utilizzata nella stampa 3D metallica, questa lega unisce **leggerezza, buone proprietà meccaniche e ottima resistenza alla corrosione**, risultando ideale per componenti soggetti a sollecitazioni moderate, come appunto un coperchio di carter. L' AISi10Mg garantisce inoltre elevata precisione dimensionale e una buona qualità superficiale.

La sua buona conducibilità termica favorisce la dissipazione del calore durante il funzionamento del riduttore, contribuendo così a migliorarne l'affidabilità operativa.

Alternative come gli acciai inossidabili o le leghe di titanio, pur offrendo prestazioni superiori in condizioni estreme, risultano meno vantaggiose per questa specifica applicazione a causa del maggiore peso, dei costi elevati e della minore facilità di lavorazione.

| COMPOSIZIONE CHIMICA % | | | | | | | | | | | | | |
|-----------------------------|-----|----------|------|------|------|------|------|------|------|-------|------|------|-------------------|
| LEGA | | ELEMENTI | | | | | | | | | | | |
| | | Si | Fe | Cu | Mn | Mg | Cr | Ni | Zn | Pb | Sn | Ti | Impurezze singole |
| EN AB 43400 EN 1676:2020 | Min | 9,0 | 0,45 | 0 | 0 | 0,25 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| | Max | 11,0 | 0,9 | 0,08 | 0,55 | 0,50 | 0,05 | 0,15 | 0,15 | 0,05* | 0,05 | 0,15 | 0,05 |
| EN AC 43400 EN 1706:2020 | Min | 9,0 | 0 | 0 | 0 | 0,20 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| | Max | 11,0 | 1,0 | 0,10 | 0,55 | 0,50 | 0,05 | 0,15 | 0,15 | 0,05* | 0,05 | 0,20 | 0,05 |

Tabella 5- Composizione chimica AISi10Mg

| PROPRIETÀ MECCANICHE (Proprietà meccaniche rilevate su provette colate a parte alla temperatura ambiente di +20°C) | | | | | | |
|--|------------------------------|-------------------------------|------------------------------------|--------------|-----------------|---------------------|
| PROCESSO DI COLATA (condizione) | STATO FISICO DI COLATA | Rm | Rp02 | A | HB | R Fatica* |
| | | Carico unitario di rottura | Carico al limite di snervamento | Allungamento | Durezza Brinell | Resistenza a Fatica |
| | | EN 1706:2020 | EN 1706:2020 | EN 1706:2020 | EN 1706:2020 | EN 1706:2020 |
| | | MPa | MPa | % | HBW | MPa |
| SOTTOPRESSIONE | F | 240 | 140 | 1 | 70 | 60 - 90 |

Tabella 6- Proprietà meccaniche AISi10Mg

| PROPRIETÀ FISICHE (Le seguenti proprietà sono influenzate dalla variazione di composizione chimica all'interno della specifica, dalla struttura metalurgica, dall'integrità del getto e dalle condizioni di colata, pertanto i valori riportati sono indicativi) | | | | |
|--|-------------|--|--------------|------------------------|
| PESO SPECIFICO | 2,68 Kg/dm³ | CONDUTTIVITÀ ELETTRICA | EN 1706:2020 | 16 - 21 MS/m |
| CALORE SPECIFICO (a 100 °C) | 0,91 J/gK | CONDUTTIVITÀ TERMICA | EN 1706:2020 | 130 - 150 W/(m K) |
| MODULO ELASTICO | 74 GPa | DILATAZIONE TERMICA (da 20° C a 100° C) | EN 1706:2020 | 21·10 ⁻⁶ /K |

Tabella 7- Proprietà fisiche AISi10Mg

| CARATTERISTICHE TECNOLOGICHE (Indicazioni qualitative tratte dalla normativa EN 1706:2020) | | | |
|--|-------|--|-------|
| COLABILITÀ | A | ATTITUDINE ALL'ANODIZZAZIONE DECORATIVA | E |
| RESISTENZA ALLA CRICCATURA DI RITIRO | A | SALDABILITÀ | C |
| TENUTA A PRESSIONE | C | LUCIDABILITÀ | B / C |
| LAVORABILITÀ ALL' UTENSILE (grezzo) | B | RESISTENZA MECCANICA A TEMPERATURA AMBIENTE | B |
| LAVORABILITÀ ALL' UTENSILE (dopo trattamento termico) | - | RESISTENZA MECCANICA A CALDO (200°C) | C |
| RESISTENZA GENERALE ALLA CORROSIONE | B / C | DUTTILITÀ | C |

A: OTTIMA, B: BUONA, C: MEDIA, D: SUFFICIENTE, E: SCARSA, F: NON SUFFICIENTE

Tabella 8- Caratteristiche tecnologiche AISi10Mg

4.4 Scelta della stampante

Per la scelta della stampante più adatta alle nostre esigenze abbiamo tenuto conto del materiale scelto in precedenza, delle richieste specifiche del committente e delle funzioni che dovrà svolgere la parte superiore del carter realizzata tramite stampa 3D.

Abbiamo deciso di scegliere la **stampante EOS M 290**, una stampante 3D industriale metallica a fusione laser (SLM) ampiamente utilizzata per applicazioni meccaniche e ingegneristiche di alta precisione. La macchina è **ottimizzata per lavorare leghe leggere** come l'alluminio, garantendo elevata qualità superficiale, precisione dimensionale e ripetibilità, risultando perfettamente adatta alla realizzazione del nostro componente.



Figura 7 - Stampante EOS M 290

Le **caratteristiche tecniche** principali della EOS M 290 sono:

| | |
|----------------------|--|
| Volume di stampa | 250 × 250 × 325 mm |
| Materiali supportati | AlSi10Mg, Inconel, titanio, acciaio inox e altri |
| Diametro spot laser | 100 µm |
| Spessore layer | 20 – 60 µm |
| Potenza laser | Laser fibra da 400W |

| | |
|--------------------------|---------------------------------------|
| Velocità di scansione | Fino a 7 m/s |
| Precisione dimensionale | $\pm 0,1-0,2$ mm |
| Ambiente di stampa | Gas inerte (azoto o argon) |
| Dimensioni macchina | 2.500 × 1.300 × 2.100 mm |
| Peso macchina | ≈ 1.250 kg |
| Consumo energetico medio | Circa 6,5 kW durante il funzionamento |

Sebbene il costo di questa macchina sia elevato (circa 600.000–700.000 €), si è deciso di procedere con questa soluzione in quanto le alternative più economiche prese in considerazione presentano limitazioni significative: alcune hanno un volume di stampa troppo ridotto, mentre altre non sono compatibili con la lega AlSi10Mg o utilizzano tecnologie differenti che non garantiscono la precisione necessaria per la geometria del nostro componente.

4.5 Scelta della disposizione sulla piattaforma di stampa

Il coperchio del carter è stato **posizionato centralmente sulla piattaforma di costruzione** della stampante EOS M290, con la flangia inferiore rivolta verso il basso e poggiante su una struttura di supporto che a sua volta è appoggiata sulla piastra di base in acciaio, spessa 25 mm.

Questa configurazione è stata scelta per garantire una **buona stabilità** durante il processo di stampa, **ridurre le deformazioni termiche** e **facilitare le operazioni di rimozione** dei supporti e di finitura post-processo.

Considerata la presenza di una cavità superiore pronunciata e di sedi per alberi che presentano superfici sospese, si è reso necessario l'**inserimento di supporti volumetrici per evitare cedimenti strutturali** durante la fusione, chiamati overhang.

Tali supporti, progettati per garantire un'adeguata conduzione termica e minimizzare il rischio di deformazioni, presentano un volume complessivo di 17.494 cm³.

L'intera disposizione del pezzo è stata studiata per ottimizzare il flusso termico e garantire una distribuzione simmetrica sulla piattaforma, al fine di mantenere l'equilibrio termico durante tutto il processo di costruzione additiva.

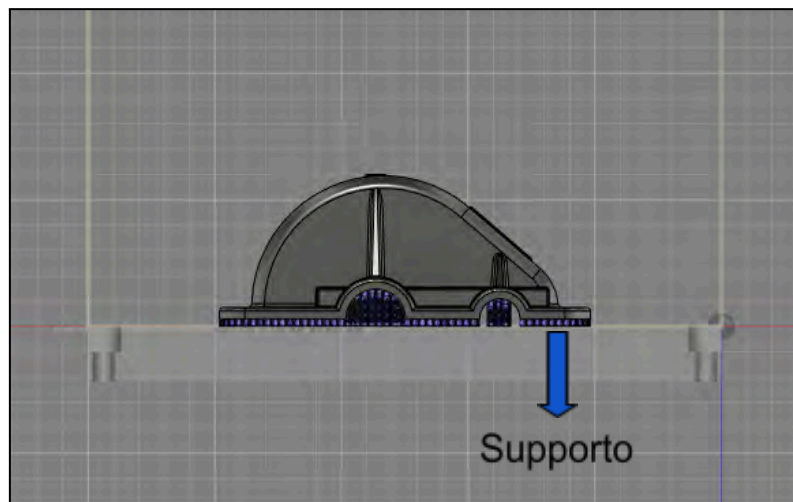


Figura 8 - Simulazione Fusion 360

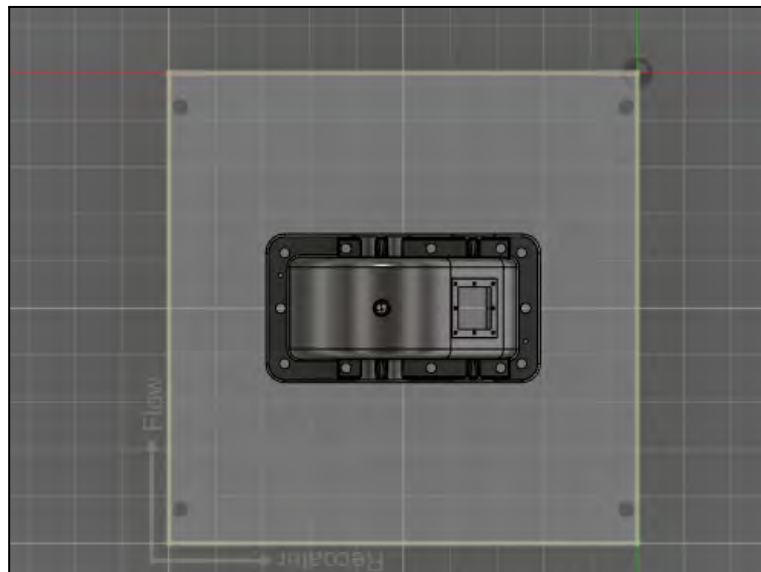


Figura 9 - Simulazione Fusion 360

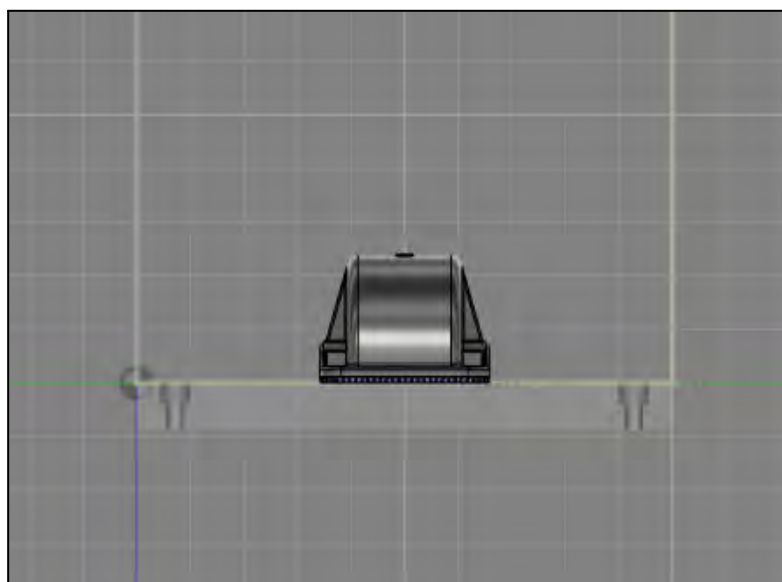


Figura 10 - Simulazione Fusion 360

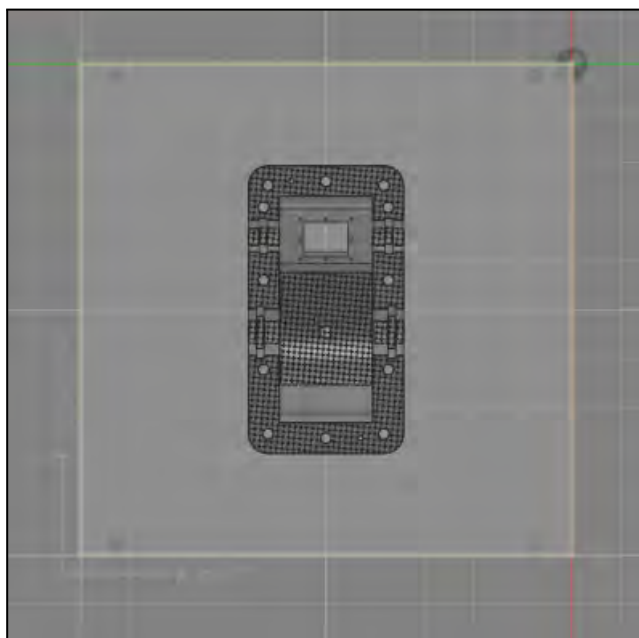


Figura 11 - Simulazione Fusion 360

4.6 Stima dei tempi di produzione

Per il calcolo dei tempi dell'intero processo di stampa 3D, considero:

1. Tempo di allestimento della macchina:

$$T_1 = 5 \text{ minuti}$$

2. Tempo di caricamento del progetto su computer:

$$T_2 = 1 \text{ minuto}$$

3. Tempo di stampa:

$$T_3 \simeq 8 \text{ ore} \simeq 480 \text{ minuti}$$

Questo valore è stato ricavato utilizzando il software IdeaMaker, che ci ha permesso di simulare la stampa della singola ruota dentata.



4. Avvio della stampa e controllo della corretta adesione del primo layer:

$$T_4 \simeq 2 \text{ minuti}$$

5. Tempo di rimozione del pezzo dalla base:

$$T_5 \simeq 2 \text{ minuti}$$

Dunque le tempistiche totali del processo di stampa 3D ammontano a:

$$T_{\text{tot}} = T_1 + T_2 + T_3 + T_4 + T_5 \simeq \mathbf{490 \text{ minuti}}$$

4.7 Stima dei costi di produzione

Si vuole calcolare il costo del processo per ogni pezzo prodotto.
Per farlo bisogna elencare i costi principali, che comprendono:

1. Costo della stampante:

$$C_{\text{medio}} \simeq 650.000 \text{ €}$$

Come già evidenziato nel paragrafo 4.4, i costi della macchina sono un fattore determinante per la stima complessiva dei costi del processo.

Tuttavia, va tenuto conto che, nonostante l'investimento iniziale significativo, il costo della EOS M 290 può essere ammortizzato nel tempo.

Nel contesto del nostro progetto, si ipotizza infatti che l'azienda committente disponga già di un parco macchine avanzato e produca regolarmente anche altri elementi metallici, pertanto l'utilizzo della EOS M 290 non sarebbe destinato esclusivamente alla realizzazione del carter superiore, ma verrebbe distribuito su più progetti e cicli produttivi.

Per valutare l'impatto economico della stampante sul singolo pezzo, è stato stimato un utilizzo della macchina per un periodo di 20 anni, con una media di 288 giorni lavorativi annui (considerando un'attività per sei giorni a settimana per 48 settimane) e un impiego quotidiano di 20 ore, sfruttando la possibilità di operare in modo continuativo e senza presidio costante dell'operatore.

$$h_{\text{lavorative}_{\text{tot}}} = 288 \text{ giorni/anno} \times 20 \text{ h/giorno} \times 20 \text{ anni} = 115200 \text{ h}$$

$$\text{Costo orario}_{\text{stampante}} = \frac{650.000 \text{ €}}{115200 \text{ h}} = 5,64 \text{ €/h}$$

$$\text{Tempo di stampa}_{\text{carter}} = 8 \text{ h}$$

Allora il costo ammortizzato per ogni pezzo realizzato per il nostro progetto è pari a:

$$C_1 = 5,64 \text{ €/h} \times 8 \text{ h} = 45,14 \text{ €/Pz}$$

2. Costo della polvere di AlSi10Mg al kg:

$$C_2 = 105 \text{ €/kg}$$

3. Costo della polvere per un pezzo realizzato:

$$\rho_{\text{AlSi10Mg}} \sim 2,68 \text{ g/cm}^3$$

$$V_{\text{carter superiore}} = 653030,09 \text{ mm}^3 = 653,03 \text{ cm}^3$$

$$Peso_{\text{carter superiore}} = 653,03 \cdot 2,68 = 1.750,12g = 1,75kg$$

Aggiungo anche un fattore di spreco/raccolta tipico dell'SML (~20%):
 $1,75 \cdot 1,2 = 2,1 kg$ (polvere usata per ogni pezzo)

Dunque:

$$C_3 = 2,1 \cdot 105 = 220,05€/Pz$$

4. Costo dell'operatore:

Sebbene il tempo complessivo di produzione di un singolo carter ammonti a circa 8 ore, è fondamentale sottolineare che l'intervento dell'operatore non è richiesto per l'intera durata del processo.

Nella pratica, il compito dell'operatore si limita alle seguenti operazioni:

- Allestimento iniziale della macchina ($\simeq 5$ minuti)
- Caricamento del progetto sul software di stampa ($\simeq 1$ minuto);
- Avvio della stampa e controllo iniziale della corretta adesione del primo layer ($\simeq 2$ minuti);
- Rimozione del pezzo al termine della stampa ($\simeq 2$ minuti).

Il tempo totale effettivo di lavoro richiesto all'operatore per ciascun pezzo è quindi:

$$T = 5 + 1 + 2 + 2 = 10 \text{ minuti} \simeq 0,167 \text{ ore}$$

Supponendo che l'operatore guadagni uno stipendio basato su una tariffa oraria di 20 €/h otteniamo

$$C_4 = 0,167 h \cdot 20 €/h = 3,34 €/Pz$$

5. Costi dell'energia elettrica:

Questo valore tiene conto del consumo medio di 6,5 kW, per 8 ore di stampaggio

$$6,5 kW \cdot 8 h = 52 kWh$$

Considerando un prezzo energetico di 0,23 €/kWh, otteniamo

$$C_5 = 52 kWh \cdot 0,23 €/kWh = 11,96 € / Pz$$

6. Costi di manutenzione e usura della macchina:

Un aspetto importante da considerare nel calcolo dei costi di processo è l'usura della stampante, in particolare di componenti soggetti a degrado durante la lavorazione con tecnologia SLM, come i filtri del sistema di aspirazione, le ottiche laser, i

rivestimenti della camera di stampa e i meccanismi di movimentazione del letto di polvere.

Considerando una produzione di 300 pezzi con un tempo medio stimato di circa 8 ore di stampa per pezzo, si raggiungono circa 2400 ore complessive di utilizzo della macchina per questa sola produzione.

In base ai dati tecnici e ai manuali EOS, si prevede:

- La sostituzione di almeno 2 cicli di filtri HEPA/metallici (uno ogni 1000 h), con un costo medio di circa 300–400 € per ciclo;
- Una quota di manutenzione ordinaria e straordinaria (pulizia ottiche, calibrazione, verifica del laser) stimata in ~ 4800 € per 2400 ore, secondo i costi di manutenzione preventiva programmata.

Pertanto, il costo di manutenzione per ogni pezzo può essere stimato in:

$$C_6 \simeq \frac{4800 \text{ €}}{300 \text{ Pz}} = 16 \text{ €/Pz}$$

Allora, effettuate tutte le considerazioni necessarie riguardo ai possibili costi del processo di stampa 3D, otteniamo:

$$C_{\text{per pezzo}} = C_1 + C_3 + C_4 + C_5 + C_6 = \mathbf{296,49 \text{ €/Pz}}$$

5.1 Analisi dei disegni e informazioni di partenza



Per asportazione di truciolo vogliamo analizzare uno dei due alberi rotanti presenti nel riduttore di velocità scelto. L'albero che abbiamo deciso di studiare è quello di dimensioni maggiori, su cui sarà montata una ruota dentata.

L'albero cilindrico è caratterizzato da diverse sezioni di diametro e presenta varie lavorazioni meccaniche, tra cui gole, filettature, smussi e sedi per linguette. La sua struttura si articola in due sezioni principali: una parte centrale di diametro maggiore, dotata di una sede per linguetta di dimensioni maggiori, e due estremità progettate per accoppiamenti specifici. Sulla faccia destra dell'albero è presente un foro profondo 30 mm con filettatura M12, destinato all'eventuale montaggio di una manovella per l'azionamento manuale del riduttore.

Lungo il corpo dell'albero è ricavata una gola conforme alla norma UNI 7435, destinata all'alloggiamento di un anello Seeger per il posizionamento assiale. Le sedi per linguette, una centrale e una laterale, sono messe in evidenza nelle sezioni A-A e B-B.

L'intero albero è privo di spigoli vivi: ogni variazione di diametro è raccordata mediante smussi, non specificati nelle quote ma indicati come standard a 45°. Le superfici presentano una rugosità di 1,8 μm , indice di una finitura accurata.

Le tolleranze dimensionali previste non richiedono operazioni di rettifica, come riportato nei riferimenti tabellari.

Lunghezze

- Lunghezza totale: 177 mm
- Primo segmento (sinistra): 17 mm
- Secondo segmento: 100 mm
- Terzo segmento : 60 mm

Tolleranze dimensionali

- $\varnothing 25$ h6
- $\varnothing 30$ h6
- 65 ± 0.2 mm (lunghezza sede chiavetta centrale)
- 18 ± 0.2 mm (lunghezza sede chiavetta lato filettatura)
- $\varnothing 20 \pm 0.1$ mm (diametro albero zona filettata)

Lavorazioni e caratteristiche meccaniche

- Foro filettato M12 profondo 30 mm
- **Linguetta** nel segmento sinistro $\varnothing 30$ h6:
 - Larghezza: 10 mm (indicata come 10 P9 nella sezione A-A)
 - Profondità: 4 mm
- **Linguetta** nel segmento $\varnothing 20 \pm 0.1$ mm :
 - Larghezza: 6 mm (indicata come 6 P9 nella sezione B-B)
 - Profondità: 3 mm
- Smussi non quotati: $1 \times 45^\circ$
- Rugosità superficiale: 1.8 μm



5.2 Tipologia di greggio utilizzato

Il greggio scelto per la lavorazione dell'albero principale del nostro riduttore è una barra cilindrica in **acciaio C40**, con diametro nominale **Ø40 mm** e lunghezza pari a **195 mm**.



Figura 12 - Barra in acciaio C40

La lavorazione per asportazione di truciolo è stata realizzata presso l'Istituto ISIS Mattei di Rosignano, che ci ha supportati nella produzione fisica del componente.

Alcune scelte progettuali, sono state influenzate dalla disponibilità dei materiali e dalle attrezzature dell'istituto.

Nonostante ciò, tali scelte risultano comunque tecnicamente appropriate e funzionali agli obiettivi del progetto.

La lunghezza e il diametro della barra grezza sono stati scelti tenendo conto delle dimensioni finali dell'albero, con l'obiettivo di minimizzare gli scarti di materiale e ridurre i tempi di lavorazione, contribuendo così anche a una diminuzione complessiva dei costi di produzione.

La scelta del materiale è ricaduta sull'acciaio C40, un acciaio al carbonio non legato, che offre un buon **equilibrio tra resistenza meccanica, lavorabilità e costo**.

Questo materiale è particolarmente adatto per componenti soggetti a carichi torsionali e flessionali, come appunto un albero di trasmissione, che deve:

- Trasmettere potenza in modo continuo e sicuro,
- Mantenere l'allineamento tra i componenti;
- Supportare momenti torcenti e sollecitazioni flessionali senza deformarsi;
- Garantire stabilità dimensionale nel tempo;

- Offrire un grado adeguato di resistenza a fatica, dato l'elevato numero di cicli di lavoro.

In stato normalizzato, l'acciaio C40 presenta una resistenza a trazione compresa tra 600 e 750 MPa, uno snervamento medio di 350–500 MPa, durezza tra 170 e 210 HB, e allungamento a rottura del 12–16%, che assicurano una buona combinazione tra resistenza e tenacità.

Inoltre, l'acciaio è facilmente lavorabile con utensili da taglio convenzionali.

È importante sottolineare, tuttavia, che il C40 non è inossidabile, per cui risulta sensibile alla corrosione in ambienti umidi o aggressivi.

In caso di necessità, si può prevedere una protezione superficiale o una lubrificazione costante per preservarne la durata.

5.3 Macchinari utilizzati

I macchinari che utilizzeremo per realizzare l'asportazione di truciolo sull'albero più grande del riduttore di velocità sono:

1. **Tornio**
2. **Fresatrice**

1. **Tornio:**

La macchina utensile utilizzata per le operazioni di tornitura è il **tornio parallelo Labor 180S**, prodotto dall'azienda italiana **Padovani**.

Si tratta di un macchinario preciso e affidabile, ideale per la realizzazione di pezzi meccanici di medie dimensioni come l'albero scelto nel nostro progetto.



Figura 13 - Tornio parallelo Labor 180s

Questo tornio è stato selezionato per la sua versatilità e per le sue **caratteristiche tecniche** compatibili con il tipo di lavorazione richiesta, tra cui:

- **Altezza punte sul banco:** 180 mm
- **Diametro massimo tornibile sul banco:** 360 mm
- **Larghezza banco:** 290 mm
- **Passaggio barra:** 51 mm
- **Velocità mandrino:** 12 velocità, da 40 a 1800 giri/min
- **Potenza motore:** 4 HP (circa 3 kW)
- **Filettature supportate:** Metriche, Whitworth, Modulo, Diametral Pitch (32 tipi ciascuna)
- **Peso:** circa 1250–1520 kg
- **Dimensioni:** 2750 x 1120 x 1700 mm (L x P x H)

Inoltre è caratterizzato da **accessori** che vengono forniti **in dotazione**, quali:

- Mandrino autocentrante Ø 250 mm
- Contropunta fissa CM4
- Lunetta fissa e mobile
- Torretta portautensili a 3 posizioni
- Impianto di lubrorefrigerazione
- Visualizzatore di quote su 2 assi (in alcune configurazioni)
- Protezioni di sicurezza conformi alle normative CE

La presenza di questi accessori consente l'esecuzione delle operazioni con maggiore precisione, efficienza e sicurezza, risultando quindi una scelta adeguata per le esigenze del nostro progetto.

2. **Fresatrice:**

La macchina utensile per le operazioni fresatura scelta è la **fresatrice verticale** dell'azienda **Gualdoni**.

Essa è particolarmente adatta alla realizzazione di cave, smussi, piani e sedi precise, ed è stata scelta per la sua buona rigidità, facilità di utilizzo e versatilità nelle lavorazioni su pezzi di media o piccola dimensione come il nostro.



Figura 14 - Fresatrice verticale Gualdoni



Figura 15 - Fresatrice verticale Gualdoni

Le **caratteristiche tecniche principali** sono:

- **Tipo di fresatrice:** verticale con testa girevole
- **Velocità mandrino:** variabile, fino a circa 1800 rpm
- **Potenza motore principale:** ~3 kW
- **Sistema di avanzamento automatico:** su almeno 2 assi
- **Sistema di lubrificazione e refrigerazione:** integrato

La fresatrice è, inoltre, fornita con gli **accessori** base necessari per garantire flessibilità e precisione operativa:

- Morsa meccanica
- Set di utensili ISO 40
- Visualizzatore di quote (in alcune configurazioni)
- Pompa per il lubrorefrigerante
- Sistemi di sicurezza secondo normative CE

Grazie alla combinazione tra capacità di movimento sugli assi, facilità nella regolazione e precisione di lavorazione, la fresatrice Gualdoni si è dimostrata perfettamente adeguata alla realizzazione di dettagli funzionali e geometrie complesse.

5.4 Ubicazione dei macchinari

Una volta preparato il tornio, si installa il primo utensile per eseguire l'attestatura del pezzo grezzo.

Successivamente, si procede con la sostituzione dell'utensile per effettuare le operazioni di sgrossatura, seguite dalla finitura delle superfici per raggiungere i diametri previsti dalle specifiche.

Completata questa fase, si utilizzano utensili dedicati per la realizzazione degli smussi e della gola. Rimanendo sul tornio, si esegue la foratura tramite macchina e la filettatura manuale.

Infine, si passa alla fresatrice per completare la lavorazione delle cave di chiavetta presenti sulla superficie dell'albero.

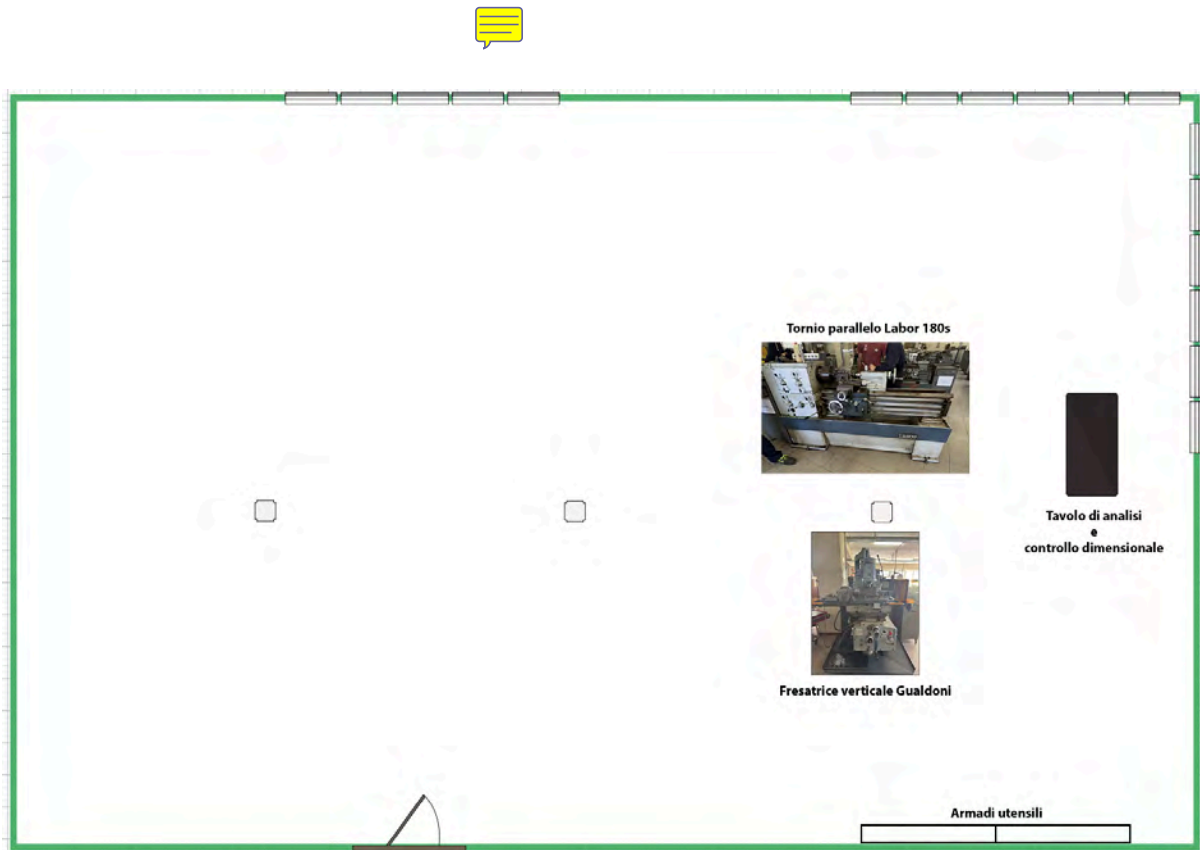
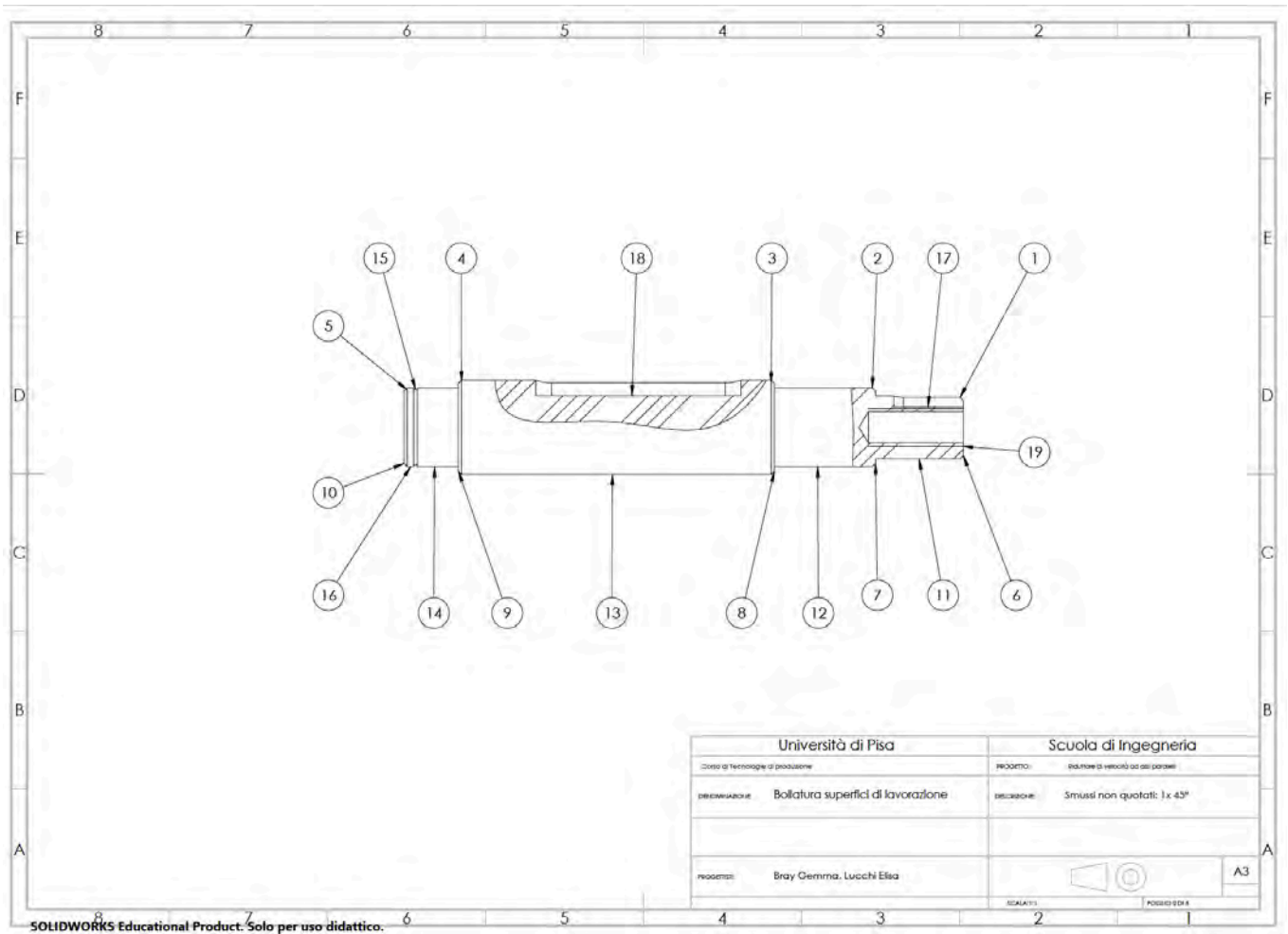


Figura 16 - Planimetria dell'officina con ubicazione dei macchinari

5.5 Scelta delle superfici e dei processi di lavorazione

Analizzando la forma dell'albero, ne deriva questa **suddivisione in superfici**:



Disegno tecnico - Bollatura superfici

| N. Superficie | Tipologia superficie | Processi di lavorazione |
|------------------------|---|------------------------------------|
| 1, 2, 3, 4, 5 | Piane ortogonali all'asse | Tornitura (attestatura) |
| 6,7,8,9,10 | Smussi esterni | Tornitura (smusso) |
| 11, 12, 13, 14, 15, 16 | Cilindriche esterne coassiali | Tornitura (sgrossatura e finitura) |
| 17, 18 | Piane parallele all'asse | Fresatura |
| 19 | Filettatura cilindrica interna coassiale a 11, 12, 13, 14, 15, 16 | Tornitura (filettatura) |



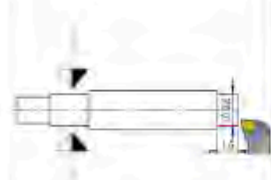
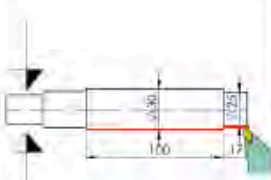
Dunque possiamo raggruppare i processi nel seguente modo:

| N. Superficie | Processo |
|---|-----------------|
| 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11, 12, 13, 14, 15, 16, 19 | Tornitura |
| 17, 18 | Fresatura |

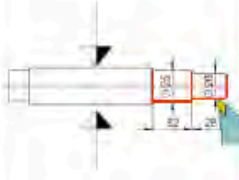
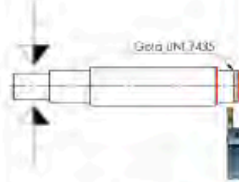
5.6 Fogli di ciclo




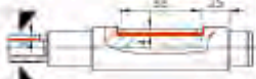
| Università di Pisa Corso di Ingegneria per il Design Industriale | | Ciclo di lavorazione elemento: albero grande | | BRAY GEMMA LUCCHI ELISA | Greggio di partenza: - barra cilindrica, - $d = 40$ mm, - $l = 195$ mm, - Acciaio C40 | | Foglio 1 di 5 |
|---|------|--|--------------------------|--------------------------------|---|--|--|
| Designazione superfici | Fase | Sottofase | Superfici di riferimento | Operazione | Tipi di macchina | Attrezzatura, utensili | Superfici di bloccaggio |
| | 10 | a | | Taglio del greggio di partenza | | Seghetto alternativo semi-automatico | |
| | 20 | a | 1 | Attestatura | Tornio parallelo | Autocentrante a tre morsetti Utensile per attestatura e sgrossatura | 12 |
| | | b | 1 | Foro a centrare | Tornio parallelo | | |
| | | c | 11 | Sgrossatura longitudinale | Tornio parallelo | | |
| | 30 | a | 5 | Attestatura | Tornio parallelo | Autocentrante a tre morsetti Utensile per attestatura | 15 (bloccaggio fra autocentrante contropunta) |
| | | b | 5 | Foro a centrare | Tornio parallelo | | |

| Università di Pisa Corso di Ingegneria per il Design Industriale | | Ciclo di lavorazione elemento: albero grande | BRAY GEMMA LUCCHI ELISA | Greggio di partenza: - barra cilindrica, - d= 40 mm, - l= 195 mm, - Acciaio C40 | Foglio 2 di 5 | | |
|---|------|--|----------------------------|---|------------------|--|-------------------------|
| Designazione superfici | Fase | Sottofase | Superfici di riferimento | Operazione | Tipi di macchina | Attrezzatura | Superfici di bloccaggio |
|  | 40 | a | 13 | Sgrossatura | Tornio parallelo | Autocentrante a tre morsetti Contropunta rotante Utensile al widia per sgrossatura | 14 |
|  | 50 | a | 11 12 | Sgrossatura | Tornio parallelo | Autocentrante a tre morsetti Contropunta Utensile al widia per sgrossatura | 13 |
|  | 60 | a | 14 15 16 | Sgrossatura | Tornio parallelo | Autocentrante a tre morsetti Contropunta Utensile al widia per sgrossatura | 12 |
|  | 70 | a | 13 14 15 16 | Finitura | Tornio parallelo | Autocentrante a tre morsetti Contropunta Utensile al widia per finitura | 11 |

| | | | | |
|---|--|----------------------------|---|---------------|
| Università di Pisa Corso di Ingegneria per il Design Industriale | Ciclo di lavorazione elemento: albero grande | BRAY GEMMA LUCCHI ELISA | Greggio di partenza: - barra cilindrica, - $d = 40 \text{ mm}$, - $l = 195 \text{ mm}$, - Acciaio C40 | Foglio 3 di 5 |
|---|--|----------------------------|---|---------------|

| Designazione superfici | Fase | Sottofase | Superfici di riferimento | Operazione | Tipi di macchina | Attrezzatura | Superfici di bloccaggio |
|--|------|-----------|--------------------------|-----------------------------|------------------|---|-------------------------|
|  <p>Smussi non quotati: 1 mm x 45°</p> | 80 | a | 11 12 | Finitura | Tornio parallelo | Autocentrante a tre morsetti Contropunta Utensile al widia per finitura | 13 |
| | | b | 6 7 8 | Esecuzione smussi (1 x 45°) | Tornio parallelo | | |
|  <p>Smussi non quotati: 1 mm x 45°</p> <p>Gola UNI 7435</p> | 90 | a | 9 10 | Esecuzione smussi (1 x 45°) | Tornio parallelo | Autocentrante a tre morsetti Contropunta Utensile per troncatura | 11 |
| | | b | 15 | Esecuzione Gola UNI 7435 | Tornio parallelo | | |



| Università di Pisa Corso di Ingegneria per il Design Industriale | | Ciclo di lavorazione elemento: albero grande | | BRAY GEMMA LUCCHI ELISA | Griggio di partenza: - barra cilindrica, - d= 40 mm, - l= 195 mm, - Acciaio C40 | | Foglio 4 di 5 |
|---|------|--|--------------------------|----------------------------|---|--|-------------------------|
| Designazione superfici | Fase | Sottofase | Superfici di riferimento | Operazione | Tipi di macchina | Attrezzatura | Superfici di bloccaggio |
|  | 100 | a | 19 | Foratura | Tornio parallelo | Autocentrante a tre morsetti Contropunta Mandrino a trapano canotto della controtesta | 13 |
| | | b | 19 | Maschiatura | Realizzata manualmente | Filiera per maschiatura | |
|  | 110 | a | 18 | Fresatura | Fresatrice verticale | Fresa a candela Autocentrante a tre morsetti Contropunta | 14 |
| | | b | 17 | Fresatura | Fresatrice verticale | | |

| | | | | |
|---|--|----------------------------|---|---------------|
| Università di Pisa Corso di Ingegneria per il Design Industriale | Ciclo di lavorazione elemento: albero grande | BRAY GEMMA LUCCHI ELISA | Greggio di partenza: - barra cilindrica, - d= 40 mm, - l= 195 mm, - Acciaio C40 | Foglio 5 di 5 |
|---|--|----------------------------|---|---------------|

| Designazione superfici | Fase | Sottofase | Superfici di riferimento | Operazione | Tipi di macchina | Attrezzatura | Superfici di bloccaggio |
|------------------------|------|-----------|--------------------------|------------------------|------------------|---|-------------------------|
| | 120 | a | Tutte le superfici | Controllo dimensionale | | Prismi a V Calibro ventesimale Calibro per filettatura M12 Rugosimetro | |

5.7 Fogli di fase

Nei fogli di fase allegati in appendice, sono elencati i calcoli valutati per tipologia di lavorazione, in base alla macchina e agli utensili scelti.

PARAMETRI STANDARD PER SGROSSATURA

- Rugosità $R = 6.3$
- Angolo di taglio $\beta = 80^\circ$
- Raggio utensile = 0,8 mm
- Profondità di passata $a_p = 2$ mm
- Costante di Cronenberg $n = 4,5$
- Avanzamento per giro = 0,2 mm/giro
- Resistenza a trazione (R_m) = 600 N/mm²
- Velocità di taglio consigliata (V_t) = 90 m/min
- Pressione di taglio specifica (P_s) = $2,4 \times R_m^{0,454} \times \beta^{0,666} = 810,8 \text{ N/mm}^2$

PARAMETRI STANDARD IN FINITURA

- Rugosità $R = 1,6$
- Raggio utensile = 0,4 mm
- Profondità di passata $a_p = 0,5$ mm (per smussi $a_p = 1$ mm)
- Angolo di taglio $\beta = 80^\circ$
- Costante di Cronenberg $n = 4,5$
- Avanzamento = 0,07 mm/giro
- Resistenza a trazione (R_m) = 600 N/mm²
- Velocità di taglio consigliata (V_t) = 120 m/min
- Pressione di taglio specifica (P_s) = $2,4 \times R_m^{0,454} \times \beta^{0,666} = 810,8 \text{ N/mm}^2$

PARAMETRI STANDARD IN TRONCATURA

- Rugosità $R = 1,6$
- Raggio utensile = 0,2 mm
- Profondità di passata $a_p = 1,1$ mm
- Angolo di taglio $\beta = 90^\circ$
- Costante di Cronenberg $n = 4,5$
- Avanzamento = 0,05 mm/giro
- Resistenza a trazione (R_m) = 600 N/mm²
- Velocità di taglio consigliata (V_t) = 70 m/min
- Pressione di taglio specifica (P_s) = $2,4 \times R_m^{0,454} \times \beta^{0,666} = 877 \text{ N/mm}^2$

PARAMETRI STANDARD IN FORATURA

- Diametro foro = 10,2 mm
- Costante di Cronenberg $n = 4,5$
- Avanzamento = 0,12 mm/giro
- Resistenza a trazione (R_m) = 600 N/mm²
- Velocità di taglio consigliata (V_t) = 35 m/min
- Coefficiente di taglio per acciaio C40 (K_c) = 2000 N/mm²

→ Nei calcoli effettuati, come diametro medio considero sempre il diametro maggiore.

→ I valori del numero di giri effettivo è preso dalle tabelle proprie delle macchine.

| | |
|--|--|
| Sovrametallo radiale da asportare (h) | $h = \frac{Di - Df}{2}$ |
| Numero di passate (np) | $np = \frac{h}{ap}$ |
| Sezione del truciolo (S) | $S = a \times ap$ |
| Sezione del truciolo in foratura (S_f) | $S_f = \frac{a \times D}{4}$ |
| Pressione di taglio (Pt) | $Pt = Ps \times S^{-\frac{1}{n}}$ |
| Forza di taglio (Ft) | $Ft = Pt \times S$ |
| Forza di taglio in foratura (Ft_f) | $Ft_f = Kc \times S$ |
| Numero di giri del mandrino (n giri) | $n_{giri} = \frac{1000 \times Vt}{\pi \times D}$ |
| Velocità di taglio effettiva (Vte) (con numero dei giri effettivi) | $Vte = \frac{n \times D \times \pi}{1000}$ |
| Potenza di taglio (Wt) (con numero dei giri effettivi) | $Wt = \frac{Ft \times Vt}{60.000}$ |
| Avanzamento (F) | $F = n \times a$ |

PARAMETRI STANDARD IN FRESATURA

- Larghezza di passa(a_e) = 50 % del diametro della fresa
- Profondità di passata (a_p) = 0,5 mm
- Avanzamento per dente(f_z)= 0,03 mm
- Avanzamento per giro (f) = 0,15 mm/giro
- Velocità di taglio consigliata (V_t) = 65 m/min

- Coefficiente di taglio per acciaio C40 (Kc) = 2000 N/mm²

| | |
|---|---|
| Numero di giri del mandrino (n giri) | $n \text{ giri} = \frac{1000 \times V_t}{\pi \times D}$ |
| Velocità di taglio effettiva (Vte) (con numero dei giri effettivi) | $V_{te} = \frac{n \times D \times \pi}{1000}$ |
| Velocità di avanzamento (Va) | $V_a = f_z \times z \times n$ |
| Sezione del truciolo (S) | $S = a \times a_p$ |
| Forza di taglio (Ft) | $F_t = S \times K_c$ |
| Potenza di taglio (Wt) (con numero dei giri effettivi) | $W_t = \frac{F_t \times V_t}{60.000}$ |

| Materiale da lavorare | Sgrossatura | | | Finitura | | | Sgrossatura e finitura | | | | Troncatura | | Filettatura | | | | | Foratura |
|--|-------------|-----|-----|----------|-----|-----|------------------------|-----|-----|-----|------------|-----|-------------|----|----|----|----|----------|
| | R | RR | W | R | RR | W | R | | W | R | W | R | R | R | R | R | RR | |
| R = acciaio rapido RR = acciaio superrapido W = placchetta di metallo duro (widia) | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| | R | RR | W | R | RR | W | R | | W | R | W | R | R | R | R | R | RR | |
| Acciaio extra dolce | 60 | 90 | 100 | 80 | 120 | 150 | 40 | 70 | 70 | 100 | 45 | 95 | 50 | 15 | 15 | 20 | 7 | 35 |
| Acciai duri | 35 | 50 | 95 | 45 | 70 | 120 | 25 | 40 | 50 | 95 | 50 | 70 | 30 | 9 | 8 | 18 | 6 | 31 |
| Acciai extra duri | 30 | 40 | 65 | 40 | 50 | 80 | 20 | 30 | 40 | 65 | 18 | 55 | 25 | 8 | 6 | 10 | 5 | 23 |
| Acciai bonificati | 20 | 25 | 60 | 30 | 35 | 70 | 15 | 18 | 35 | 60 | 15 | 50 | 20 | 7 | 5 | 8 | 4 | 20 |
| Ghisa dolce | 40 | 60 | 90 | 50 | 70 | 100 | 30 | 40 | 65 | 90 | 25 | 80 | 30 | 14 | 7 | 10 | 6 | 22 |
| Ghisa dura | 20 | 40 | 60 | 30 | 55 | 70 | 15 | 20 | 40 | 60 | 18 | 55 | 18 | 8 | 6 | 8 | 4 | 20 |
| Rame - Bronzo | 45 | 65 | 165 | 60 | 90 | 260 | 35 | 45 | 80 | 160 | 30 | 100 | 40 | 14 | 11 | 18 | 9 | 50 |
| Ottone | 100 | 200 | 220 | 200 | 300 | 350 | 75 | 100 | 100 | 220 | 55 | 200 | 80 | 20 | 15 | 20 | 10 | 85 |
| Alluminio | 200 | 300 | 400 | 300 | 500 | 600 | 150 | 200 | 300 | 400 | 150 | 300 | 150 | 30 | 24 | 30 | 15 | 175 |

Figura 17 - Tabella Velocità di taglio


| Tabella 4 • Velocità di avanzamento V_a (mm/giro) consigliate per tipi di lavorazioni al tornio | | | | | | |
|---|-------------------|------------------|-------------------|------------------|-------------------|------------------|
| Materiale da lavorare | Tornitura esterna | | Tornitura interna | | Utensile di forma | Troncatura |
| | Sgrossatura | Finitura | Sgrossatura | Finitura | | |
| Acciaio $R_m < 600 \text{ N/mm}^2$ | $0,1 \div 0,4$ | $0,05 \div 0,2$ | $0,05 \div 0,3$ | $0,05 \div 0,2$ | $0,02 \div 0,05$ | $0,05 \div 0,1$ |
| Acciaio $R_m = 600 \div 1000 \text{ N/mm}^2$ | $0,1 \div 0,4$ | $0,05 \div 0,15$ | $0,05 \div 0,3$ | $0,05 \div 0,1$ | $0,02 \div 0,05$ | $0,05 \div 0,1$ |
| Acciaio $R_m = 1000 \div 1200 \text{ N/mm}^2$ | $0,1 \div 0,4$ | $0,05 \div 0,15$ | $0,05 \div 0,3$ | $0,05 \div 0,1$ | $0,02 \div 0,05$ | $0,05$ |
| Ghisa HB ≤ 180 | $0,1 \div 0,8$ | $0,05 \div 0,2$ | $0,05 \div 0,6$ | $0,05 \div 0,2$ | $0,02 \div 0,05$ | $0,05 \div 0,1$ |
| Ghisa HB > 180 | $0,1 \div 0,6$ | $0,05 \div 0,25$ | $0,05 \div 0,5$ | $0,05 \div 0,2$ | $0,02 \div 0,05$ | $0,02 \div 0,05$ |
| Ottone - Bronzo | $0,1 \div 0,8$ | $0,05 \div 0,25$ | $0,05 \div 0,6$ | $0,05 \div 0,2$ | $0,02 \div 0,1$ | $0,05 \div 0,2$ |
| Rame | $0,1 \div 0,6$ | $0,05 \div 0,25$ | $0,05 \div 0,5$ | $0,05 \div 0,25$ | $0,02 \div 0,05$ | $0,05 \div 0,1$ |
| Alluminio | $0,1 \div 0,8$ | $0,05 \div 0,25$ | $0,05 \div 0,4$ | $0,05 \div 0,2$ | $0,02 \div 0,2$ | $0,05 \div 0,3$ |

Figura 18 - Tabella Velocità di avanzamento

5.8 Criteri di definizione del ciclo di lavorazione

Per la stesura del ciclo di lavorazione definitivo, descritto nel foglio di ciclo riportato nel paragrafo 5.7, è stata adottata un'**impostazione** orientata alla **riduzione dei costi**, all'**ottimizzazione dei tempi** e al **rispetto delle tolleranze dimensionali e rugosità** richieste. La scelta delle operazioni è stata quindi strutturata seguendo criteri di economicità, stabilità del pezzo in lavorazione, efficienza operativa e precisione finale.

In primo luogo, la sequenza prevede la lavorazione iniziale delle superfici più estese e significative, come riportato nelle fasi 20, 30, 40, 50 e 60. Questa scelta permette di ottenere superfici di riferimento stabili, che garantiscono un corretto posizionamento del pezzo nei passaggi successivi, minimizzando eventuali errori di concentricità e di disallineamento durante il riposizionamento. Inoltre, lavorare inizialmente le superfici più ampie riduce le vibrazioni e aumenta la rigidità complessiva del pezzo nelle fasi seguenti.

Per massimizzare l'efficienza produttiva, le operazioni al tornio parallelo sono state raggruppate e ordinate in modo da ridurre al minimo i cambi di utensile e le operazioni di piazzamento. In questo modo, le lavorazioni che utilizzano lo stesso tipo di utensile e la medesima configurazione della macchina vengono eseguite consecutivamente, evitando inutili fermi macchina e riducendo i tempi morti legati alla sostituzione di utensili o al riposizionamento del pezzo. Questa logica è applicata nelle fasi 20–60, dove si concentrano tutte le lavorazioni grezze di attestatura e sgrossatura al tornio. 

Per garantire il **rispetto delle tolleranze dimensionali e delle rugosità**, si è scelto di procedere inizialmente con lavorazioni di sgrossatura, lasciando intenzionalmente un sovrametallo di circa 1 mm sulle superfici funzionali più importanti, come avviene nelle fasi 50 e 60.

Questo approccio consente di rimuovere la maggior parte del materiale in condizioni meno vincolanti e con maggiore rapidità, rinviando la rifinitura alle fasi successive.

Le operazioni di finitura (fasi 70 e 80) hanno quindi lo scopo di eliminare i sovrametalli residui e di portare le superfici lavorate alle dimensioni finali con elevata precisione, assicurando la conformità del pezzo alle specifiche richieste.

Al termine del ciclo, è prevista un'operazione di controllo dimensionale (fase 120) per verificare l'effettivo rispetto delle tolleranze e validare la qualità del pezzo realizzato.

Infine, per una maggiore **razionalizzazione tecnologica**, si è data precedenza alle operazioni più semplici e rapide, rinviando le lavorazioni più complesse e delicate alle fasi finali del ciclo. In particolare, la realizzazione della gola e degli smussi (fasi 80 e 90) e la filettatura del foro sull'estremità dell'albero (fase 100) sono state collocate nella parte conclusiva del ciclo.

Questo criterio consente di ridurre al minimo i rischi di errore nelle fasi iniziali, garantendo che il pezzo arrivi alle operazioni finali già ben definito geometricamente e pronto per le lavorazioni più precise.

Tale approccio riduce le rilavorazioni e migliora l'efficienza complessiva del ciclo.

5.9 Scelta degli utensili in tornitura

1. Attestatura e sgrossatura

Le operazioni di attestatura e sgrossatura verranno eseguite con l'inserto **CNMG 12 04 08-PM 4325** della **Sandvik Coromant**, appartenente alla famiglia T-Max®P.

Questo inserto, realizzato in carburo cementato rivestito (CVD), è progettato per la lavorazione di acciai da costruzione come il C40, garantendo un'elevata resistenza all'usura e ottime prestazioni in condizioni di sgrossatura con elevate profondità di passata.

La sua geometria e il raggio lo rendono particolarmente adatto alla sgrossatura di superfici cilindriche e alla sfacciatura, offrendo stabilità e un efficace controllo del truciolo anche su pezzi greggi di medie dimensioni, come quelli previsti nel nostro progetto.



Figura 19 - Inserto CNMG 12 04 08-PM 4325

| Parametro | Valore Nominale | Intervallo Operativo | Unità di Misura |
|----------------------------|-----------------|----------------------|-----------------|
| Profondità di passata (ap) | 3 | 0.5 – 5.5 | mm |
| Avanzamento per giro (fn) | 0.3 | 0.15 – 0.5 | mm/giro |
| Spessore truciolo (hex) | 0.3 | 0.15 – 0.5 | mm/giro |
| Velocità di taglio (vc) | 310 | 255 – 365 | m/min |

Tabella 9 - Parametri dell'inserto

Codice forma inserto → Rhombic 80° (SC)

Raggio di punta (RE) → 0,7938

L'inserto lavora in abbinamento a un utensile portainserito tipo **PCLNR 2525M12**, compatibile con il tornio Labor 180S.

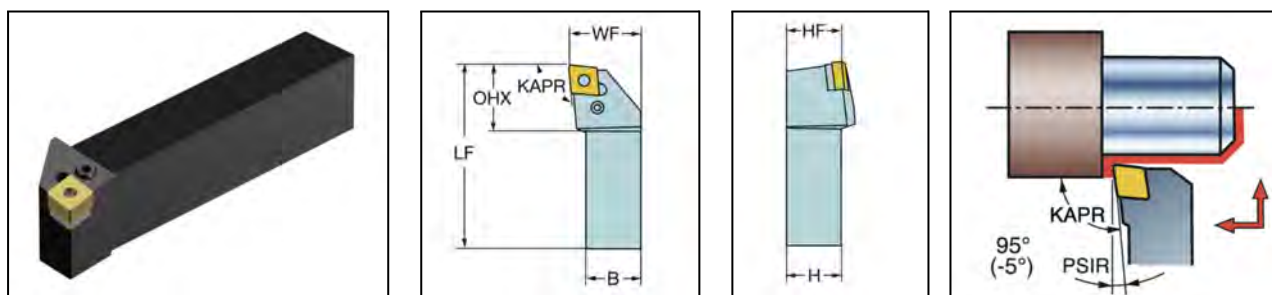


Figura 20 - portainserito PCLNR 2525M12

| Parametro | Simbolo | Valore | Unità di Misura |
|--|---------|--------|-----------------|
| Angolo del tagliente principale | KAPR | 95° | Gradi (°) |
| Angolo di attacco dell'utensile | PSIR | -5° | Gradi (°) |
| Angolo di spoglia superiore ortogonale | GAMO | -6° | Gradi (°) |
| Angolo di inclinazione dell'utensile | LAMS | -6° | Gradi (°) |
| Sporgenza massima dell'utensile | OHX | 27,2 | mm |

Tabella 10 - Parametri del portautensile

2. Finitura

Le operazioni di finitura superficiale verranno eseguite con l'inserto **DNMG 11 04 04-PF TN6020** della WIDIA, realizzato in carburo cementato rivestito TiAlN, specifico per le lavorazioni di acciai da costruzione come il C40.

Questo inserto, appartenente alla classe P15–P25, è ottimizzato per operazioni di finitura leggera, garantendo una rugosità superficiale fine, elevata stabilità del taglio e resistenza all'usura anche in condizioni di lavoro prolungate. Il raggio di punta ridotto consente un'eccellente qualità della superficie lavorata, particolarmente indicata quando si richiede un'elevata precisione dimensionale.

La geometria dell'inserto e l'affilatura lo rendono ideale per ridurre il diametro del pezzo e creare gli smussi richiesti, mantenendo bassa la pressione di taglio e

minimizzando le vibrazioni sul tornio Labor 180S, anche durante lavorazioni su pezzi di piccole/medie dimensioni.

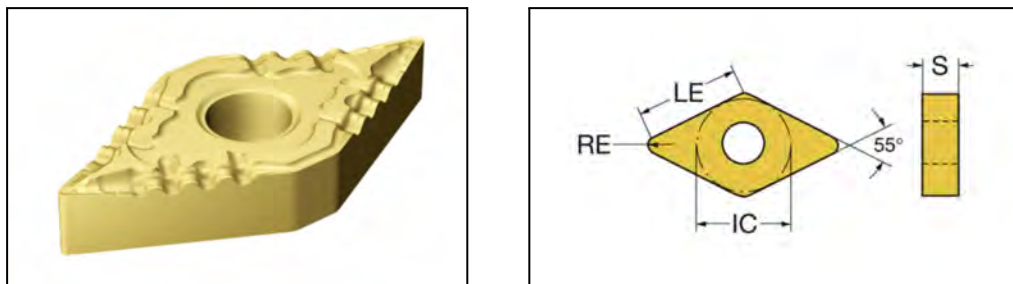


Figura 21 - inserto DNMG 11 04 04-PF TN6020

| Parametro | Simbolo | Valore | Unità di Misura |
|--|---------|---------|-----------------|
| Lunghezza effettiva del tagliente | LE | 11,2279 | mm |
| Raggio di punta | RE | 0,3969 | mm |
| Spessore dell'inserto | S | 4,7625 | mm |
| Angolo di spoglia inferiore principale | AN | 0° | Gradi (°) |

Tabella 11 - Parametri dell'inserto

Come portautensile, si utilizza il **PDJNL 2525 M11**, compatibile con tornio Labor 180s e con l'inserto scelto.

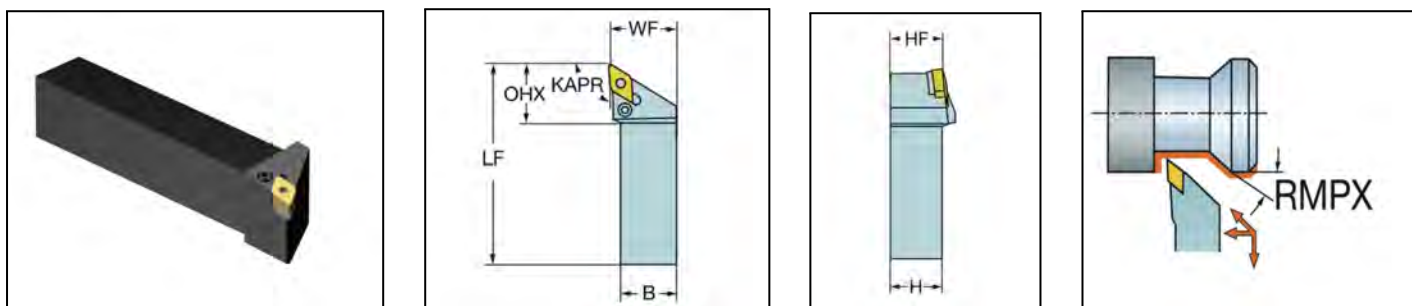


Figura 22 - Portautensile PDJNL 2525 M11

3. Troncatura

Per l'esecuzione della gola UNI 7435, si utilizza un sistema modulare **Sandvik Coromant CoroCut® 1-2**, composto da **portautensile GF123C16-1212-0002** e **inserto**, realizzato in carburo cementato rivestito (WIDIA).

Questa combinazione è ideale per la realizzazione di gole strette ad alta precisione su materiali come C40, ed è compatibile con torni compatti come il Labor 180S. Il sistema garantisce ottima stabilità, evacuazione del truciolo e lunga durata dell'utensile.

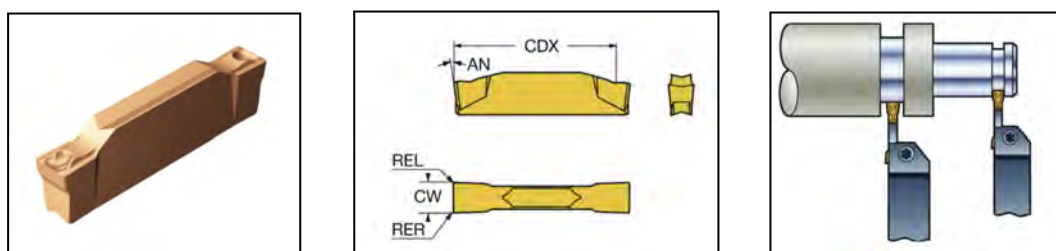


Figura 23 - Inserto GF123C16-1212-0002

| Parametro | Valore |
|----------------------------------|----------------------------------|
| Avanzamento per giro (fn) | 0,04 mm/giro (range 0,04 – 0,14) |
| Velocità di taglio (Vc) | 70 m/min (range 70 – 195) |
| Geometria inserto (CBMD) | GF |
| Raggio punta sinistra (REL) | 0,2 mm |
| Raggio punta destra (RER) | 0,2 mm |
| Larghezza di taglio (CW) | 2,67 mm |
| Angolo di spoglia inferiore (AN) | 7° |

Tabella 12 - Parametri dell'inserto

Per completare il sistema modulare, si utilizza come portautensile, **QS-LF123F17-1616BHP**.

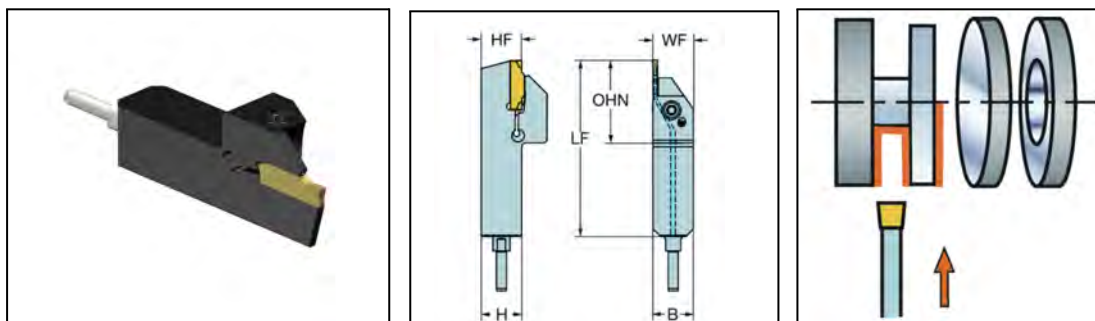


Figura 24 - Portautensile QS-LF123F17-1616BHP

| Parametro | Valore |
|---|----------|
| Angolo laterale del corpo lato pezzo (BAWS) | 0° |
| Sporgenza massima (OHX) | 26 mm |
| Profondità di taglio massima (CDX) | 17 mm |
| Altezza funzionale (HF) | 16 mm |
| Larghezza funzionale (WF) | 16,15 mm |

Tabella 13 - Parametri del portautensile

4. Foratura

Per la realizzazione di un foro cieco da Ø10,2 mm con profondità 30 mm su un albero in acciaio C40, si utilizza la punta **860.1-1020-040 A 1-MM M2BM**. Questa punta integrale in metallo duro rivestito è progettata specificamente per lavorazioni su acciai da costruzione, garantendo un'elevata precisione dimensionale, una buona qualità della superficie e un'efficace evacuazione del truciolo, anche in fori ciechi.

La geometria è ideale per operazioni di foratura profonda su materiali tenaci come il C40, mentre il rivestimento resistente all'usura assicura una lunga durata dell'utensile. Rappresenta una scelta ottimale per lavorazioni ad alta produttività e sicurezza.

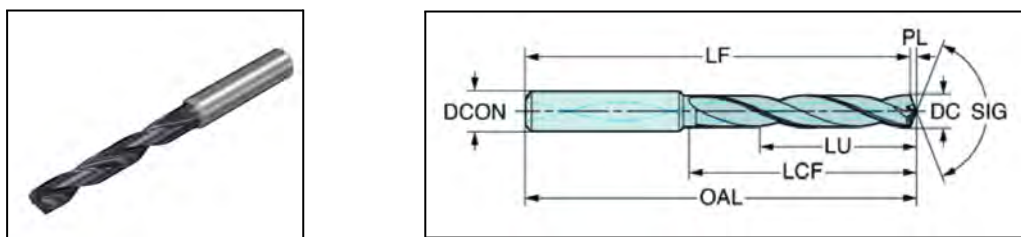


Figura 25 - Punta 860.1-1020-040 A 1-MM M2BM

| Parametro | Valore |
|---|------------|
| Diametro di taglio (DC) | 10,2 mm |
| Lunghezza funzionale (LF) | 100,144 mm |
| Numero di taglienti effettivi sulla faccia (ZEFF) | 2 |
| Velocità rotazionale massima (RPMX) | 3433 1/min |

Tabella 15 - Parametri dell'inserto

Come portautensile, si utilizza un mandrino portapunta con attacco cilindrico a calettamento, **CoroChuck® 930**.

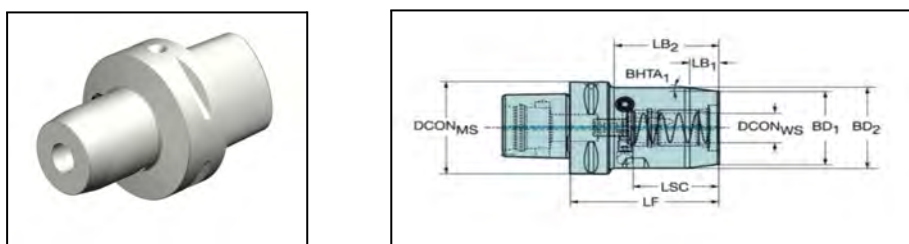


Figura 26 - Portautensile CoroChuck 930

Filettatura a mano

Per l'esecuzione di una filettatura interna metrica M12x1.75 mm, profonda 25 mm su un albero in **acciaio C40**, è stata scelta un'esecuzione non al tornio, ma manuale, a causa delle dimensioni ristrette del foro da filettare.

E' selezionato un **maschio a mano T400-NM101AA-M12 N1P**, ideale per fori ciechi.

Questo utensile è adatto per lavorazioni manuali ad alta precisione e garantisce una buona evacuazione del truciolo verso l'alto, evitando accumuli nella parte cieca del foro.

La sua composizione in acciaio super rapido con cobalto, combinata al rivestimento TiN, offre resistenza all'usura, ridotto attrito e lunga durata dell'utensile, rendendolo perfetto per materiali tenaci come il C40.

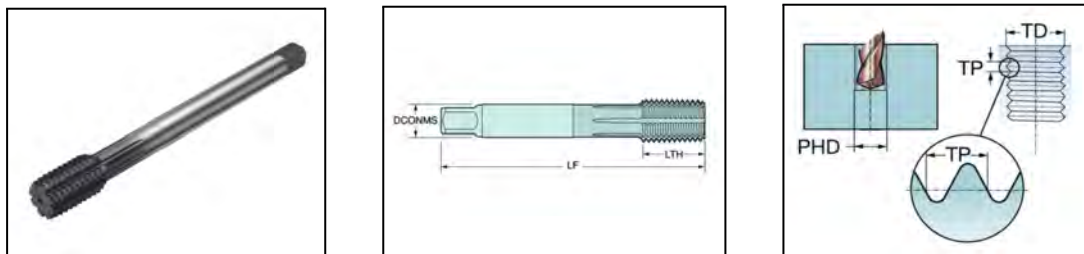


Figura 27 - Maschio a mano T400-NM101AA-M12 N1P

| Parametro | Valore |
|---------------------------------------|---------|
| Misura del diametro del filetto (TDZ) | M12 |
| Passo della filettatura (TP) | 1,75 mm |
| Diametro del filetto (TD) | 12 mm |

Tabella 16 - Parametri dell'utensile

5.10 Scelta degli utensili in fresatura

Per l'esecuzione delle due sedi per linguette con raggio terminale di 5mm, si utilizzano due frese di diverse dimensioni.

Per la cava maggiore, si utilizza una fresa a candela in metallo duro integrale (VHM) **Sandvik 2F345-1000-100-TD 1745**, con diametro 10 mm e rivestimento TiAlN, ideale per lavorazioni su acciai da costruzione come il C40.

Questa fresa garantisce un'elevata precisione nella fresatura di cave diritte, buona evacuazione del truciolo e un'eccellente durata dell'utensile, anche durante lavorazioni su fresatrici verticali come la Guardoni. La scelta del diametro permette di ottenere correttamente il raggio desiderato alle estremità delle chiavette, rispettando i requisiti geometrici e qualitativi del progetto.

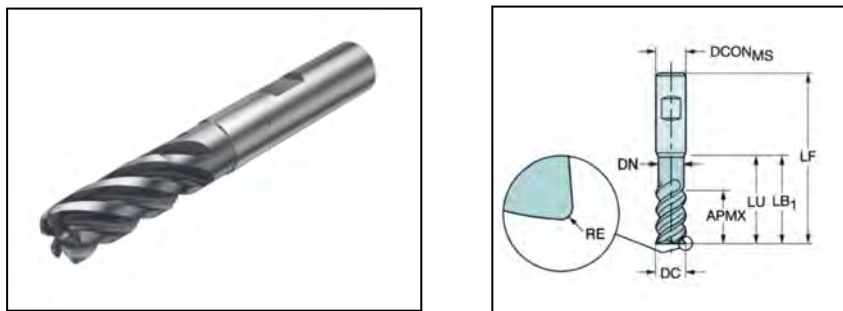


Figura 28 - Fresa a candela 2F345-1000-100-TD 1745

| Parametro | Valore |
|---|--------|
| Diametro di taglio (DC) | 10 mm |
| Angolo del tagliente dell'utensile (KAPR) | 90° |
| Profondità di taglio massima (APMX) | 22 mm |
| Numero di taglienti effettivi periferici (ZEFP) | 5 |
| Lunghezza funzionale (LF) | 72 mm |

Tabella 17 - Parametri dell'utensile

Il portautensili **Sandvik CoroChuck® 930-I40-P-10-098** è stato scelto per garantire un'elevata precisione e stabilità durante l'impiego della **fresa a candela da Ø10 mm**.

Risulta perfettamente compatibile con la fresatrice verticale Gualdoni, assicurando un'interfaccia rigida e affidabile tra la macchina e l'utensile.

Il corpo compatto riduce al minimo le vibrazioni, migliorando la qualità della superficie lavorata e la durata dell'utensile. La scelta di questo portautensili assicura un'eccellente concentricità e performance costante, anche in lavorazioni ad alta precisione.

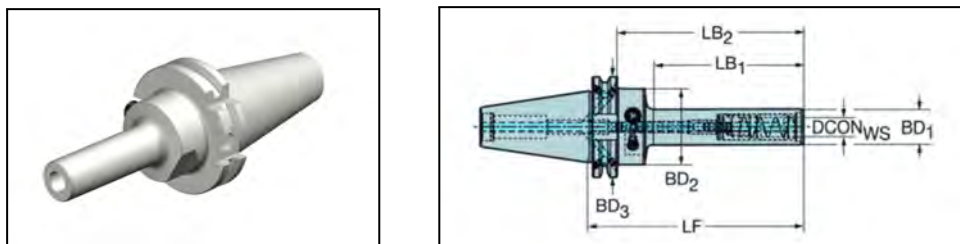


Figura 29 - Portautensile 930-I40-P-10-098

La fresa **CoroMill Plura 2F365-0600-050-TD 1745** è stata scelta invece per la realizzazione della cava per linguetta da 18 mm su un albero in acciaio C40, grazie alle sue caratteristiche di precisione, affidabilità e compatibilità con fresatrici verticali come la Gualdoni.

Il diametro di 6 mm e i taglienti in metallo duro integrale rivestiti in AlTiN la rendono ideale per operazioni su materiali tenaci, assicurando un'eccellente evacuazione del truciolo e una lunga durata utensile anche con profondità di taglio ridotte.

La geometria dell'utensile consente lavorazioni stabili e precise in cava, rispettando il profilo richiesto con finitura pulita.

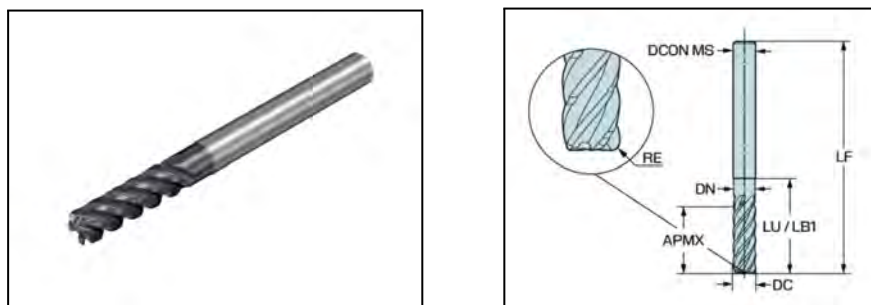


Figura 30 - Fresa a candela 2F365-0600-050-TD 1745

| Parametro | Valore |
|---|--------|
| Diametro di taglio (DC) | 6 mm |
| Angolo del tagliente dell'utensile (KAPR) | 90° |
| Profondità di taglio massima (APMX) | 19 mm |
| N° taglienti effettivi periferici (ZEFP) | 5 |
| Lunghezza funzionale (LF) | 66 mm |

Tabella 18 - Parametri dell'utensile

Per l'utilizzo di questa fresa, è stato scelto il portautensile **Sandvik CoroChuck® 930**, in versione compatibile con codolo cilindrico da 6 mm, come il modello **930-C6-ER11-060A**.

Questo portautensile garantisce elevata precisione di concentricità e ottima stabilità anche in lavorazioni di fresatura impegnative, come la realizzazione di cave per linguette su acciaio C40. Assicura un serraggio sicuro e antivibrante, rendendolo perfettamente adatto all'uso su fresatrici verticali come la Gualdoni.

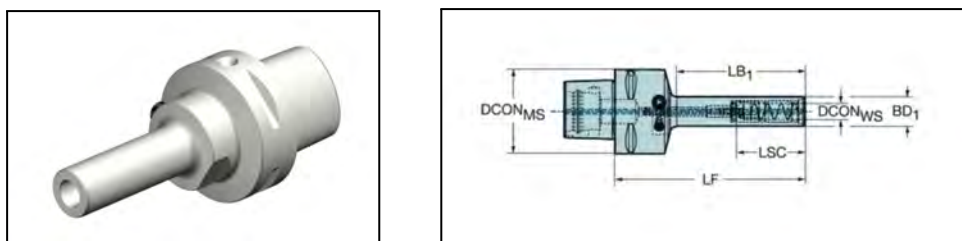


Figura 31 - Portautensile 930-C6-ER11-060A

5.11 Controllo dimensionale

Come indicato nel foglio di ciclo (fase 120), l'ultima operazione prevista nel processo di lavorazione dell'albero maggiore del nostro riduttore consiste in un controllo dimensionale, geometrico e superficiale. Questa fase è **fondamentale per verificare la conformità del pezzo alle specifiche tecniche** riportate nel disegno costruttivo, garantendo che il componente sia idoneo all'impiego previsto nel sistema meccanico.



Per eseguire tale controllo, vengono impiegati i seguenti strumenti:

1. **Prismi a V:**

Anche se non sono strumenti di misura diretti, i prismi a V rappresentano un supporto fondamentale per il corretto posizionamento dell'albero durante le operazioni di misura.

Essi garantiscono stabilità e centratura, riducendo il rischio di errori dovuti a disallineamenti o vibrazioni, e consentendo una rilevazione precisa dei diametri e delle lunghezze lungo l'asse del pezzo.

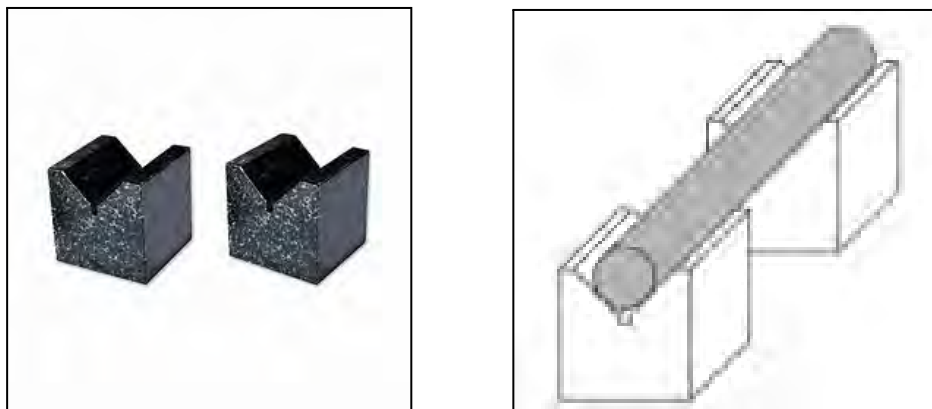


Figura 32- Prismi a V

2. **Calibro ventesimale:**

Viene utilizzato per effettuare il controllo diretto di diametri esterni dei cilindri, lunghezze e spessori delle porzioni lavorate, profondità del foro filettato, dimensioni tollerate della sede linguetta e della cava di chiavetta.

È stato scelto un calibro con lettura ventesimale (0,05 mm) in quanto adeguato per le tolleranze generali richieste dal nostro componente.

Non sono infatti presenti tolleranze geometriche particolarmente strette che richiedano strumenti più raffinati come micrometri o comparatori.

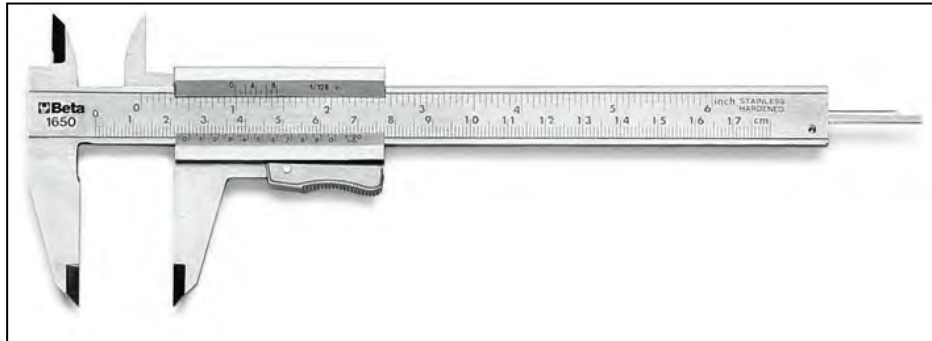


Figura 33 - Calibro ventesimale

3. **Tampone filettato:**

Per verificare la correttezza della filettatura interna M12, viene impiegato un tampone filettato passa/non passa, con tolleranza standard ISO 6H.

Questo strumento consente di verificare rapidamente se il filetto rientra nei limiti dimensionali previsti, evitando problematiche di accoppiamento.



Figura 34 - Tampone filettato M12 6H

4. **Rugosimetro:**

Utilizzato per la misurazione della rugosità superficiale delle aree soggette a contatto con altri organi meccanici (es. sedi cuscinetti, zone di accoppiamento), che nel nostro caso devono garantire bassissimi attriti e precisione nei montaggi. Il rugosimetro consente di rilevare con accuratezza il valore di Ra e verificarne la conformità con le specifiche indicate nel disegno tecnico.



Figura 35 - Rugosímetro

5.12 Stima dei tempi di lavorazione

Il tempo totale necessario per la realizzazione dell'albero mediante lavorazioni per asportazione di truciolo è la somma dei tempi attivi e dei tempi passivi.

1. Tempi attivi:

Per il calcolo dei tempi attivi si utilizza la seguente formula: $t = \frac{Corsa + Extracorsa}{a \cdot n}$

TORNITURA

Nel contesto delle lavorazioni per asportazione di truciolo, con il termine "corsa" si intende la lunghezza effettiva della superficie da lavorare, ovvero la porzione del pezzo su cui l'utensile deve agire.

Con "extracorsa", invece, si fa riferimento al tratto aggiuntivo percorso dall'utensile prima di iniziare la lavorazione vera e propria e dopo averla terminata, necessario per consentire un avvicinamento e un distacco sicuri e corretti.

Ai fini dei calcoli, si assume un valore convenzionale di extracorsa pari a 3 mm.

- **Fase 10:**

Durante questa fase si ha il taglio della barra grezza con seghetto alternativo semi-automatico.

Per eseguirlo si stima:

$$T_{10} = 2 \text{ min}$$

- **Fase 20:**

| Sottofase a | Superficie 1 |
|--------------------------------------|--------------|
| Avanzamento | 0.2 mm/giro |
| Numero di giri | 650 |
| Extracorsa | 3 mm |
| Corsa | 40 mm |
| Numero di passate | 1 |
| Tempo necessario per singola passata | 0,33 min |
| Tempo necessario per passate totali | 0,33 min |

Questa fase prevede una sottofase “b” nella quale avviene l’esecuzione del foro a centrare che servirà come riferimento per il riposizionamento del greggio sul tornio.

Per questa sottofase ipotizzo un tempo necessario di 0,05 min.

Dunque:

$$T_{20} = (0,33 + 0,05) \text{ min} = 0,38 \text{ min}$$

- **Fase 30:**

| Sottofase a | Superficie 5 |
|--------------------------------------|--------------|
| Avanzamento | 0.2 mm/giro |
| Numero di giri | 650 |
| Extracorsa | 3 mm |
| Corsa | 40 mm |
| Numero di passate | 1 |
| Tempo necessario per singola passata | 0,33 min |
| Tempo necessario per passate totali | 0,33 min |

Come per la fase precedente, suppongo un tempo necessario di 0,05 min per l’esecuzione del foro a centrare.

Dunque:

$$T_{30} = (0,33 + 0,05) \text{ min} = 0,38 \text{ min}$$

- **Fase 40:**

| Sottofase a | Superficie 13 |
|----------------|---------------|
| Avanzamento | 0.2 mm/giro |
| Numero di giri | 650 |
| Extracorsa | 3 mm |
| Corsa | 9 mm |

| | |
|--------------------------------------|----------|
| Numero di passate | 3 |
| Tempo necessario per singola passata | 0,09 min |
| Tempo necessario per passate totali | 0,27 min |

Dunque:

$$T_{40} = 0,27 \text{ min}$$

- **Fase 50:**

| Sottofase a | Superficie 11+12 | Superficie 12 |
|--------------------------------------|------------------|---------------|
| Avanzamento | 0.2 mm/giro | 0.2 mm/giro |
| Numero di giri | 940 | 940 |
| Extracorsa | 3 mm | 3 mm |
| Corsa | 58 mm | 27 mm |
| Numero di passate | 2 | 2 |
| Tempo necessario per singola passata | 0,32 min | 0,16 min |
| Tempo necessario per passate totali | 0,65 min | 0,32 min |

Dunque:

$$T_{50} = (0,65 + 0,32) \text{ min} = 0,97 \text{ min}$$

- **Fase 60:**

| Sottofase a | Superficie 14+15+16 |
|-------------------|---------------------|
| Avanzamento | 0.2 mm/giro |
| Numero di giri | 940 |
| Extracorsa | 3 mm |
| Corsa | 16 mm |
| Numero di passate | 2 |

| | |
|--------------------------------------|----------|
| Tempo necessario per singola passata | 0,10 min |
| Tempo necessario per passate totali | 0,20 min |

Dunque:

$$T_{60} = 0,20 \text{ min}$$

- **Fase 70:**

| Sottofase a | Superficie 14+15+16 | Superficie 13 |
|--------------------------------------|---------------------|---------------|
| Avanzamento | 0.07 mm/giro | 0.07 mm/giro |
| Numero di giri | 1300 | 940 |
| Extracorsa | 3 mm | 3 mm |
| Corsa | 17 mm | 100 mm |
| Numero di passate | 1 | 1 |
| Tempo necessario per singola passata | 0,22 min | 1,57 min |
| Tempo necessario per passate totali | 0,22 min | 1,57 min |

Dunque:

$$T_{70} = (1,57 + 0,22) \text{ min} = 1,79 \text{ min}$$

- **Fase 80:**

| Sottofase a | Superficie 12 | Superficie 11 |
|-------------------|---------------|---------------|
| Avanzamento | 0.07 mm/giro | 0.07 mm/giro |
| Numero di giri | 1300 | 1750 |
| Extracorsa | 3 mm | 3 mm |
| Corsa | 32 mm | 28 mm |
| Numero di passate | 1 | 1 |

| | | |
|--------------------------------------|----------|----------|
| Tempo necessario per singola passata | 0,38 min | 0,25 min |
| Tempo necessario per passate totali | 0,38 min | 0,25 min |

| Sottofase b | Superficie 6 | Superficie 7 | Superficie 8 |
|--------------------------------------|--------------|--------------|--------------|
| Avanzamento | 0.07 mm/giro | 0.07 mm/giro | 0.07 mm/giro |
| Numero di giri | 1750 | 1300 | 950 |
| Extracorsa | 3 mm | 3 mm | 3 mm |
| Corsa | 1 mm | 1 mm | 1 mm |
| Numero di passate | 1 | 1 | 1 |
| Tempo necessario per singola passata | 0,03 min | 0,04 min | 0,06 min |
| Tempo necessario per passate totali | 0,03 min | 0,04 min | 0,06 min |

Dunque:

$$T_{80} = (0,38 + 0,25 + 0,03 + 0,04 + 0,06) \text{ min} = 0,76 \text{ min}$$

- **Fase 90:**

| Sottofase a | Superficie 9 | Superficie 10 |
|--------------------------------------|--------------|---------------|
| Avanzamento | 0.07 mm/giro | 0.07 mm/giro |
| Numero di giri | 1300 | 950 |
| Extracorsa | 3 mm | 3 mm |
| Corsa | 1 mm | 1 mm |
| Numero di passate | 1 | 1 |
| Tempo necessario per singola passata | 0,04 min | 0,06 min |
| Tempo necessario per passate totali | 0,04 min | 0,06 min |

| Sottofase b | Superficie 15 |
|--------------------------------------|---------------|
| Avanzamento | 0.04 mm/giro |
| Numero di giri | 650 |
| Extracorsa | 3 mm |
| Corsa | 12 mm |
| Numero di passate | 1 |
| Tempo necessario per singola passata | 0,58 min |
| Tempo necessario per passate totali | 0,58 min |

Dunque:

$$T_{90} = (0,04 + 0,06 + 0,58) \text{ min} = 0,68 \text{ min}$$

- **Fase 100:**

| Sottofase a | Superficie 19 |
|--------------------------------------|----------------|
| Avanzamento | 0.0015 mm/giro |
| Numero di giri | 1800 |
| Extracorsa | 3 mm |
| Corsa | 30 mm |
| Numero di passate | 3 |
| Tempo necessario per singola passata | 1,22 min |
| Tempo necessario per passate totali | 3,67 min |

Questa fase comprende anche una sottofase "b" che prevede la maschiatura del foro filettato per una profondità di 25 mm.

Considerate le dimensioni ridotte del foro e la necessità di garantire

un'elevata precisione nella filettatura, si è optato per un'esecuzione manuale tramite filiera, piuttosto che con maschiatrice automatica.

In base all'esperienza pratica e ai dati tecnici di riferimento, si stima un tempo di lavorazione manuale pari a circa 2 minuti

Questo tempo include il posizionamento del pezzo, l'avviamento del taglio, l'avanzamento controllato e la verifica finale della qualità della filettatura.

Dunque:

$$T_{100} = (0,58 + 3,67 + 2) \text{ min} = 6,25 \text{ min}$$

FRESATURA

- **Fase 110:**

| Sottofase a | Superficie 18 |
|--------------------------------------|---------------|
| Avanzamento | 0,15 mm/giro |
| Numero di giri | 1850 |
| Extracorsa | 3 mm |
| Corsa | 55 mm |
| Passate | 8 |
| Tempo necessario per singola passata | 0,21 min |
| Tempo necessario per passate totali | 1,67 min |

| Sottofase b | Superficie 17 |
|----------------------|---------------|
| Avanzamento | 0,15 mm/giro |
| Numero di giri | 1850 |
| Extracorsa | 3 |
| Corsa | 19 mm |
| Passate | 6 |
| Tempo necessario per | 0,08 min |

| | |
|-------------------------------------|----------|
| singola passata | |
| Tempo necessario per passate totali | 0,48 min |

Dunque:

$$T_{110} = (1,67 + 0,48) \text{ min} = 2,15 \text{ min}$$

CONTROLLO DIMENSIONALE

- **Fase 120:**

Per l'intera attività di controllo dimensionale, si stima un tempo medio di 6 minuti, comprendente il posizionamento del pezzo, l'impiego dei vari strumenti, la lettura e l'interpretazione dei valori rilevati e la registrazione degli stessi per la tracciabilità.

Tale tempo è coerente con una produzione in cui il controllo venga eseguito in modo accurato ma efficiente, su un singolo componente.

Dunque:

$$T_{120} = 6 \text{ min}$$

2. Tempi passivi:

I tempi passivi rappresentano tutte le attività che, pur non contribuendo direttamente alla rimozione di materiale, sono indispensabili per l'esecuzione corretta e sicura della lavorazione.

TORNITURA

Per la tornitura dell'albero, i tempi passivi includono l'allestimento del macchinario, il montaggio e smontaggio del pezzo e degli utensili, la regolazione delle impostazioni macchina e i movimenti dell'operatore.

Sulla base dei tempi standard comunemente riportati in manuali tecnici e testi di riferimento, si considerano i seguenti valori:

- Montaggio dell'autocentrante sul mandrino (una sola volta): 3,00 min
- Montaggio/smontaggio del pezzo sull'autocentrante: 2,00 min
- Montaggio/smontaggio utensile e inserto: 1,00 min

- Posizionamento e regolazione dell'utensile: 0,50 min
- Selezione dell'avanzamento e della velocità mandrino: 0,30 min
- Avvio/arresto macchina: 0,05 min
- Movimenti operatore (normali, posizione in piedi, tronco fermo): 1,00 min

Poiché la tornitura comprende 9 fasi distinte, tutti questi tempi si ripetono per ciascuna di esse, eccetto il montaggio iniziale dell'autocentrante, che avviene una sola volta.

Il calcolo complessivo dei tempi passivi è quindi il seguente:

$$T_{Tp} = [3,00 + (4,85 \cdot 9)] \text{ min} = 46,7 \text{ min}$$

FRESATURA

I tempi passivi nella fase di fresatura includono tutte le operazioni ausiliarie necessarie per preparare la macchina e il pezzo alla lavorazione vera e propria. Si tratta di attività fondamentali per garantire la precisione e la sicurezza del processo, pur non incidendo direttamente sulla rimozione di materiale.

Per la nostra lavorazione, che prevede una sola fase di fresatura, i tempi passivi stimati sono i seguenti:

- Allineamento della morsa: 1,50 min
- Avvio/arresto della macchina: 0,05 min
- Montaggio/smontaggio della fresa sul portafresa: 3,00 min
- Montaggio/smontaggio del pezzo nella morsa: 1,00 min
- Montaggio/smontaggio dell'utensile sul portautensile: 2,00 min
- Posizionamento del pezzo: 1,00 min
- Selezione del numero di giri: 0,15 min
- Smontaggio del pezzo dalla morsa: 0,40 min
- Movimenti dell'operatore (posizione in piedi, normali, tronco fermo): 1,00 min

Allora i tempi passivi in fresatura ammontano a:

$$T_{Fp} = 10,1 \text{ min}$$

In sintesi i tempi necessari per eseguire la lavorazione per asportazione di truciolo sono:

$$T_T = (0,38 + 0,38 + 0,27 + 0,97 + 0,20 + 1,79 + 0,76 + 0,68 + 6,25) \text{ min} + 46,7 \text{ min} = 58,38 \text{ min}$$

$$T_F = 2,15 \text{ min} + 10,1 \text{ min} = 12,2 \text{ min}$$

Allora il tempo totale per eseguire un pezzo, ammonta a:

$$T_{tot} = T_{10} + T_{120} + T_T + T_F = (2 + 6 + 58,38 + 12,2) \text{ min} \simeq \mathbf{79 \text{ min}}$$

5.13 Stima dei costi di lavorazione

Per ottimizzare i tempi di produzione e rendere il processo più efficiente, si ipotizza l'impiego di due operatori specializzati, uno assegnato alle operazioni di tornitura e l'altro alle operazioni di fresatura.

Questa scelta consente di eseguire le due lavorazioni in parallelo, riducendo sensibilmente i tempi totali rispetto ad avere un unico operatore impegnato a eseguire entrambe le lavorazioni in sequenza su ciascun pezzo.

Si ipotizza inoltre che ciascun operatore lavori 8 ore al giorno e che il costo orario per l'azienda sia di circa 25 €/h per ciascuno.

Questa configurazione rappresenta un buon compromesso tra efficienza produttiva e sostenibilità economica, soprattutto in vista della produzione di 300 pezzi richiesta dal committente.

Per calcolare i costi totali della lavorazione per asportazione di truciolo, consideriamo:

1. Costo degli utensili:

TAGLIO DEL GREGGIO

Per tagliare la barra di acciaio C40 e ottenere le misure del greggio di partenza viene utilizzato un seghetto alternativo semi-automatico, il cui costo si aggira in media agli 80 / 100 €.

Ipotizziamo però che questo utensile sia già in possesso dell'azienda e che venga utilizzato anche per altre produzioni, quindi decidiamo di non considerare questo parametro all'interno del calcolo dei costi degli utensili.

TORNITURA

| Operazione | Costo singolo inserto | Costo portainserito/utensile |
|---------------------------------------|-----------------------|------------------------------|
| Attestatura/ Sgrossatura | 0,9€ | 90 € |
| Troncatura | 8 € | 130 € |
| Finitura e realizzazione smussi | 0,9 € | 120 € |

| | | |
|----------|------|------|
| Foratura | 10 € | 90 € |
|----------|------|------|

Dunque, il costo totale ammonta a:

$$C_{Tu} \approx 450 \text{ €}$$

FRESATURA

| Operazione | Costo utensile |
|-------------------------|----------------|
| Realizzazione linguette | 120 € |

Dunque, il costo totale ammonta a:

$$C_{Fu} = 120 \text{ €}$$

FILETTATURA

| Operazione | Costo utensile |
|--------------------|----------------|
| Maschiatura a mano | 50 € |

Dunque, il costo totale ammonta a:

$$C_{Fiu} = 50 \text{ €}$$

Per stimare il costo unitario degli utensili impiegati nella lavorazione dell'albero, è importante sottolineare che né gli inserti né gli utensili portainserito (o utensili integrali) vengono sostituiti ad ogni pezzo prodotto.

In particolare, gli inserti hanno una durata media di circa 10/20 pezzi, mentre gli utensili portainserito e gli utensili integrali hanno una durata stimata di circa 400/500 pezzi.

Pertanto, nel nostro caso specifico, con una produzione su commissione di 300 alberi, si può ragionevolmente assumere che gli utensili principali non necessitino di sostituzione durante il ciclo produttivo.

Ai fini del calcolo del costo per pezzo:

- Il costo dei singoli inserti è stato suddiviso per 15 pezzi;
- Il costo degli utensili portainserito o integrali è stato suddiviso per 500 pezzi.

Sommando i costi così ottenuti per le lavorazioni di tornitura, fresatura e filettatura, si ricava un costo utensili complessivo per pezzo pari a:

$$C_{Utot} \approx 3,3 \text{ €/Pz}$$

CONTROLLO DIMENSIONALE

Per effettuare il controllo dimensionale dell'albero lavorato si usano delle attrezzature i cui prezzi, in media, sono:

- Prisma a V (x2) : 60 €
- Calibro ventesimale: 50 €
- Tampone per filettatura M12: 60 €
- Rugosimetro: 300 €

Dunque, il costo totale ammonta a:

$$C_{CDu} = 470 \text{ €}$$

E' necessario sottolineare però che si ipotizza che tutti questi utensili durino almeno 10 anni e ipotizzando che la commissione del cliente mi chieda di produrre i pezzi per 12 mesi con 300 pezzi al mese; vuol dire che ogni anno produrrò 3600 pezzi. Dividendo la cifra ricavata per 10 anni, il costo dei macchinari ammonta a circa 47€ l'anno.

Allora il costo annuale per pezzo ammonta a:

$$C_{CD1} = \frac{47\text{€}}{3600 \text{ Pz}} \simeq 0,01 \text{ €/Pz}$$

Dato il risultato poco significativo, possiamo decidere di non considerare questo parametro all'interno del calcolo dei costi totali.

In sintesi, il costo totale degli utensili per pezzo è pari a:

$$C_1 = 3,3 \text{ €}$$

2. Costo dell'energia elettrica:

Il costo dell'energia elettrica attuale per le industrie è di 32,73 €/kWh.

Per capire quanto costa l'energia elettrica per i macchinari trovo la potenza media assorbita da questi ultimi:

- Potenza media assorbita dal tornio per ogni lavorazione: 1,5 kW
- Potenza media assorbita dalla fresatrice per ogni lavorazione: 1,2 kW

Per calcolare il costo dell'energia uso la formula:

$$C_e = P_{media} \cdot \frac{C_{medio \text{ energia}}}{60} \cdot \text{Tempi attivi}$$

$$C_{e_t} = 1,5 \text{ kW} \cdot \frac{32,73 \text{ €/kWh}}{60} \cdot 11,7 \text{ min} = 9,6 \text{ €}$$

$$C_{e_f} = 1,2 \text{ kW} \cdot \frac{32,73 \text{ €/kWh}}{60} \cdot 5,37 = 3,5 \text{ €}$$

Allora, otteniamo:

$$C_2 = 9,6 \text{ €} + 3,5 \text{ €} \simeq 13 \text{ € (per pezzo)}$$

3. Costo dei macchinari:

Per calcolare quanto incide il costo dei macchinari su ogni pezzo da produrre, ipotizzo di dover realizzare i 300 pezzi richiesti dal committente in un mese.

Il costo medio del tornio è di 18.000 €, mentre quello della fresatrice è di 5.000 €, per un totale di 23.000 €.

Nonostante si tratti di investimenti importanti, è fondamentale sottolineare che questi macchinari hanno una vita utile stimata di circa 30 anni.

Ipotizzo che il cliente ci commissioni la produzione per 12 mesi, con 300 pezzi al mese, ciò significa che ogni anno produrrò 3.600 pezzi.

Dividendo questa cifra per 30 anni, il costo dei macchinari ammonta a circa 767€ l'anno.

Allora il costo annuale per pezzo ammonta a:

$$C_3 = \frac{767 \text{ €}}{3600 \text{ Pz}} \simeq 0,21 \text{ €/Pz}$$

Ciò vale a dire che il costo per 300 pezzi sarà pari a:

$$C_{300Pz} = 300 \text{ Pz} \cdot 0,21 \text{ €/Pz} = 63 \text{ €}$$

4. Costo del greggio:

Considerando che il prezzo al kg dell'acciaio C40 è pari a 1,50 €/Kg, calcolo il costo del greggio per la realizzazione di un singolo pezzo:

$$\begin{aligned} - V &= \pi \cdot \left(\frac{40 \text{ mm}}{2}\right)^2 \cdot 195 \text{ mm} \simeq 245.044,16 \text{ mm}^3 = 245,04 \text{ cm}^3 \\ - \text{Massa} &= 245,04 \text{ cm}^3 \cdot 7,85 \frac{\text{g}}{\text{cm}^3} \simeq 1.922,06 \text{ g} = 1,922 \text{ kg} \end{aligned}$$

Dunque:

$$C_4 = 1,922 \text{ Kg} \cdot 1,50 \text{ €/Kg} = 2,88 \text{ € (Per pezzo)}$$

Ciò significa che per la realizzazione di 300 pezzi il costo del greggio utilizzato ammonta a:

$$C_{300Pz} = 2,88 \text{ €} \cdot 300 = 864 \text{ €}$$

5. Costo della manodopera:

Ipotizzando di avere due operatori, uno addetto al tornio e l'altro alla fresatrice, ciascuno con un costo orario di 25 €, è possibile calcolare il costo della manodopera per la produzione di un singolo pezzo utilizzando i tempi di lavorazione per la tornitura e per la fresatura.

$$C_{mt} = \frac{25 \text{ €/h} \cdot 58,38 \text{ min}}{60} = 24,33 \text{ €}$$

$$C_{mf} = \frac{25 \text{ €/h} \cdot 12,2 \text{ min}}{60} \simeq 5,1 \text{ €}$$

Allora, si ha che il costo totale della manodopera per ogni pezzo è pari a:

$$C_5 = (24,3 + 5,1) \text{ €} \simeq 29 \text{ €/Pz}$$

Infine, il costo totale (per pezzo) della lavorazione per asportazione di truciolo, ammonta a:

$$C_{tot} = C_1 + C_2 + C_3 + C_4 + C_5 = (3,3 + 13 + 0,21 + 2,88 + 29) \text{ €/Pz} \simeq \mathbf{48 \text{ €/Pz}}$$

Ciò significa che per realizzare 300 pezzi, il costo complessivo sarà pari a:

$$C_{300Pz} = 300 \text{ Pz} \cdot 48 \text{ €/Pz} \simeq \mathbf{14400 \text{ €}}$$

6. Lavorazione per deformazione plastica

6.1 Scelta e caratteristiche del pezzo per deformazione plastica

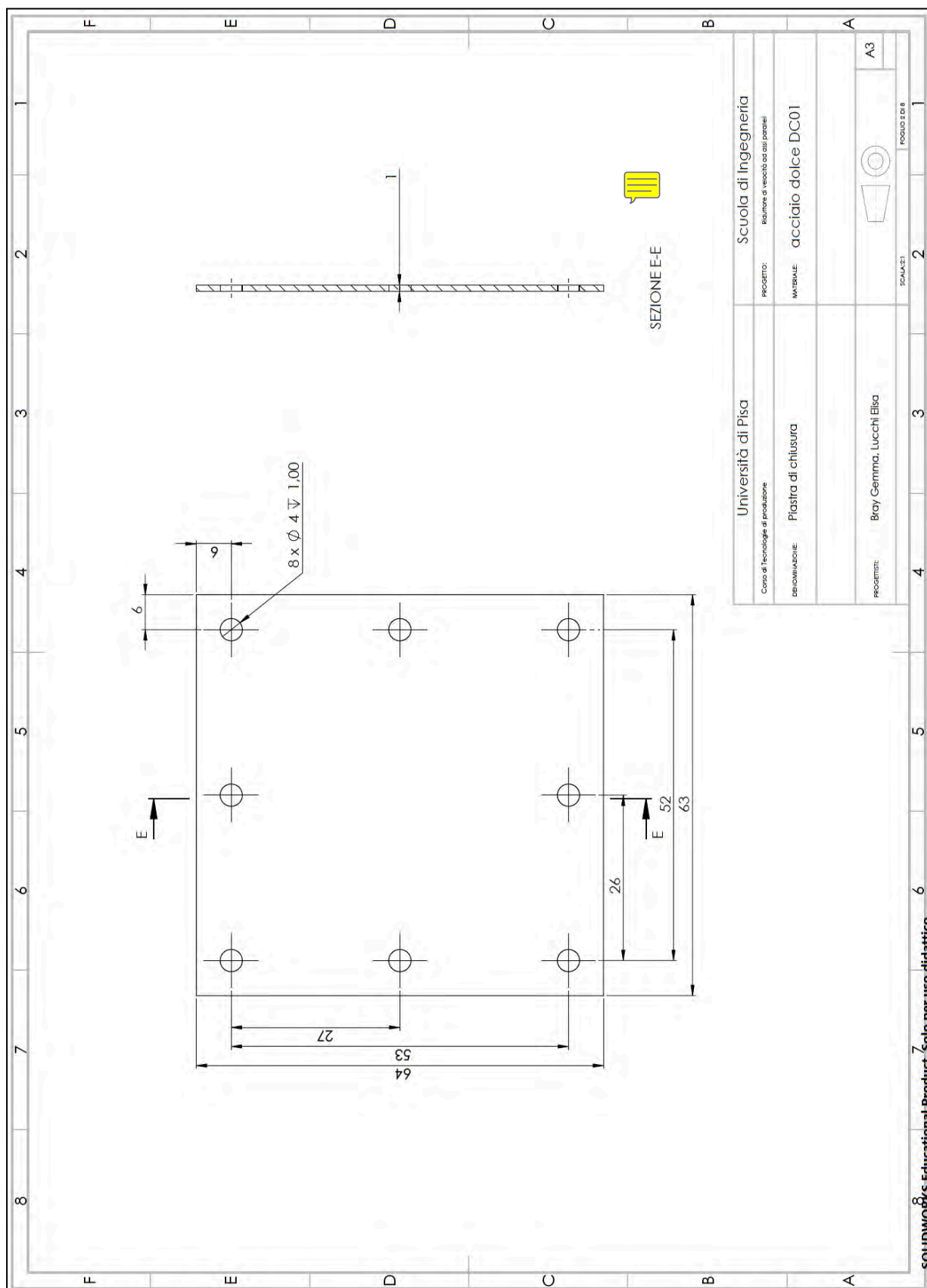
Per lo studio della lavorazione per deformazione plastica è stata analizzata la **piastra di chiusura del carter superiore**, componente che fa parte del riduttore di velocità oggetto del nostro progetto.

Si tratta di un elemento di **forma rettangolare**, **sottile** e dotato di **fori** lungo il perimetro utili per il fissaggio al corpo principale del carter.

La scelta di realizzare questa piastra tramite deformazione plastica si è rivelata vantaggiosa per diversi motivi:

- Geometria semplice e regolare
- Spessore ridotto
- Efficienza economica e produttiva
- Non sono necessarie lavorazioni successive

Dunque, le caratteristiche geometriche e funzionali della piastra si adattano perfettamente alla deformazione plastica, rendendo questa **soluzione ideale** in termini di efficienza, precisione e contenimento dei costi, perfettamente allineata alle esigenze produttive del nostro progetto.



6.2 Scelta del materiale

Per la realizzazione della piastra di chiusura del carter del riduttore, è stato selezionato come materiale l'**acciaio dolce DC01** perché rappresenta la soluzione più equilibrata tra prestazioni meccaniche, precisione dimensionale e sostenibilità economica per una produzione medio-piccola di 300 unità.

Rispetto all'alluminio, l'acciaio dolce offre una **maggiore rigidità e resistenza meccanica**, fondamentali per garantire una buona stabilità della piastra nel tempo, soprattutto in un contesto industriale caratterizzato da vibrazioni e sollecitazioni continue.

Sebbene l'alluminio presenti vantaggi come la leggerezza e una naturale resistenza alla corrosione, risulta meno adatto in termini di durabilità meccanica e stabilità dimensionale, fattori determinanti per l'affidabilità a lungo termine del sistema.



L'acciaio, se opportunamente trattato con verniciatura o zincatura, garantisce anche una buona protezione dalla corrosione, rendendolo la scelta ottimale per combinare **prestazioni tecniche elevate** e **contenimento dei costi**, in linea con le richieste del committente.

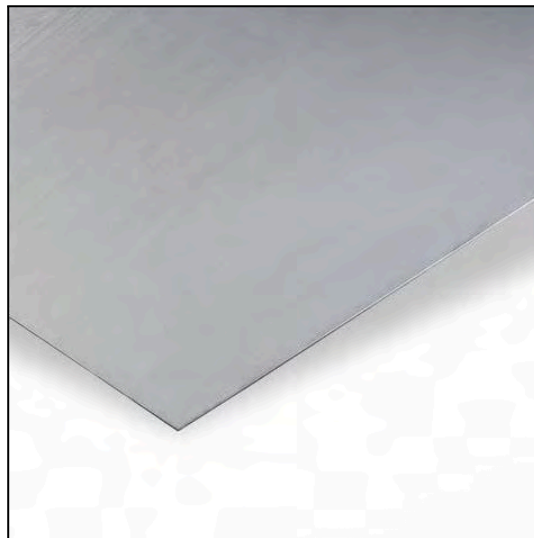


Figura 36 - Lamiera in acciaio dolce DC01

6.3 Scelta della lavorazione

Analizzando i processi di lavorazione per deformazione plastica, per la nostra piastra di chiusura è stato scelto un metodo di lavorazione a freddo, suddiviso in due fasi distinte: **tranciatura** del profilo esterno e successiva **punzonatura** dei fori di fissaggio.

Questa soluzione si è rivelata la più adatta in relazione al numero contenuto di pezzi da produrre, poiché consente di ottenere una buona **precisione dimensionale** e **costi** di attrezzaggio **contenuti**.

In confronto, il metodo della tranciatura progressiva, pur offrendo una maggiore efficienza nei grandi volumi produttivi, risulterebbe economicamente svantaggioso in questo caso, a causa dell'elevato investimento iniziale richiesto per la realizzazione di uno stampo complesso.

La scelta della tranciatura e punzonatura separate rappresenta quindi il miglior compromesso tra **qualità, precisione e sostenibilità economica**, garantendo una produzione efficiente, affidabile e coerente con i requisiti tecnici e funzionali richiesti dal committente.

6.4 Tranciatura

Per eseguire la tranciatura si ipotizza che il reparto produttivo dell'azienda riceva una **lamiera pre-tagliata** dello spessore di **1 mm**, già sagomata secondo le dimensioni richieste. Questa operazione preliminare può essere realizzata tramite vari metodi (es. tranciatura con stampo, taglio laser, centri di lavoro, ecc.) e non rientra quindi nell'ambito di analisi della presente relazione.

La tranciatura richiede il corretto dimensionamento degli utensili principali: matrice e punzone.

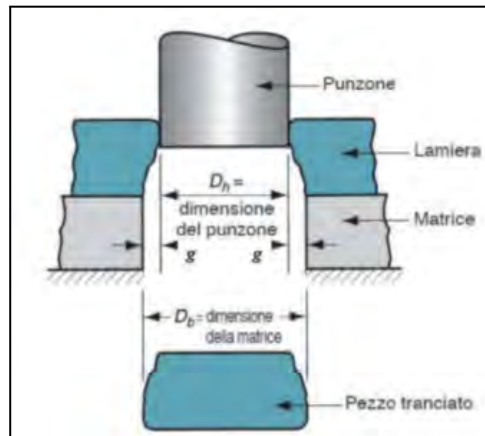


Figura 37 - Schematizzazione del punzone e della matrice

Come noto, i due componenti non devono avere la stessa dimensione: è necessario un **gioco tra punzone e matrice** per **assicurare la qualità dello spigolo tranciato**.

Questo gioco influenza direttamente la precisione del taglio e la qualità del bordo.

Per spessori inferiori ai 3 mm, come nel nostro caso, si utilizza la seguente formula empirica:

$$g = 0,007 \cdot s \cdot \sqrt{Kt}$$

Dove:

- s = spessore della lamiera (1 mm)
- Kt = Resistenza al taglio della lamiera (280 MPa per acciaio dolce DC01)

Sostituendo i valori otteniamo:

$$g = 0,007 \cdot 1 \text{ mm} \cdot \sqrt{280 \text{ N/mm}^2} = 0,12 \text{ mm}$$

Per la lavorazione per tranciatura, le dimensioni della matrice sono quelle dal pezzo ed il punzone dovrà essere ridotto, dunque:

$$Dp = D - 2g$$

$$Dm = D$$

Applicando le dimensioni della piastra di chiusura:

- Lato maggiore del rettangolo (a) = 64 mm
- Lato minore del rettangolo (b) = 63 mm

Allora, effettuando i calcoli ricavo:

1. a) $Dp = 64 - (2 \cdot 0,12) = 63,76 \text{ mm}$
b) $Dp = 63 - (2 \cdot 0,12) = 63,76 \text{ mm}$
2. a) $Dm = 64 \text{ mm}$
b) $Dm = 63 \text{ mm}$

Successivamente, si calcola la **forza massima di tranciatura** attraverso la formula:

$$F_{\max} = 1,2 \cdot \vartheta_t \cdot p \cdot s$$

Dove:

- 1,2 = tiene conto dell'incremento del 20% dovuto agli attriti e agli effetti dinamici del processo
- ϑ_t = carico di rottura a taglio
- p = perimetro da tranciare
- s = spessore della lamiera

Essendo la lamiera in acciaio dolce, consideriamo un carico di rottura a taglio pari a:

$$\vartheta_t = \frac{4}{5} \cdot Rm = 0,8 \cdot 340 \text{ N/mm}^2$$

In particolare, è stato preso come carico di rottura (Rm) un valore medio fra 210 e 410 N/mm^2 , range di valori tra cui è generalmente compreso il tipo di materiale che caratterizza la lamiera.

Allora si procede con il calcolo della forza massima:

$$F_{\max} = 1,2 \cdot 0,8 \cdot 340 \text{ N/mm}^2 \cdot 192 \text{ mm} \cdot 1 \text{ mm} \simeq 62669 \text{ N}$$

Dato il valore significativo della forza di taglio massima, si opta per l'utilizzo di un punzone inclinato invece di uno piano.

Questa configurazione consente di distribuire lo sforzo di taglio lungo il tempo, evitando il picco istantaneo di carico e permettendo:

- una riduzione dell'usura degli utensili
- una maggiore durata della matrice e del punzone
- una diminuzione delle vibrazioni e della rumorosità dell'operazione

Questa scelta migliora quindi sia l'efficienza operativa sia **la qualità finale del pezzo prodotto**.



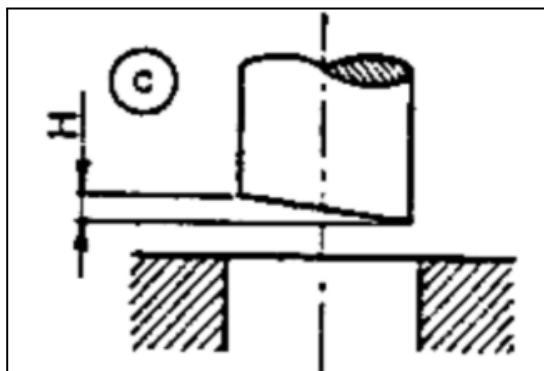


Figura 38 - Schematizzazione del punzone inclinato

6.5 Punzonatura

Per la realizzazione degli 8 fori da 3,5 mm di diametro presenti sulla piastra di chiusura in lamiera da 1 mm di spessore, è stato scelto il processo di punzonatura, in quanto rappresenta la **soluzione più precisa per forature di piccolo diametro su lamiere sottili**. Questo metodo consente di ottenere fori puliti e dimensionalmente corretti in un'unica operazione, con tempi di ciclo ridotti e senza generare truciolo, ottimizzando così la produzione. Inoltre, la punzonatura è particolarmente adatta per materiali come l'acciaio dolce DC01, garantendo una buona qualità dei bordi e una ripetibilità elevata nel tempo.

Per il dimensionamento del punzone e della matrice, si deve tener conto della differenza di dimensione presente tra i due componenti, data da un gioco calcolato in base allo spessore della lamiera.

Il gioco (g), calcolato nel paragrafo precedente, è pari a 0,12 mm.

Si procede quindi al calcolo delle **dimensioni di punzone e matrice**: nella punzonatura, la dimensione del punzone corrisponde al diametro nominale del foro, mentre la matrice viene maggiorata del doppio del gioco.

1. $D_p = D$
2. $D_m = D + 2g$

Considerando che:

- Diametro dei fori $D = 3,5\text{ mm}$
- D_p è la dimensione del punzone
- D_m è la dimensione della matrice

Sostituendo i valori:

$$D_p = 3.5 \text{ mm}$$

$$D_m = 3.5 \text{ mm} + (2 \cdot 0,12) = 3.74 \text{ mm}$$

Successivamente, si calcola la **forza massima di punzonatura** utilizzando la seguente formula empirica:

$$F_{\max} = 1,2 \cdot \vartheta_t \cdot p \cdot s$$

Assumendo i valori standard citati al paragrafo precedente, ottengo:

$$F_{\max} = 1,2 \cdot 272 \text{ N/mm}^2 \cdot 3.5 \text{ mm} \cdot 1 \text{ mm} = 1142,4 \text{ N}$$



6.6 Scelta della pressa

Per la lavorazione di tranciatura e successiva punzonatura si prevede l'utilizzo di una **pressa meccanica eccentrica**, poiché ideale per la precisione richiesta e per la tipologia di lamiera utilizzata.

La forza massima di carico si verifica nella fase di tranciatura, ed è pari a 62669 N, corrispondenti a circa 6,4 tonnellate.

Considerando un margine di sicurezza del 20–30%, è opportuno dimensionare la pressa con una **forza nominale di almeno 10 tonnellate**.

La **frequenza di lavoro richiesta** è di **45 colpi al minuto**, mentre la **corsa della pressa** è di **80 mm**, un valore adeguato per la lavorazione di lamiere con spessore di 1 mm.

E' stata scelta la pressa meccanica eccentrica monocolonna **IMV Presse - Serie PME 10**, prodotta dall'azienda italiana **IMV PRESSE S.p.A.**, particolarmente adatta per operazioni di tranciatura e punzonatura su lamiera sottile e che rispetta i parametri richiesti per la realizzazione della piastra per chiusura.



Figura 39 - IMV Presse - Serie PME 10

6.7 Stima dei tempi di lavorazione


TRANCIATURA

1. Tempo di posizionamento per pezzo:
Per posizionare il pezzo prima della tranciatura si stima un tempo pari a:
 $T_1 = 10 \text{ s/Pz}$
2. Tempo di accensione, spegnimento e preparazione della macchina:
Assumiamo un tempo fisso necessario per accendere e preparare la macchina di 10 minuti (600 secondi)
Quest'ultimo valore, se diviso per il numero totale di pezzi prodotti prima di sostituire l'utensile (nel nostro caso l'intera produzione commissionata di 300 pezzi), ci da:
 $T_2 = \frac{600 \text{ s}}{300 \text{ Pz}} = 2 \text{ s/Pz}$
3. Tempo del ciclo di tranciatura:
La pressa lavora a una frequenza di 45 colpi al minuto, quindi si ha un colpo ogni:
 $T_3 = \frac{60}{45} = 1,33 \text{ s}$
Ciò significa che con una frequenza di 1,33 secondi, viene tranciato un pezzo di lamiera.

Allora il tempo totale della lavorazione per tranciatura è pari a:

$$T_T = (10 + 2 + 1,33) \text{ s/Pz} \approx \mathbf{13 \text{ s/Pz}}$$

PUNZONATURA

4. **Tempo di posizionamento per pezzo:**
Anche in questo caso, come per la tranciatura si stima un tempo pari a:
 $T_4 = 10 \text{ s}$ 
5. Tempo di accensione, spegnimento e preparazione della macchina:
Ipotezziamo un tempo pari a 10 minuti, che come nel caso della tranciatura viene diviso per il numero di pezzi realizzati con il solito utensile da punzonatura
 $T_5 = \frac{600 \text{ s}}{300 \text{ Pz}} = 2 \text{ s/Pz}$
6. Tempo per la realizzazione dei fori:
Per la realizzazione di un singolo foro si stimano circa 1 s, allora per la realizzazione degli 8 fori che caratterizzano ciascuna piastra di chiusura si impiegherà un tempo pari a:

$$T_6 = 8 \cdot 1 = 8 \text{ s/Pz}$$

Allora il tempo totale della lavorazione per punzonatura è pari a:

$$T_P = (10 + 2 + 8) \text{ s/Pz} \simeq \mathbf{20 \text{ s/Pz}}$$

Dunque il tempo totale impiegato per la realizzazione della piastra per chiusura mediante deformazione plastica ammonta a:

$$T_{\text{tot}} = T_T + T_P = (13 + 20) \text{ s/Pz} = \mathbf{33 \text{ s/Pz}}$$

Ciò significa che il tempo necessario per la lavorazione di tutti i 300 pezzi commissionati è:

$$T_{300\text{Pz}} = 33 \text{ s/Pz} \cdot 300 \text{ Pz} = 9900 \text{ s} = \mathbf{3 \text{ ore e } 15 \text{ min}}$$

6.8 Stima dei costi di lavorazione

Per calcolare il costo unitario di realizzazione della piastra di chiusura tramite tranciatura e punzonatura, sono stati presi in considerazione i seguenti elementi fondamentali:

1. Costo della pressa:

Per la lavorazione è stata scelta una pressa meccanica eccentrica monocolonna IMV PME 10, con forza nominale di 10 tonnellate, adatta a lavorazioni su lamiere sottili. Si considera:

- Costo macchina nuova: 35000 €
- Durata utile stimata: 15 anni
- Giorni lavorativi annui: 288
- Ore lavorative giornaliere: 8

Allora il tempo totale della vita utile della macchina è:

$$T_{\text{utile}} = 15 \cdot 288 \cdot 8 = 34560 \text{ ore} = 34.560 \cdot 3600 = 124416000 \text{ s}$$

Dato il tempo di lavorazione per pezzo precedentemente calcolato, trovo il costo totale della macchina ammortizzato:

$$\frac{3500 \text{ €}}{124416000 \text{ s}} = 0,000281 \text{ €/s}$$

Cioè:

$$C_1 = 33 \text{ s} \cdot 0,000281 \text{ €/s} = 0,009 \text{ €/Pz}$$

2. Costo degli utensili:

Gli utensili utilizzati per questa lavorazione sono la matrice e il punzone.

Questi ultimi sono considerati utensili durevoli, realizzati in acciaio per utensili temprato.

Si assume:

- Costo totale utensili (stimato): 1500 €
- Durata utile stimata: almeno 15000 pezzi
- Produzione richiesta: 300 pezzi

Allora il costo degli utensili ammortizzato, ammonta a:

$$C_2 = \frac{1500 \text{ €}}{15000 \text{ Pz}} = 0,10 \text{ €/Pz}$$

3. Costo del materiale:

Per stimare il costo del materiale, si parte dal calcolo del volume netto della lamiera

$$V_L = 63 \text{ mm} \cdot 64 \text{ mm} \cdot 1 \text{ mm} = 4032 \text{ mm}^3$$

Si procede con il calcolo del volume degli 8 fori che caratterizzano la piastra

$$V_F = \pi \cdot (1,75 \text{ mm})^2 \cdot 1 \text{ mm} \cdot 8 = 77 \text{ mm}^3$$

Dunque il volume netto del pezzo è:

$$V_P = 4.032 - 77 = 3.955 \text{ mm}^3 = 3,955 \text{ cm}^3$$

Assumendo una densità dell'acciaio dolce DC01 pari a $7,85 \text{ g/cm}^3$, otteniamo che il peso di una singola piastra di chiusura è:

$$3,955 \text{ cm}^3 \cdot 7,85 \text{ g/cm}^3 = 31,03 \text{ g} = 0,031 \text{ kg}$$

Infine, con un costo medio dell'acciaio DC01 pari a $0,85 \text{ €/kg}$, il costo del materiale per singolo pezzo è:

$$C_3 = 0,031 \text{ kg} \cdot 0,85 \text{ €/kg} = 0,026 \text{ €/Pz}$$

4. Costo della manodopera:

Per questa lavorazione, che prevede tranciatura e punzonatura, si ritiene sufficiente l'impiego di un solo operatore.

Il compito di quest'ultimo si riduce essenzialmente ad accendere e spegnere la macchina, preparare la pressa alla tranciatura e alla punzonatura ed occuparsi del corretto posizionamento delle lamiere.

Facendo riferimento ai calcoli delle tempistiche effettuati nel paragrafo 6.8, il tempo d'impiego dell'operatore per ciascun pezzo è di 30 secondi, cioè $0,008 \text{ ore}$.

Dunque:

$$C_4 = 5 \text{ €/h} \cdot 0,0083 \text{ h} \simeq 0,21 \text{ €/pezzo}$$

Dunque il costo totale per la realizzazione della piastra per chiusura mediante deformazione plastica ammonta a:

$$C_{\text{tot}} = C_1 + C_2 + C_3 + C_4 = (0,009 + 0,10 + 0,026 + 0,21) \text{ €/Pz} \simeq \mathbf{0,35 \text{ €/Pz}}$$

Allora per realizzare i 300 pezzi commissionati, il totale ammonta a:

$$C_{300\text{Pz}} = 0,35 \text{ €/Pz} \cdot 300 \text{ Pz} \simeq \mathbf{104 \text{ €}}$$

7. Processo di Saldatura

7.1 Scelta e caratteristiche del pezzo per saldatura

Nel contesto del nostro progetto, il processo di **saldatura** è stato applicato per **fissare due anelli metallici al carter superiore** del riduttore di velocità.

Questi anelli, comunemente chiamati **golfari**, sono stati scelti per garantire un **punto di presa sicuro** durante le operazioni di sollevamento o movimentazione del carter.

Gli anelli sono stati posizionati simmetricamente sui due rinforzi laterali del carter superiore. Tale scelta è stata fatta per distribuire equamente il carico durante il sollevamento e garantire la stabilità del componente.

Inoltre, i rinforzi rappresentano le aree più robuste del carter, quindi offrono una base strutturalmente adeguata per sopportare lo sforzo imposto dagli anelli saldati.

Sebbene il carter non presenti dimensioni o pesi eccessivi, la scelta di aggiungere gli anelli di sollevamento è stata dettata principalmente da esigenze progettuali legate allo sviluppo del nostro elaborato, ma resta comunque una soluzione verosimile anche in un contesto reale, in quanto coerente con le necessità pratiche di movimentazione di componenti meccanici.

Tale scelta si integra efficacemente con l'ipotesi di un impiego industriale, in cui può risultare utile semplificare operazioni di assemblaggio, trasporto o manutenzione.



Figura 40 - Golfari posizionati sul carter

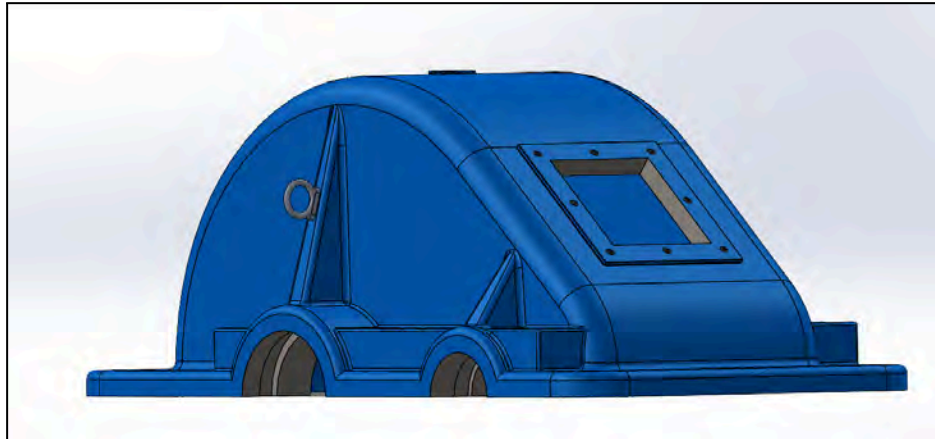
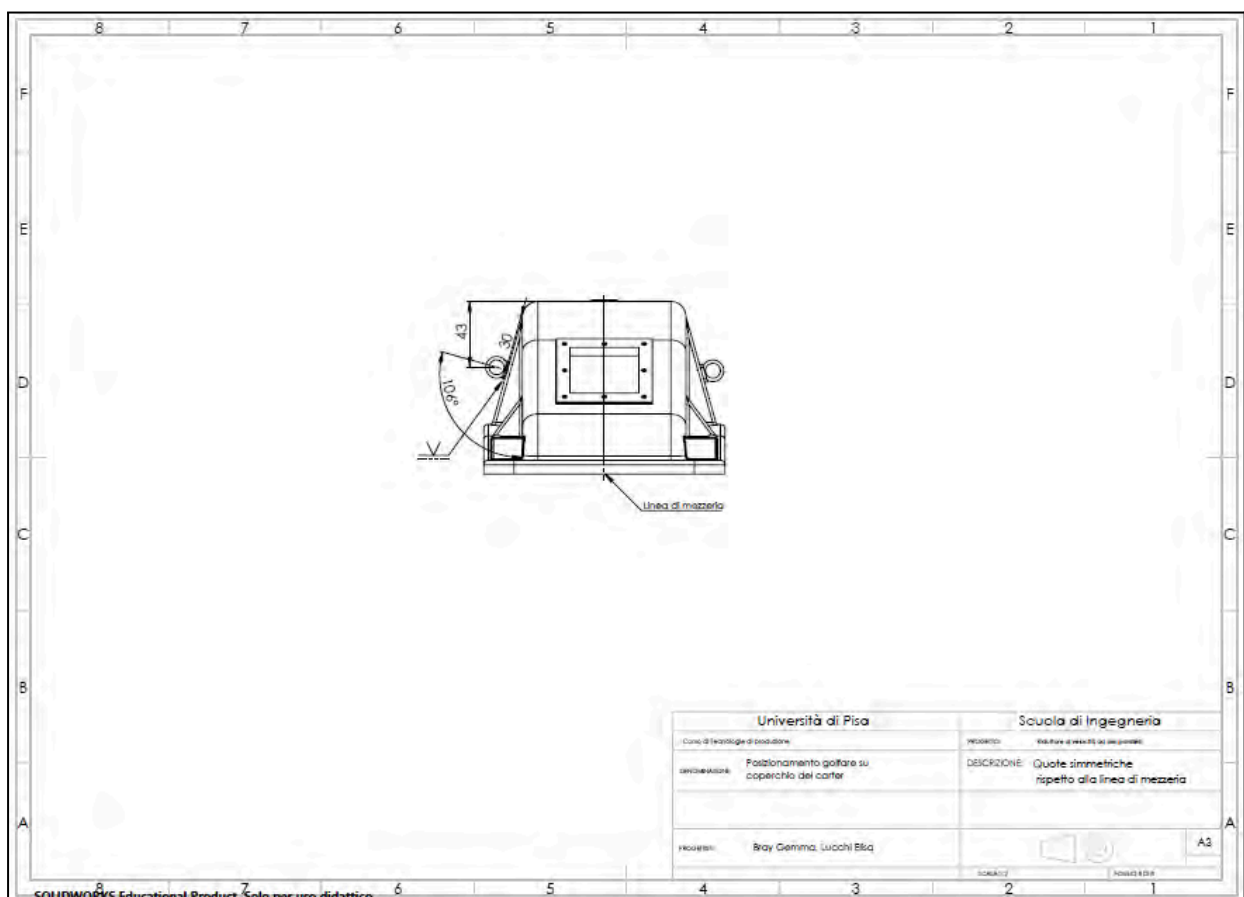
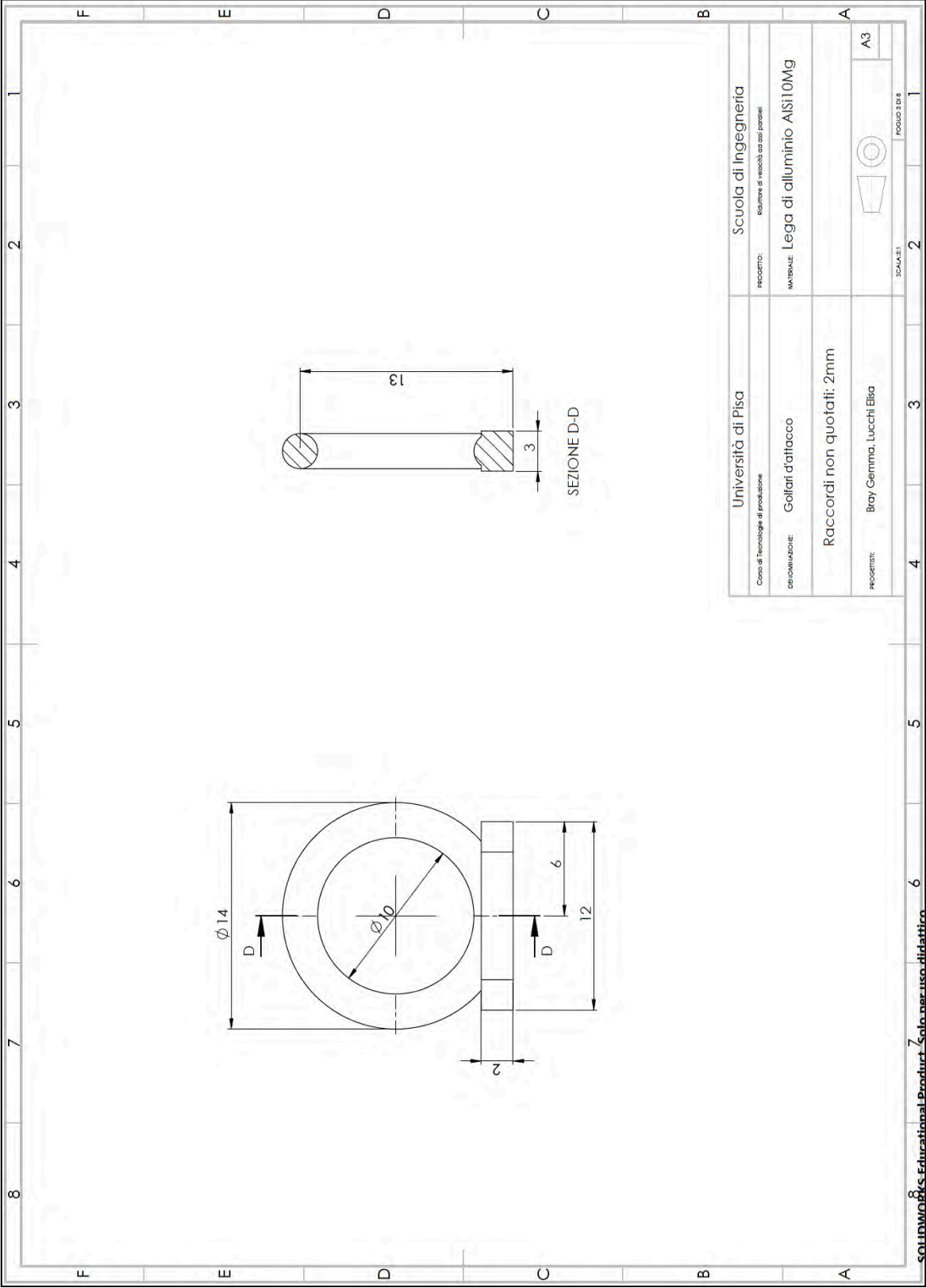


Figura 41 - Golfari posizionati sul carter





7.2 Scelta del materiale del pezzo

Per la realizzazione dei golfari d'attacco è stata scelta la **lega di alluminio AlSi10Mg**, la stessa del coperchio del carter, per garantire una **totale compatibilità metallurgica** e facilitare il processo di saldatura.

L'utilizzo dello stesso materiale evita problematiche legate a differenze di dilatazione termica, cricche da saldatura e altri difetti tipici dell'unione tra materiali dissimili.

Sono stati esclusi materiali come acciaio o ghisa, in quanto non saldabili direttamente all'alluminio con procedimenti standard.

La scelta della lega AlSi10Mg risulta quindi **coerente sia dal punto di vista tecnico che funzionale**, assicurando una **buona resistenza meccanica**, indispensabile per la funzione di sollevamento svolta dai golfari.



7.3 Scelta del processo di saldatura

Per l'unione dei golfari d'attacco al coperchio del carter è stata scelta la **saldatura TIG (Tungsten Inert Gas)**, in quanto perfettamente compatibile con il materiale dei due componenti, entrambi realizzati in lega di alluminio AISi10Mg.

Questa tecnica si presta in modo ottimale alla saldatura dell'alluminio grazie alla sua **elevata precisione**, al **controllo termico** accurato e all'utilizzo di gas inerte (argon), che protegge il bagno di fusione dall'ossidazione durante il processo.

La saldatura TIG si basa su un **arco elettrico** generato tra un elettrodo infusibile in tungsteno e il pezzo da saldare, con la possibilità di aggiungere un materiale d'apporto per migliorare la compatibilità metallurgica e la qualità del giunto.

In questo caso è stata utilizzata la **lega AISi12**, scelta per l'ottima affinità con l'AISi10Mg, la sua elevata fluidità e la capacità di ridurre il rischio di cricche a caldo.

L'alto contenuto di silicio (12%) contribuisce inoltre a migliorare la saldabilità e a garantire un giunto più affidabile.

Per quanto riguarda la geometria del giunto, è stato adottato un **giunto a sovrapposizione con cordone d'angolo**, in quanto garantisce buona resistenza meccanica, semplicità esecutiva e continuità del materiale, risultando adatto per assicurare un'unione solida dei golfari e per permettere la movimentazione in sicurezza del carter.

Rispetto ad altre tecniche di saldatura ad arco elettrico, come la MIG (Metal Inert Gas) o la MMA (Manual Metal Arc), la saldatura TIG offre un controllo più preciso e una maggiore qualità del giunto, seppur a fronte di tempi di lavorazione leggermente più lunghi e di una maggiore complessità operativa.

La saldatura MIG, pur essendo più rapida, è meno adatta alle lavorazioni di precisione su leghe di alluminio ad alto contenuto di silicio, a causa del maggiore apporto termico e della maggiore probabilità di deformazioni.



In conclusione, la saldatura TIG con materiale d'apporto AISi12 rappresenta la soluzione più adatta per ottenere un'unione robusta, precisa e metallurgicamente compatibile tra i golfari e il coperchio in lega AISi10Mg.

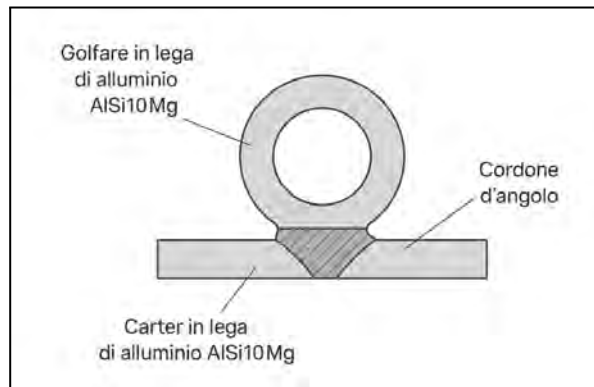


Figura 42 - Schema del giunto di saldatura

7.4 Scelta della saldatrice

Per la saldatura dei golfari al carter superiore del riduttore di velocità è stata selezionata la saldatrice **Fronius iWave 230i AC/DC**, una macchina altamente performante, adatta alla lavorazione di leghe di alluminio come la AISi10Mg, impiegata sia per i golfari che per il carter stesso.



Figura 43 - Saldatrice Fronius iWave 230i

La scelta di questo modello è motivata dall'esigenza di una saldatura precisa, pulita e tecnicamente affidabile, in grado di garantire la **massima qualità in unione** a materiali delicati come le leghe leggere.

I **principali parametri tecnici** della saldatrice scelta sono:

| | |
|----------------------|-------------------------------------|
| Indice di protezione | IP23 |
| Dimensioni | 558 × 210 × 369 mm |
| Peso | 17 kg |
| Tipo di saldatura | TIG AC/DC e MMA (elettrodo) |
| Frequenza di rete | 50 / 60 Hz |
| Potenza | Monofase, 1~ AC 230V ±15%, 50/60 Hz |

7.5 Macchinari utilizzati

Per **effettuare correttamente l'operazione di saldatura** dei golfari al carter superiore del riduttore di velocità, oltre alla saldatrice Fronius iWave 230i AC/DC, è necessario disporre di una serie di attrezzature ausiliarie fondamentali per garantire la qualità e la sicurezza del processo.

I principali macchinari e strumenti da utilizzare sono:

- **Torcia TIG (pistola porta elettrodo)**
- **Sistema di raffreddamento ad acqua**
- **Bombola con gas protettivo (argon puro):** l'argon è utilizzato in purezza per ottenere una saldatura stabile e priva di inclusioni.
- **Morsetto di massa:** collega elettricamente il pezzo da saldare alla saldatrice, chiudendo il circuito elettrico.
- **Materiale di apporto**
- **Pezzo da saldare (carter e golfari in AISi10Mg)**

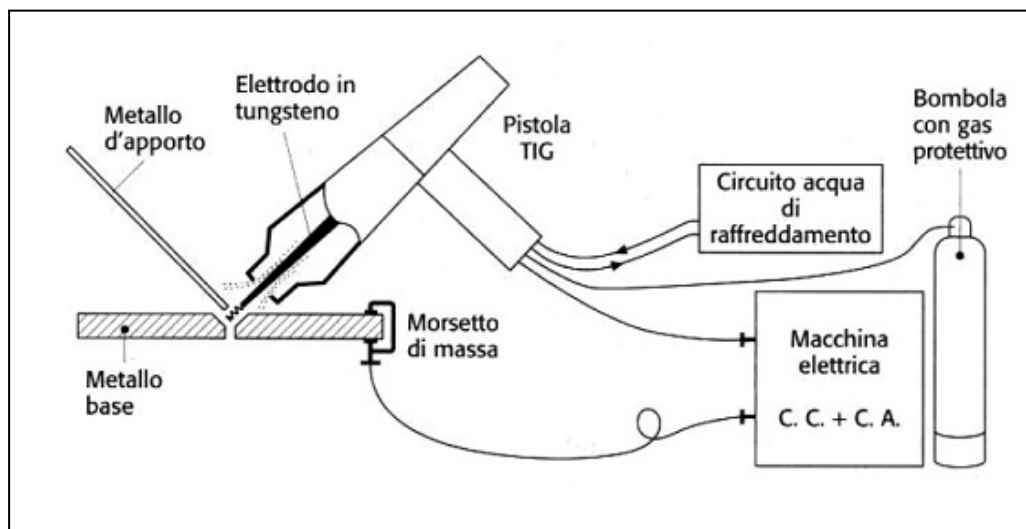


Figura 44 - Schema saldatura TIG

7.6 Scelta degli elettrodi

Per saldare con procedimento TIG in AC i golfari e il carter, si consiglia di utilizzare un **elettrodo in tungsteno lantanio**.

Questi elettrodi offrono una **buona stabilità d'arco**, **minore consumo** e **accensione affidabile**, ideali per lavorazioni su leghe di alluminio con saldatrice Fronius iWave 230i.

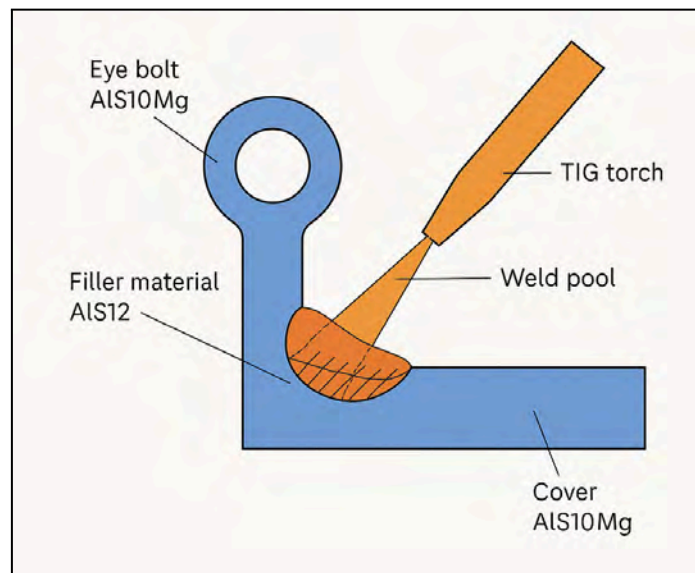


Figura 45 - Schema operativo di saldatura TIG con giunto a sovrapposizione con cordone d'angolo

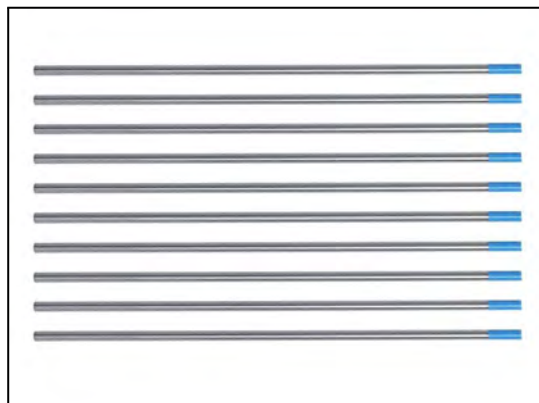


Figura 46 - Elettrodi in tungsteno lantanio

7.7 Preparazione del materiale

Dato che la base del golfare ha uno spessore di 2 mm e poggia su un rinforzo del carter superiore spesso circa 4 mm, si è deciso di eseguire una **cianfrinatura a “V” di 1 mm** sulla base stessa del golfare.

Questa scelta consente di creare un'intercapedine in cui alloggiare il materiale d'apporto, garantendo una **maggiore penetrazione** della saldatura e una **migliore unione** tra i due componenti.

La cianfrinatura, inoltre, favorisce una **saldatura più precisa e robusta**, riducendo il rischio di difetti e migliorando l'estetica e la resistenza del giunto.

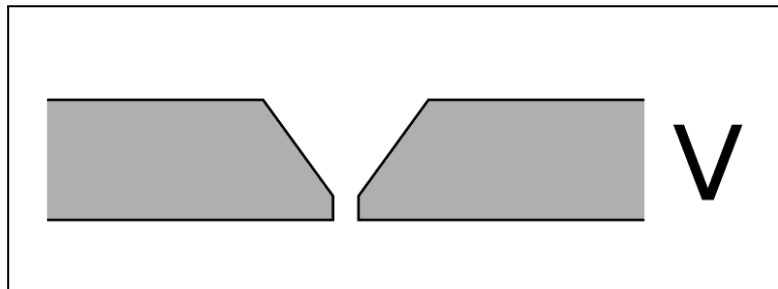


Figura 47 - Schema cianfrinatura a “V”

7.8 Scelta dell'alimentazione elettrica

Nel contesto produttivo definito dal committente, per la saldatura TIG dei golfari è stata scelta un'alimentazione **monofase a 230V in corrente alternata (AC)**.

Questa soluzione rappresenta il miglior compromesso tra **costi contenuti, semplicità d'installazione e qualità del giunto saldato**, pienamente in linea con le richieste di efficienza e affidabilità del prodotto finale.

La corrente alternata è necessaria per saldare l'alluminio, poiché consente di rompere lo strato di ossido superficiale garantendo un bagno di fusione pulito e stabile. L'alimentazione monofase, compatibile con la saldatrice Fronius iWave 230i AC/DC, è adeguata per una produzione di media entità permettendo di evitare investimenti eccessivi.

Questa scelta risponde quindi in modo ottimale all'obiettivo di offrire un prodotto durevole e preciso, contenendo al contempo i costi di produzione.

7.9 Calcolo dei tempi di lavorazione

Per stimare le tempistiche necessarie per realizzare la saldatura fra golfare e carter superiore, è necessario considerare:

1. **Tempo di preparazione (setup):**

Include tutte le operazioni prima di iniziare la saldatura vera e propria, come:

- Assemblaggio e posizionamento dei pezzi (carter + golfari)
- Pulizia dei giunti (rimozione di ossidi, grassi, ecc.)
- Regolazione dei parametri della saldatrice (corrente, polarità, flusso gas)
- Controllo e montaggio della torcia TIG, elettrodo, materiale d'apporto
- Avvio e stabilizzazione del sistema di raffreddamento ad acqua
- Collegamento del morsetto di massa

Per effettuare tutte queste operazioni stimiamo un tempo di 3-5 minuti per pezzo

2. **Tempo di saldatura effettivo:**

Include il tempo necessario per effettuare fisicamente la saldatura dei 2 golfari su ogni carter.

Per farlo stimiamo un tempo di 5-6 minuti per pezzo



3. **Tempo di raffreddamento/movimentazione:**

Prevede l'attesa necessaria per raffreddare il giunto ed eventuali movimentazioni del pezzo, ispezione visiva iniziale, o rimozione dalla maschera.

Prevediamo un tempo di circa 1-2 minuti per pezzo saldato.

4. **Tempo di controllo della qualità:**

Include controlli visivi e dimensionali.

Possiamo stimare delle tempistiche di 2-4 minuti per pezzo saldato.

Dunque il tempo totale necessario per effettuare la lavorazione per saldatura è pari a:

$$T_{\text{tot}} = T_1 + T_2 + T_3 + T_4 \simeq \mathbf{14 \text{ min}}$$

7.10 Calcolo dei costi di lavorazione

Per poter stimare il costo totale del processo di saldatura, è necessario considerare i seguenti parametri:

1. Costo della saldatrice:

La saldatura è stata eseguita con la Fronius iWave 230i AC/DC che ha un prezzo medio di circa €1.500.

Si ipotizza che l'azienda committente utilizzi la macchina non solo per la nostra produzione, ma anche per altre lavorazioni su componenti metallici.

Pertanto, si considera un ammortamento del 10% del costo totale attribuito a questa produzione specifica.

Allora:

$$C_1 = \frac{10\% \cdot 1500\text{€}}{300 \text{ Pz}} = \frac{150\text{€}}{300 \text{ Pz}} = 0,50 \text{ €/Pz}$$

2. Costo della manodopera:

Si considera un costo orario medio di un saldatore TIG specializzato pari a 25 €/h.

Il tempo stimato per la preparazione e l'esecuzione della saldatura per un singolo pezzo è pari a 14 minuti, ovvero:

$$\frac{14}{60} = 0,233 \text{ h}$$

Allora il costo della manodopera per pezzo è pari a:

$$C_2 = 0,233 \text{ h} \cdot 25\text{€/h} = 5,83 \text{ €/Pz}$$

3. Costo dei materiali di consumo:

I materiali di consumo impiegati per ogni saldatura TIG comprendono:

- Gas argon:

Durante la saldatura TIG, il flusso di gas argon è generalmente impostato tra 8 e 12 litri al minuto. Considerando una media di 10 L/min e un tempo di saldatura attiva di circa 6 minuti (0,1 ore), il consumo per pezzo è:

$$10\text{L/min} \cdot 6\text{min} = 60 \text{ litri} = 0,06\text{m}^3$$

Il costo dell'argon puro per saldatura TIG varia a seconda del formato e del fornitore. Ad esempio, una bombola ricaricabile da 5 litri a 200 bar (pari a 1 m³) ha un prezzo di circa €114 IVA inclusa, corrispondente a €114/m³.

Allora il costo per pezzo è di:

$$C_{GA} = 0,06\text{m}^3 \cdot 114 \text{ €/m}^3 = 6,84 \text{ €/Pz}$$

- Filo di materiale d'apporto

Per la saldatura di piccoli componenti in alluminio, si stima l'utilizzo di circa 0,1 metri di bacchetta per pezzo.

Le bacchette AlSi12 per saldatura TIG hanno un prezzo di circa €19 per confezioni da 1 kg. Considerando che una bacchetta da 1 metro pesa circa 20 grammi, il costo per metro è:

$$\frac{19 \text{ €}}{(1000 \text{ g}/20 \text{ g})} = 0,38 \text{ €}$$

Allora il costo per pezzo è di:

$$C_{MA} = 0,1 \text{ m} \cdot 0,38 \text{ €/m} = 0,038 \text{ €/Pz}$$

- Elettrodo tungsteno:

L'usura degli elettrodi in tungsteno durante la saldatura TIG è minima.

Si stima che un elettrodo possa durare per circa 100 saldature.

Una confezione da 10 elettrodi in tungsteno puro da 1,6x175mm ha un prezzo di circa €19,99, quindi €2 per elettrodo.

Dunque il costo per pezzo è di:

$$C_{ET} = \frac{2 \text{ €}}{100} = 0,02 \text{ €/Pz}$$

Dunque.

$$C_3 = 6,88 \text{ €/Pz}$$

4. Costo dell'energia elettrica:

La saldatrice ha una potenza media assorbita di 2,5 kW.

La saldatura attiva dura circa 0,1 h per ciascun pezzo.

Il prezzo medio dell'energia elettrica per uso industriale è pari a €0,25 / kWh.

Dunque:

$$Energia\ consumata = 2,5 \text{ kW} \cdot 0,1 \text{ h} = 0,25 \text{ kWh}$$

Allora il costo dell'energia elettrica è di:

$$C_4 = 0,25 \text{ kWh} \cdot 0,25 \text{ €/kWh} = 0,06 \text{ €/Pz}$$

Considerati tutti i parametri soprastanti, il costo totale della lavorazione per saldatura ammonta a:

$$C_{tot} = C_1 + C_2 + C_3 + C_4 \simeq 13 \text{ €/Pz}$$

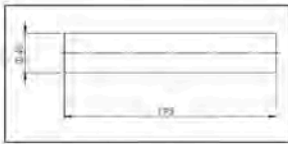
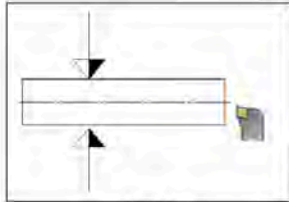
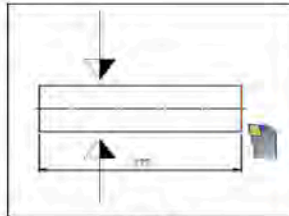


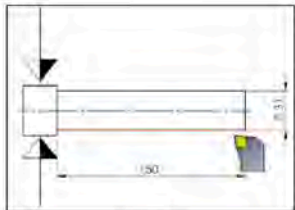
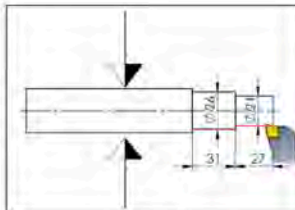
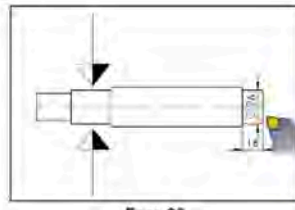
Dunque per produrre 300 pezzi, il totale ammonterà a:

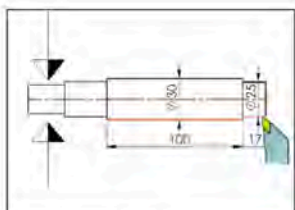
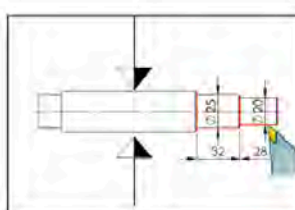
$$C_{300Pz} = 13 \text{ €/Pz} \cdot 300 \text{ Pz} \simeq 3981 \text{ €}$$

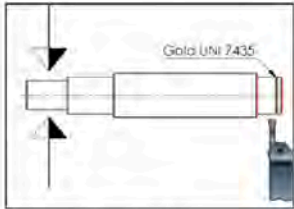
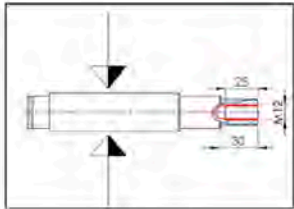
8. Appendice

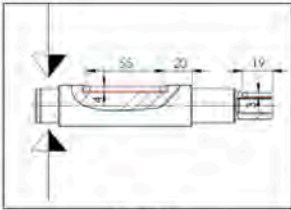
8.1 Fogli di fase Albero

| | | | | | |
|---|---|--|---|---|---|
| |  |  | |  | |
| | Fase 10 | Fase 20 | | Fase 30 | |
| Sottofase | a | a | b | a | b |
| Sovrametallo radiale da asportare (h) | — | — | — | — | — |
| Numero di passate (np) | — | — | — | — | — |
| Sezione del truciolo (S) | — | $S = 0,4 \text{ mm}^2$ | — | $S = 0,4 \text{ mm}^2$ | — |
| Pressione di taglio (Pt) | — | $P_t = 973 \text{ N/mm}^2$ | — | $P_t = 973 \text{ N/mm}^2$ | — |
| Forza di taglio (Ft) | — | $F_t = 389,5 \text{ N}$ | — | $F_t = 389,5 \text{ N}$ | — |
| Numero di giri del mandrino (n giri) | — | $n_{giri} = 716,5 \text{ giri/min}$ | — | $n_{giri} = 716,5 \text{ giri/min}$ | — |
| Velocità di taglio effettiva (Vte) (con numero dei giri effettivi) | — | $V_{te} = 82 \text{ m/min}$ | — | $V_{te} = 82 \text{ m/min}$ | — |
| Potenza di taglio (Wt) (con numero dei giri effettivi) | — | $W_t = 0,53 \text{ Kw}$ | — | $W_t = 0,53 \text{ Kw}$ | — |

| | | | | |
|---|---|--|--|---|
| |  |  | |  |
| | Fase 40 | Fase 50 | | Fase 60 |
| Sottofase | a | a | | a |
| Sovrametallo radiale da asportare (h) | $h = 4,5 \text{ mm}$ | $h = 2,5 \text{ mm}$ | $h = 2,5 \text{ mm}$ | $h = 2,5 \text{ mm}$ |
| Numero di passate (np) | $np = 2,25 \text{ (3)}$ | $np = 1,25 \text{ (2)}$ | $np = 1,25 \text{ (2)}$ | $np = 1,25 \text{ (2)}$ |
| Sezione del truciolo (S) | $S = 0,4 \text{ mm}^2$ | $S = 0,4 \text{ mm}^2$ | $S = 0,4 \text{ mm}^2$ | $S = 0,4 \text{ mm}^2$ |
| Pressione di taglio (Pt) | $P_t = 973,8 \text{ N/mm}^2$ | $P_t = 973 \text{ N/mm}^2$ | $P_t = 973 \text{ N/mm}^2$ | $P_t = 973 \text{ N/mm}^2$ |
| Forza di taglio (Ft) | $F_t = 389,5 \text{ N}$ | $F_t = 389,5 \text{ N}$ | $F_t = 389,5 \text{ N}$ | $F_t = 389,5 \text{ N}$ |
| Numero di giri del mandrino (n giri) | $n \text{ giri} = 716,5 \text{ giri/min}$ | $n \text{ giri} = 924,03 \text{ giri/min}$ | $n \text{ giri} = 1102 \text{ giri/min}$ | $n \text{ giri} = 924 \text{ giri/min}$ |
| Velocità di taglio effettiva (Vte) (con numero dei giri effettivi) | $V_{te} = 72 \text{ m/min}$ | $V_{te} = 91,54 \text{ m/min}$ | $V_{te} = 76,78 \text{ m/min}$ | $V_{te} = 91,54 \text{ m/min}$ |
| Potenza di taglio (Wt) (con numero dei giri effettivi) | $W_t = 0,46 \text{ Kw}$ | $W_t = 0,59 \text{ Kw}$ | $W_t = 0,49 \text{ Kw}$ | $W_t = 0,59 \text{ Kw}$ |

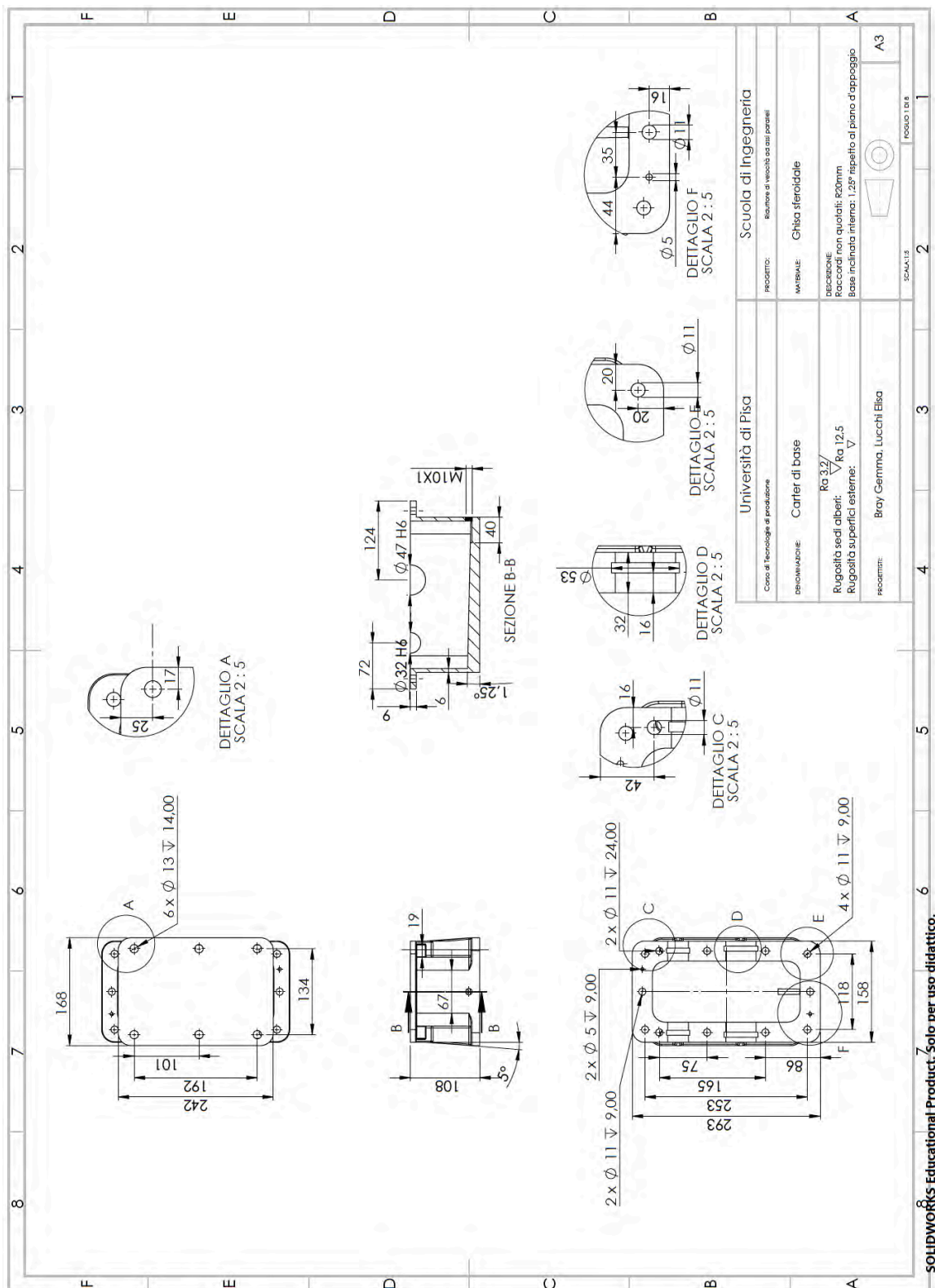
| | | | | | | | |
|--|---|---|--|--|--|--|--|
| |  | |  | | | | |
| | Fase 70 | | Fase 80 | | | | |
| Sottofase | a | | a | | b | | |
| Sovrametallo radiale da asportare (h) | $h = 0,5 \text{ mm}$ | $h = 0,5 \text{ mm}$ | $h = 0,5 \text{ mm}$ | $h = 0,5 \text{ mm}$ | — | | |
| Numero di passate (np) | $np = 1$ | $np = 1$ | $np = 1$ | $np = 1$ | — | | |
| Sezione del truciolo (S) | $S = 0,035 \text{ mm}^2$ | $S = 0,035 \text{ mm}^2$ | $S = 0,035 \text{ mm}^2$ | $S = 0,035 \text{ mm}^2$ | $S = 0,07 \text{ mm}^2$ | | |
| Pressione di taglio (Pt) | $P_t = 1585 \text{ N/mm}^2$ | $P_t = 1585 \text{ N/mm}^2$ | $P_t = 1585 \text{ N/mm}^2$ | $P_t = 1585 \text{ N/mm}^2$ | $P_t = 1380 \text{ N}$ | | |
| Forza di taglio (Ft) | $F_t = 55,48 \text{ N}$ | $F_t = 55,48 \text{ N}$ | $F_t = 55,48 \text{ N}$ | $F_t = 55,48 \text{ N}$ | $F_t = 96,6 \text{ N}$ | | |
| Numero di giri del mandrino (n giri) | $n \text{ giri} = 1468,8 \text{ giri/min}$ | $n \text{ giri} = 1232,03 \text{ giri/min}$ | $n \text{ giri} = 1468,8 \text{ giri/min}$ | $n \text{ giri} = 1468,8 \text{ giri/min}$ | $n \text{ giri} = 1910,8 \text{ giri/min}$ | $n \text{ giri} = 1516,6 \text{ giri/min}$ | $n \text{ giri} = 1273,8 \text{ giri/min}$ |
| Velocità di taglio effettiva (Vte) (con numero dei giri effettivi) | $V_{te} = 106,2 \text{ m/min}$ | $V_{te} = 126,6 \text{ m/min}$ | $V_{te} = 106,2 \text{ m/min}$ | $V_{te} = 115,4 \text{ m/min}$ | $V_{te} = 109,9 \text{ m/min}$ | $V_{te} = 102,1 \text{ m/min}$ | $V_{te} = 89,5 \text{ m/min}$ |
| Potenza di taglio (Wt) (con numero dei giri effettivi) | $W_t = 0,09 \text{ Kw}$ | $W_t = 0,08 \text{ Kw}$ | $W_t = 0,09 \text{ Kw}$ | $W_t = 0,10 \text{ Kw}$ | $W_t = 0,10 \text{ Kw}$ | $W_t = 0,16 \text{ Kw}$ | $W_t = 0,14 \text{ Kw}$ |

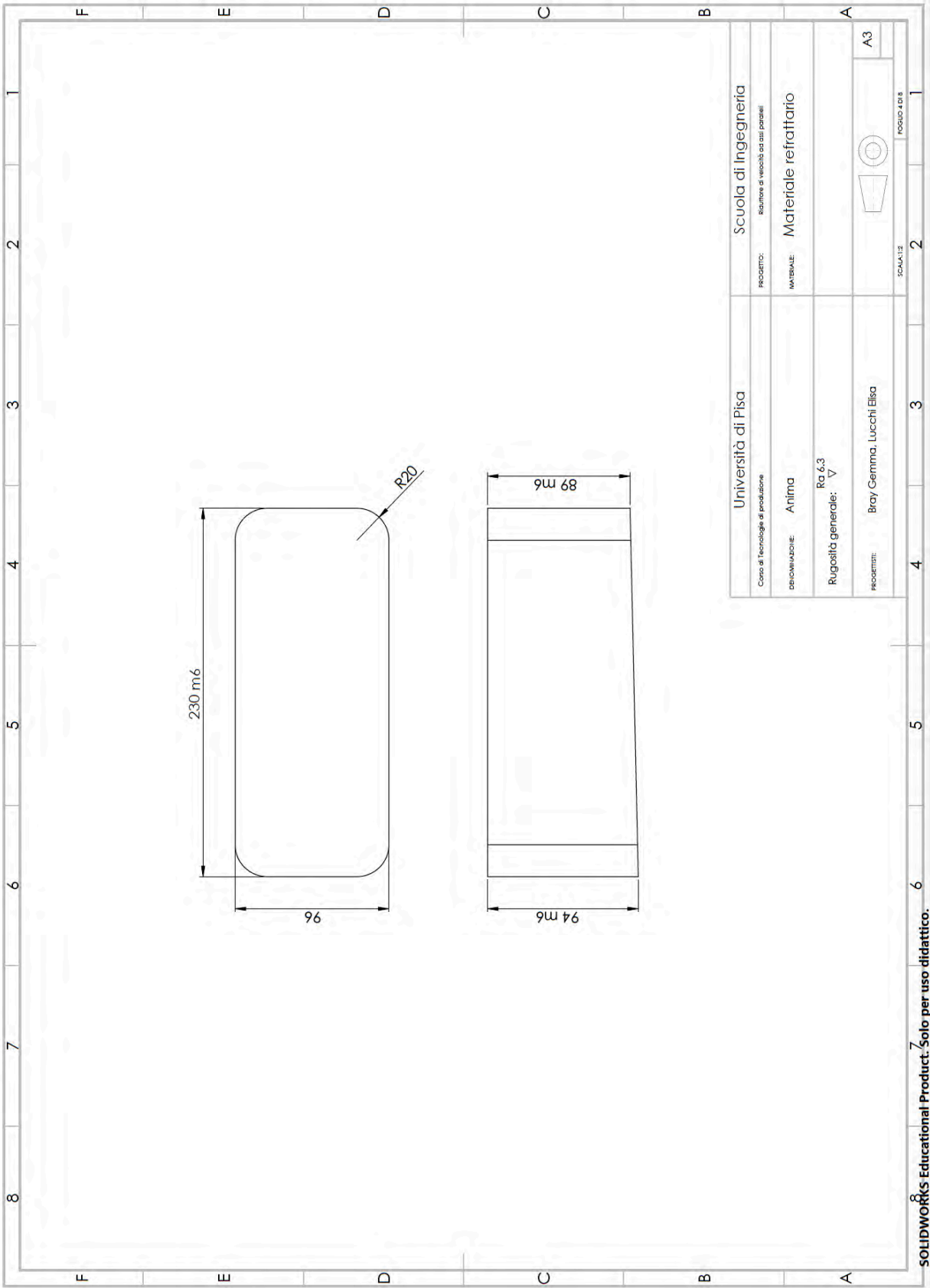
| | | | | |
|---|---|--|---|--|
| |  | |  | |
| | Fase 90 | | Fase 100 | |
| Sottofase | a | b | a | b |
| Sovrametallo radiale da asportare (h) | — | — | — | — |
| Numero di passate (np) | — | — | — | — |
| Sezione del truciolo (S) | $S = 0,07 \text{ mm}^2$ | $S = 0,05 \text{ mm}^2$ | — | — |
| Sezione truciolo in foratura (S_f) | — | — | $S_f = 0,3 \text{ mm}^2$ | — |
| Pressione di taglio (Pt) | $P_t = 1380 \text{ N/mm}^2$ | $P_t = 1534,7 \text{ N/mm}^2$ | — | — |
| Forza di taglio (Ft) | $F_t = 96,6 \text{ N}$ | $F_t = 76,7 \text{ N}$ | — | — |
| Forza di taglio in foratura (F_{t_f}) | — | — | $F_{t_f} = 600 \text{ N}$ | — |
| Numero di giri del mandrino (n giri) | $n \text{ giri} = 1528,6 \text{ giri/min}$ | $n \text{ giri} = 1273,8 \text{ giri/min}$ | $n \text{ giri} = 829 \text{ giri/min}$ | $n \text{ giri} = 1092,3 \text{ giri/min}$ |
| Velocità di taglio effettiva (Vte) (con numero dei giri effettivi) | $V_{te} = 102,1 \text{ m/min}$ | $V_{te} = 122,5 \text{ m/min}$ | $V_{te} = 51 \text{ m/min}$ | $V_{te} = 30,12 \text{ m/min}$ |
| Potenza di taglio (Wt) (con numero dei giri effettivi) | $W_t = 0,16 \text{ Kw}$ | $W_t = 0,19 \text{ Kw}$ | $W_t = 0,06 \text{ Kw}$ | $W_t = 0,3 \text{ Kw}$ |
| Avanzamento (F) | — | — | $F = 112,8 \text{ mm/min}$ | — |

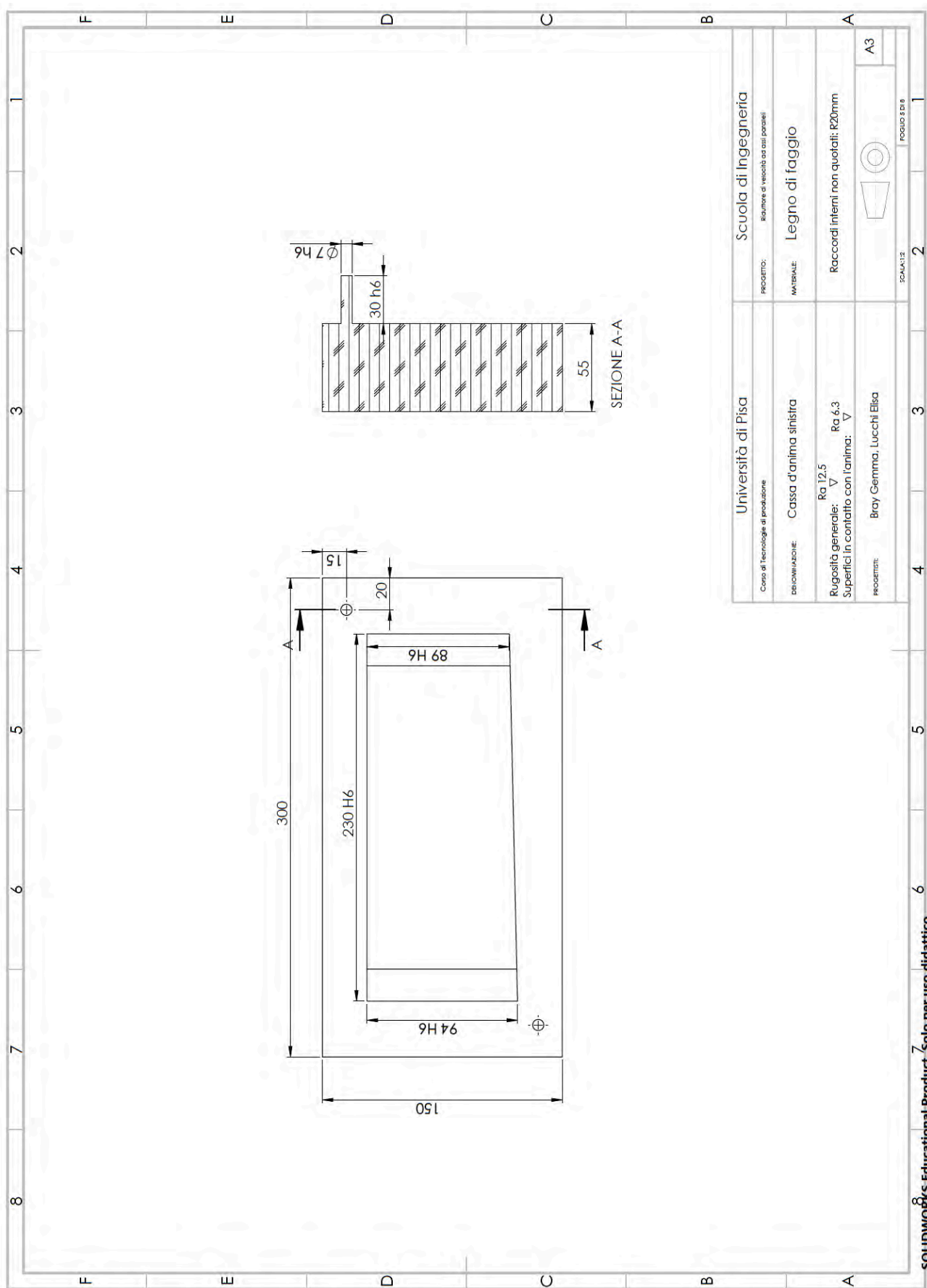
| | | |
|---|--|--|
| |  | |
| | Fase 110 | |
| Sottofase | a | b |
| Numero di giri del mandrino (n giri) | $n \text{ giri} = 2069 \text{ giri/min}$ | $n \text{ giri} = 3450 \text{ giri/min}$ |
| Velocità di taglio effettiva (Vte) (con numero dei giri effettivi) | $V_{te} = 58,1 \text{ mm/min}$ | $V_{te} = 34,87 \text{ mm/min}$ |
| Velocità di avanzamento (Va) | $V_a = 277,5 \text{ mm/min}$ | $V_a = 277,5 \text{ mm/min}$ |
| Sezione del truciolo (S) | $S = 2,5 \text{ mm}^2$ | $S = 1,5 \text{ mm}^2$ |
| Forza di taglio (Ft) | $F_t = 5000 \text{ N}$ | $F_t = 3000 \text{ N}$ |
| Potenza di taglio (Wt) (con numero dei giri effettivi) | $W_t = 4,8 \text{ kW}$ | $W_t = 1,74 \text{ kW}$ |
| Numero di passate (np) | $np = 8$ | $np = 6$ |

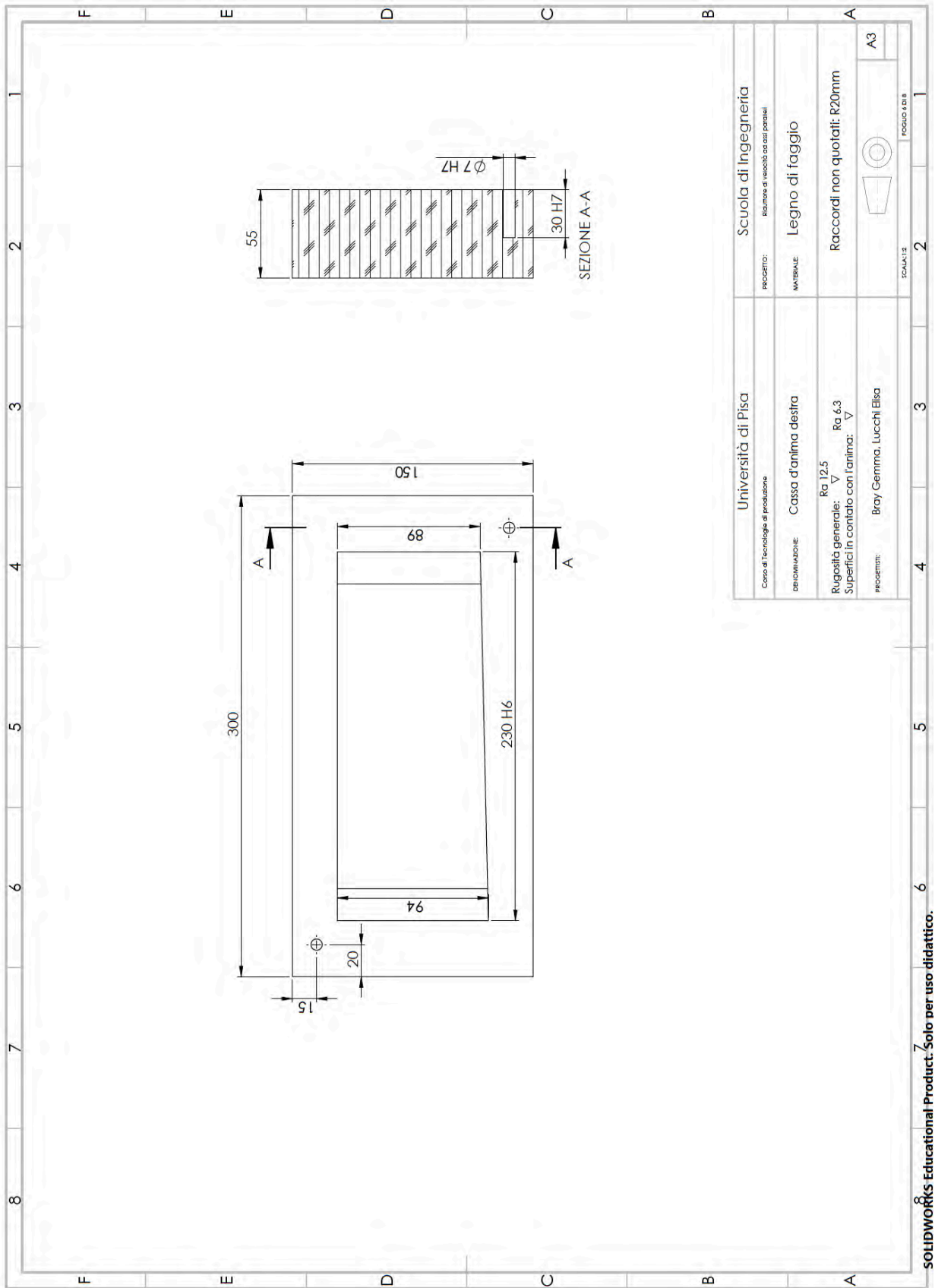
| | |
|-----------|------------------------|
| | Fase 120 |
| Sottofase | a |
| | controllo dimensionale |

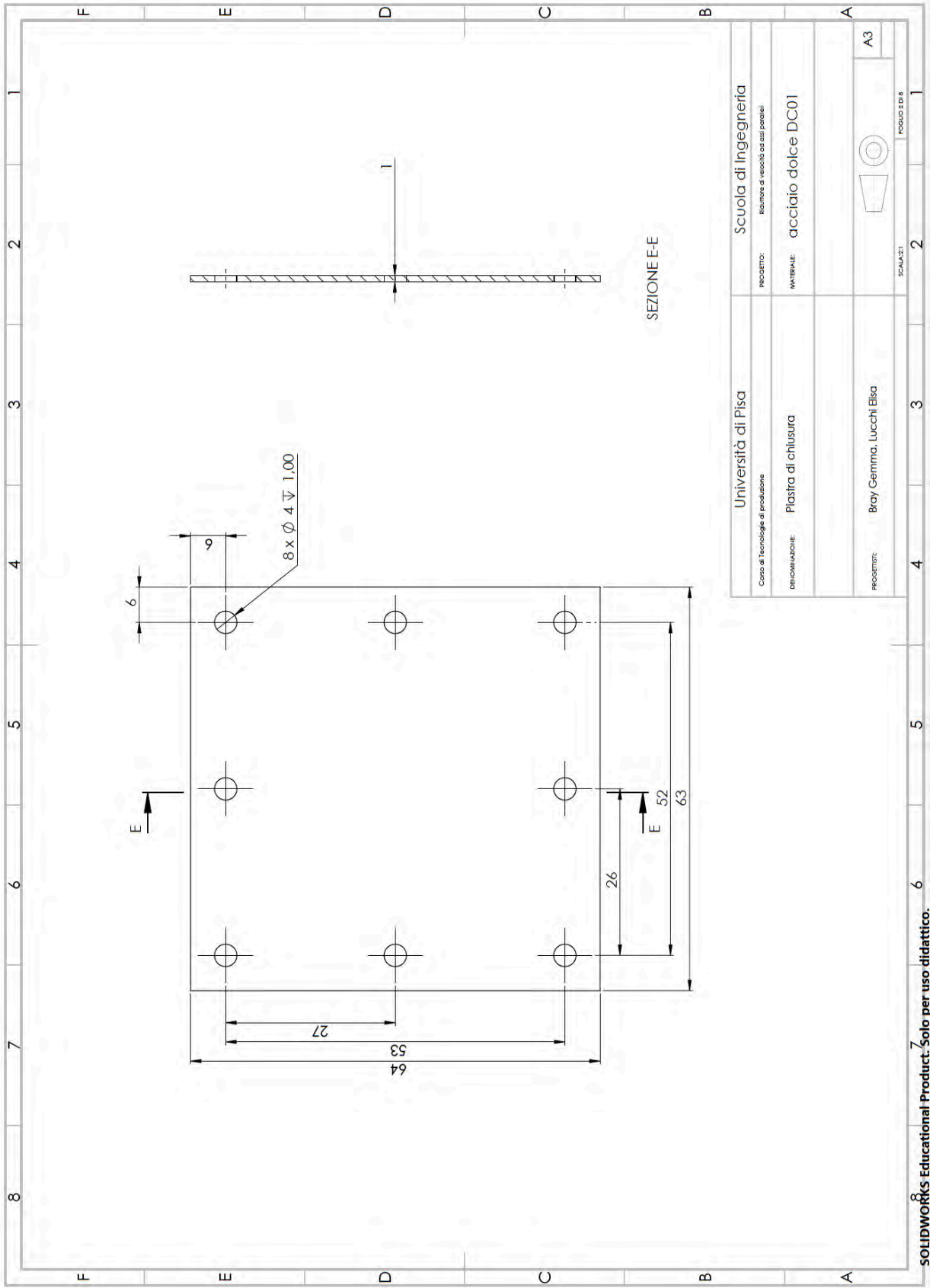
8.2 Messa in tavola componenti



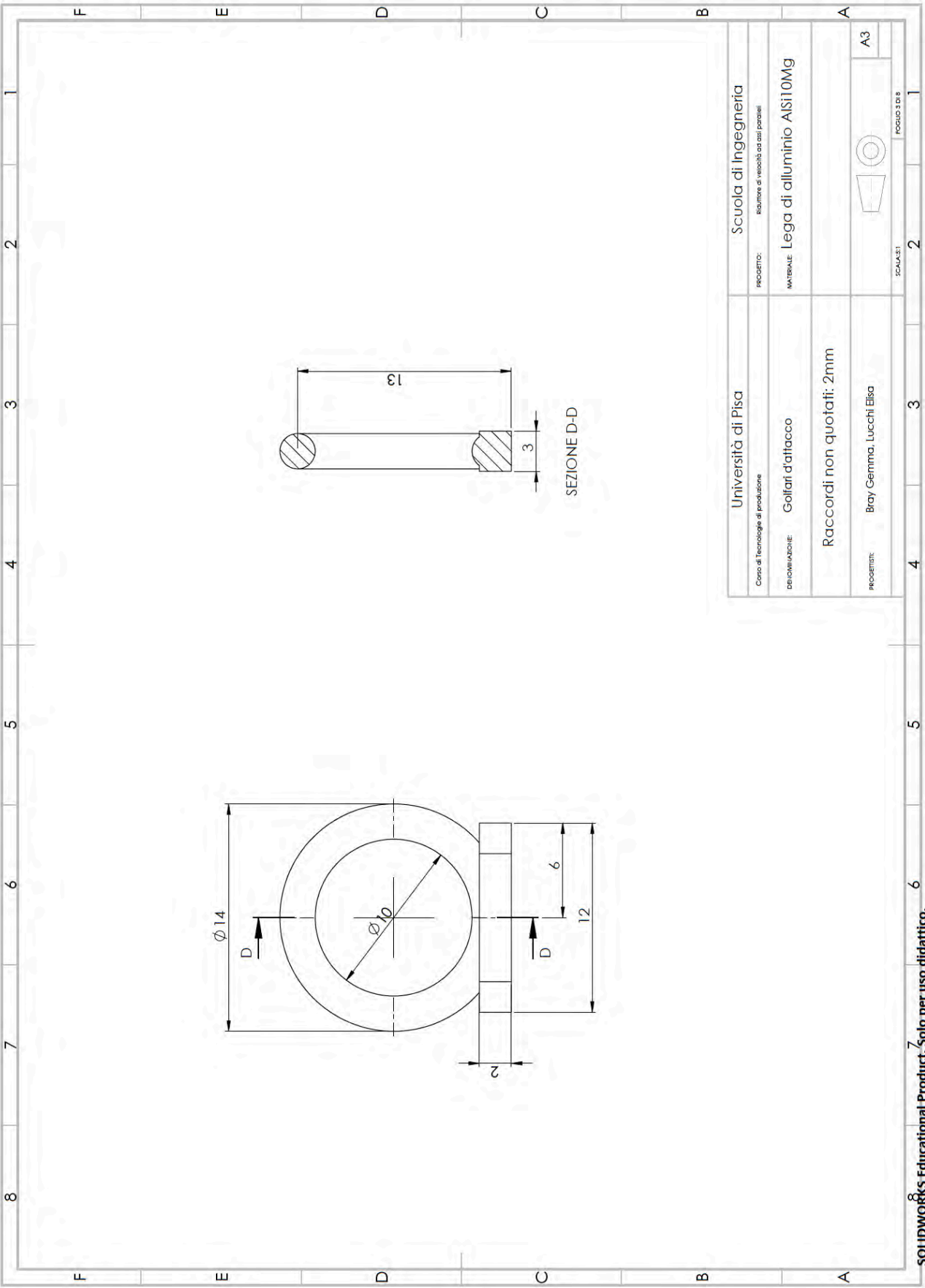


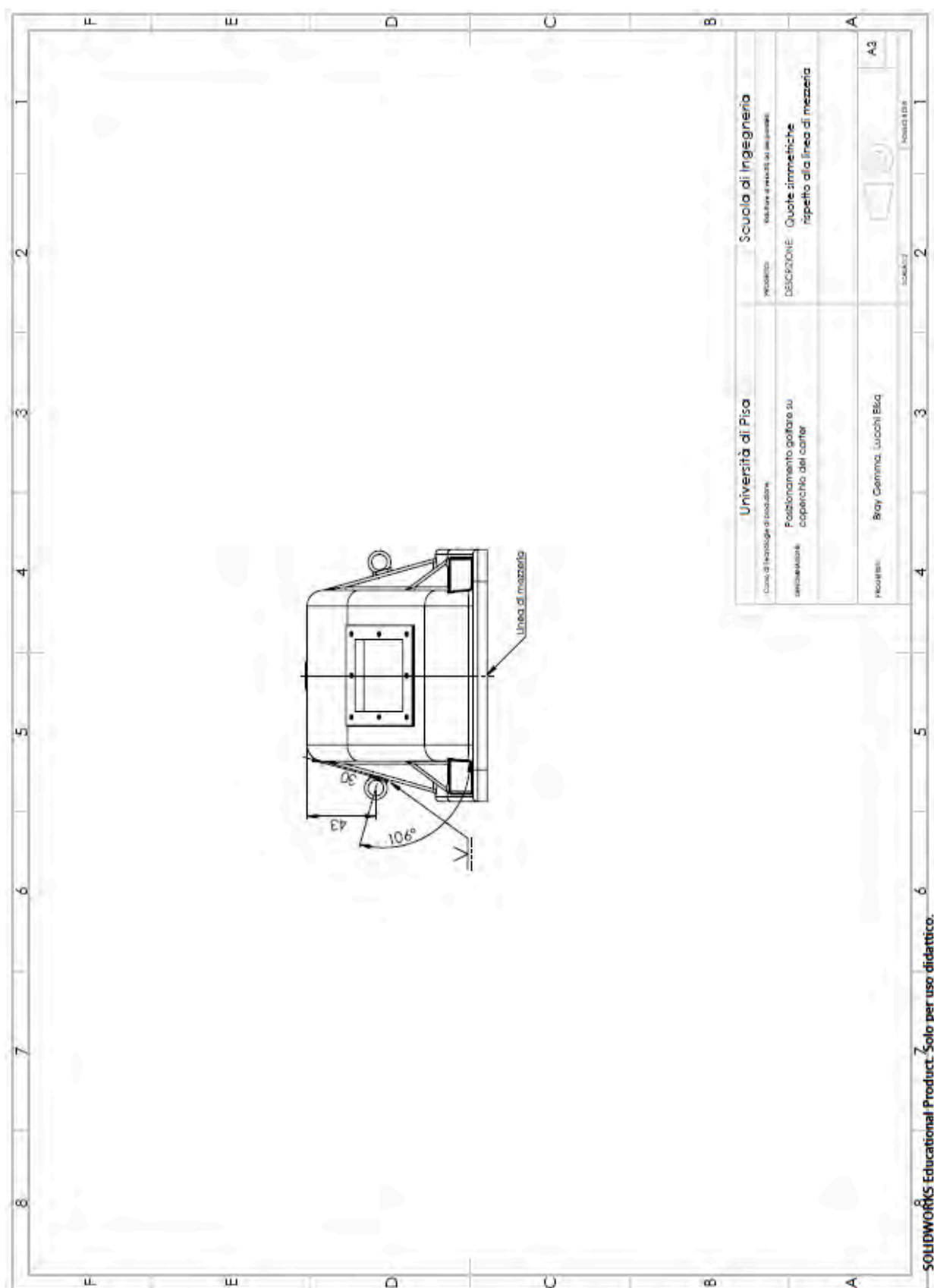






| | | |
|---|--------------------------|---|
| Università di Pisa Corso di Tecnologia di produzione | Scuola di Ingegneria | |
| | PROGETTO: | Redattore di velocità ad assi paralleli |
| DEFINIZIONE: | acciaio dolce DC01 | |
| | MATERIALE: | |
| PROGETTISTE: | Bray Gemma, Lucchi Elisa | |
| | A3 | |
| SCALA 1:1 | | FOGLIO 3 DI 8 |





9. Bibliografia

- **Tecnologia meccanica e studi di fabbricazione**, M. Santochi e F. Giusti, Milano: Casa Editrice Ambrosiana, 2000.
- **Tecnologia meccanica**, S. Kalpakjian e S. R. Schmid, Milano/Torino: Pearson, 2021.

10. Applicazioni utilizzate

- Solidworks 2024
- Inspire Cast 2025
- Fusion 360