

UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI PADOVA



FACOLTÀ DI INGEGNERIA

DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA INDUSTRIALE

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica

TESI DI LAUREA

**STUDIO DELLE PRESTAZIONI DI LUBRIFICANTI
ECOCOMPATIBILI IN PROCESSI DI FORGIATURA A FREDDO**

***FRICITIONAL BEHAVIOUR OF ENVIRONMENTALLY-FRIENDLY
SOLID LUBRICANTS IN COLD FORGING***

**Relatore: Prof. Ghiotti Andrea
Correlatore: Ing. Medea Francesco**

**Laureando: Bison Michael
Matricola: 1036199**

Anno Accademico 2014-2015

Ringraziamenti

Innanzitutto voglio ringraziare il Professor Andrea Ghiotti per avermi dato la possibilità di svolgere questa attività, per la sua disponibilità e serietà, e soprattutto per avermi aiutato ad ampliare le mie capacità.

Inoltre, un ringraziamento particolare va a Francesco Medea che mi ha seguito durante lo sviluppo di questa tesi, in parte nella progettazione e soprattutto nei momenti ricreativi, e a tutti i tesisti e dottorandi conosciuti in questo periodo.

Ringrazio la mia famiglia Vittorino, Marilù e Sandy che mi hanno supportato e sopportato durante questi anni di studi.

Per ultimi ma non meno importanti, voglio ringraziare i miei amici e la mia ragazza Margherita, con i quali riesco anche a scordare che “... *ciò che è reale è razionale...*”.

Michael

Padova, 06/03/2015

INDICE

SOMMARIO	1
ABSTRACT.....	3
1. INTRODUZIONE.....	5
1.1 Perché utilizzare i processi di forgiatura?	5
1.1.1 Aspetti economici	5
1.1.2 Proprietà dei prodotti finiti.....	7
1.2 Materiali e trattamento delle superfici	9
1.2.1 Materiali.....	9
1.2.2 Trattamento delle superfici	13
2. L'IMPORTANZA DELLA LUBRIFICAZIONE.....	17
2.1 L'attrito	17
2.2 Il coefficiente di attrito	19
2.3 Metodi di misura dell'attrito	22
2.3.1 Ring Compression Test.....	23
2.3.2 Double Cup Extrusion Test.....	24
2.3.3 Upsetting-Sliding Test	25
2.3.4 Spike Test	26
2.3.5 T-shape Compression Test.....	27
2.4 Tipi di lubrificanti.....	28
3. DESCRIZIONE DEGLI APPARATI DI PROVA	31
3.1 Principali presse utilizzate in forgiatura	31
3.2 Vaccari 7 PS.....	33
3.2.1 I motivi della scelta.....	33
3.2.2 Principi di funzionamento.....	34
3.3 Provini e stampi	36
3.3.1 Stampi per estrusione diretta.....	36
3.3.2 Stampi per estrusione inversa	44

Indice

3.4	Strumenti per l'acquisizione dati	50
3.4.1	Strumenti per estrusione diretta.....	51
3.4.2	Strumenti per estrusione inversa	57
3.5	Taratura degli strumenti	60
3.5.1	Taratura del potenziometro	60
3.5.2	Taratura della cella di carico	61
3.6	Programmi in LabVIEW	62
3.7	Immagini degli stampi.....	66
4.	SIMULAZIONI NUMERICHE FEM.....	71
4.1	Procedura adottata.....	71
4.2	Simulazioni di estrusione diretta con Forge.....	72
4.2.1	Geometrie e mesh.....	72
4.2.2	Principali parametri inseriti nella simulazione.....	74
4.2.3	Post-processore	75
4.3	Simulazioni di estrusione inversa con Forge.....	79
4.3.1	Geometrie e mesh.....	79
4.3.2	Principali parametri inseriti nella simulazione.....	81
4.3.3	Post-processore	83
4.4	Simulazione statica con Creo2.0	86
4.5	Analisi inversa.....	88
5.	PROGETTAZIONE ANALITICA.....	89
5.1	Determinazione della forza di estrusione	89
5.1.1	Estrusione diretta.....	89
5.1.2	Estrusione inversa	95
5.2	Tensioni agenti sugli stampi.....	99
5.3	Metodi per la progettazione di stampi per estrusione a freddo	100
5.3.1	Metodi per la progettazione di punzoni per estrusione	100
5.3.2	Metodi per la progettazione di matrici per estrusione	102
5.4	Materiali per stampi	106
6.	RISULTATI.....	111
6.1	Estrusione inversa	111

6.1.1	Curva Forza-Tempo	111
6.1.2	Influenza dei lubrificanti sulla forza di estrusione.....	112
6.1.3	Risultati dedotti dall'analisi inversa.....	117
6.2	Estrusione diretta	119
6.2.1	Curva Forza-Corsa	119
6.2.2	Risultati ottenuti.....	120
7.	CONCLUSIONI.....	125
	APPENDICE A: UTILIZZO DELLA PRESSA	127
A.1	Accensione e comandi per la movimentazione.....	127
A.2	Azzeramento stampi	128
A.3	Valori da inserire nel videoterminale.....	130
	APPENDICE B: DISEGNI TECNICI 2D	132
	BIBLIOGRAFIA	171

SOMMARIO

Nei processi industriali di deformazione massiva, l'attrito generato all'interfaccia tra gli stampi e il materiale da formare è un parametro molto influente: una scelta particolarmente importante è il tipo di lubrificante da utilizzare. Lo scopo principale dell'utilizzo di lubrificanti è quello di ridurre l'attrito in quanto, con la sua riduzione è possibile migliorare il limite di formabilità e diminuire la forza di processo, consentendo quindi la realizzazione di componenti con potenze minori, evitare bruciature e grippaggi, prolungare la vita degli stampi e migliorare la qualità superficiale. Vengono utilizzati vari tipi di lubrificanti a seconda delle finalità e modalità di lavorazione dei metalli.

A questa scelta sono correlati i possibili meccanismi di usura che possono insorgere all'interfaccia stampo/pezzo, oltre ad una finitura superficiale migliore o peggiore del componente.

Per valutare quantitativamente l'efficacia dei lubrificanti usati nell'estrusione diretta di cilindri in acciaio e nell'estrusione ad impatto di dischi di alluminio, abbiamo realizzato due apparecchiature che sono state installate su una pressa a vite: la prima di queste è stata sviluppata replicando il processo industriale di estrusione ad impatto e l'altra il processo di estrusione diretta, al fine di ottenere le reali condizioni di deformazione presenti nella forgiatura.

Per l'estrusione ad impatto, abbiamo adottato la geometria degli stampi utilizzati nel processo reale mentre, per l'estrusione diretta, abbiamo sviluppato degli stampi con i quali è possibile estrarre billette d'acciaio lubrificate, con diametro iniziale di 7 mm e lunghezza di 25 mm ad ottenere un diametro finale di 5 mm .

Questo elaborato descrive lo sviluppo di un nuovo sistema di prova per effettuare test di estrusione ad impatto sui dischi di alluminio: l'apparecchiatura consente di testare differenti livelli di temperatura e differenti rapporti di espansione superficiale.

Inoltre, al fine di analizzare l'attrito e l'usura dei lubrificanti impiegati nella forgiatura dell'acciaio, è stata sviluppata la configurazione di estrusione diretta che verrà descritta in seguito.

ABSTRACT

In industrial processes of massive deformation, friction generated at the interface between molds and the material to be formed, is an influential parameter. A particularly important choice is the type of lubricant to be used. The main purpose of using lubricants is to reduce friction because, by its reduction is possible to have an effect on improving forming limit, decreasing forming force and hence the realization of the piece with smaller powers, preventing burn on and galling, prolonging life of dies, and improving surface quality. Various types of lubricants are used depending on the purposes and conditions of metal working.

To this choice are correlated the possible wear mechanisms that can be established at the interface mold-piece, in addition to a better or worse surface finish of the component.

In order to evaluate quantitatively the effectiveness of the lubricants used in the direct extrusion of steel cylinders and impact extrusion of aluminum discs, we realized two equipments that have been adapted to a screw press; one of these has been developed in order to replicate the industrial process of impact extrusion and the other, to obtain the real conditions of deformation present in forging, by means of a direct extrusion configuration.

For the impact extrusion, we replicated the geometry of dies used in the reality while, for the direct extrusion, we developed an equipment in which is possible to extrude billets of steel, with initial diameter of *7 mm* and length *25 mm* to obtain a final diameter of *5 mm*.

This work presents the development of a novel test system to perform testing of impact extrusion on the aluminum discs; the equipment allows testing different temperature levels and different ratios of extrusion.

In addition, in order to analyze the friction and wear of lubricants used in forging, a configuration of direct extrusion was developed and will be described below.

1. INTRODUZIONE

1.1 Perché utilizzare i processi di forgiatura?

1.1.1 Aspetti economici

I vantaggi offerti dalla formatura solida, rispetto ad altre operazioni convenzionali, sono la combinazione di una maggiore qualità del prodotto con un costo di produzione minore.

Inoltre, per i pezzi stampati a freddo o a caldo, si ottengono generalmente proprietà meccaniche superiori in quanto si raggiungono elevati valori di resistenza e di tenacità, un andamento costante della fibra (a differenza per esempio dei processi per asportazione) e una buona finitura superficiale accompagnata da bassi valori delle tolleranze a cui si può giungere.

Per quanto riguarda l'aspetto economico, si possono avere risparmi notevoli, considerando però la dipendenza dalla specifica parte da formare e dal metodo di produzione del pezzo di partenza.

Si possono riassumere i singoli fattori di costo come:

- Bassa quantità di materiale di partenza: il volume di materiale iniziale viene quasi completamente convertito in prodotto finito, senza spreco di materiale. Se confrontato con i processi per asportazione, il risparmio che ne deriva può essere quantificato nel 70% di materiale di scarto in meno.

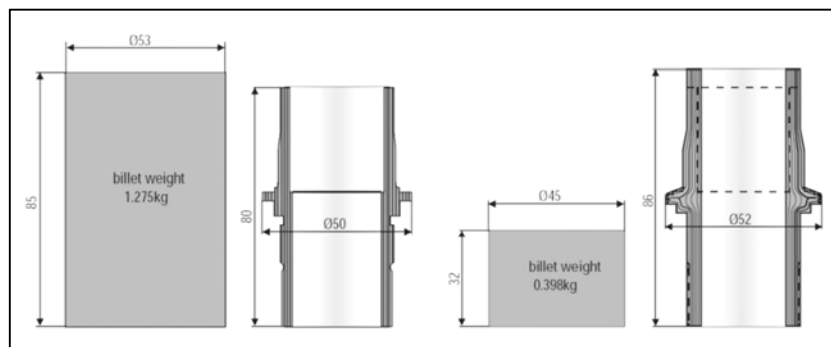


Figura 1.1 Confronto tra un componente ottenuto per asportazione di truciolo ed il medesimo ottenuto per formatura solida

- Uso di materia prima a basso costo: durante la formatura a freddo e a tiepido si ha l'incrudimento del pezzo e quindi un aumento delle caratteristiche di resistenza del materiale; ciò consente l'impiego di materiali di partenza meno pregiati, garantendo le medesime

proprietà finali ottenibili mediante altri processi con materiali migliori.

- Riduzione o eliminazione della fase successiva di machining: le successive operazioni di asportazione di materiale si rendono necessarie solo quando si hanno componenti in cui sono presenti sottosquadri, filettature e cavità (features non ottenibili per forgiatura).
- Costi minimi di processo, logistica e trasporto: questo vantaggio è dovuto al basso costo di automazione dei sistemi di trasferimento.
- Alta produttività: per piccoli pezzi, ricavati da filo, si utilizzano macchine per lo stampaggio orizzontali, che raggiungono una cadenza produttiva di 200 pz/min . Per i pezzi più grandi si utilizzano presse verticali che raggiungono velocità di produzione di 50 pz/min .
- Facilità di integrazione di diverse funzioni e geometrie su un singolo pezzo: i componenti ottenuti per estrusione a freddo offrono una valida opportunità per il “re-engineering” per produrre pezzi a basso costo. Ne è un esempio il componente in Figura 1.2: un coperchio in alluminio per un filtro dell’olio che, normalmente composto da tre parti, può essere ottenuto interamente per estrusione, riducendo quindi il numero di componenti oltre all’eliminazione dei processi di saldatura.

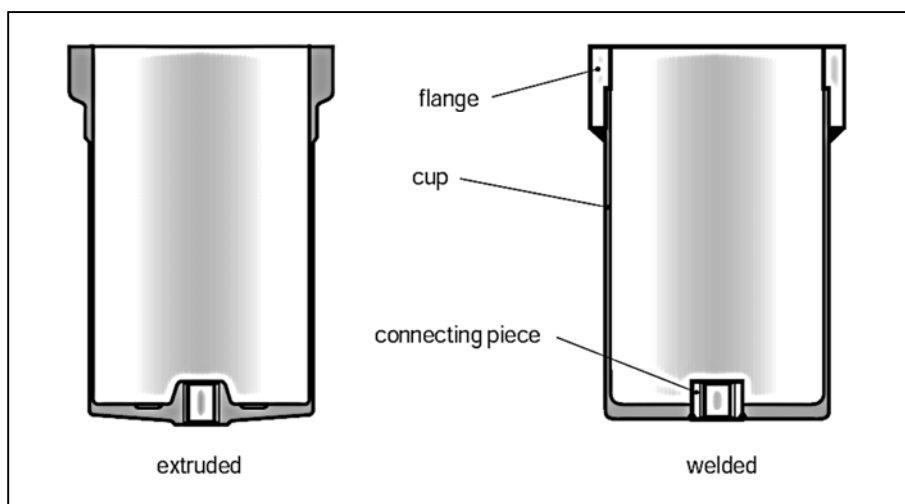


Figura 1.2 Confronto tra un componente ottenuto per estrusione ed il medesimo ottenuto con la saldatura di più parti

1.1.2 Proprietà dei prodotti finiti

Grazie all'elevata precisione geometrica e alle buone proprietà meccaniche, le caratteristiche ottenibili nei pezzi ottenuti per stampaggio a freddo, sono generalmente molto buone. Le caratteristiche meccaniche dipendono da fattori fisici e possono essere influenzati solo in misura limitata: in linea di principio, una buona precisione sui pezzi può essere raggiunta avendo a disposizione una pressa ad alta precisione e relativamente rigida. Se non vengono assolti tali prerequisiti, neppure migliorando la progettazione degli stampi si può compensare questa carenza. Altri aspetti importanti per una buona precisione del pezzo sono il controllo del volume della billetta, la pianificazione del processo, ecc.. Tuttavia, è necessario precisare che, migliorando questi aspetti, i costi di produzione inevitabilmente aumentano.

In Figura 1.3 sono rappresentati i range di tolleranze che si possono raggiungere nei processi di formatura; è da premettere che, più piccoli e leggeri sono i componenti, più piccole saranno le tolleranze e, viceversa, pezzi più grandi e pesanti comporteranno tolleranze maggiori.

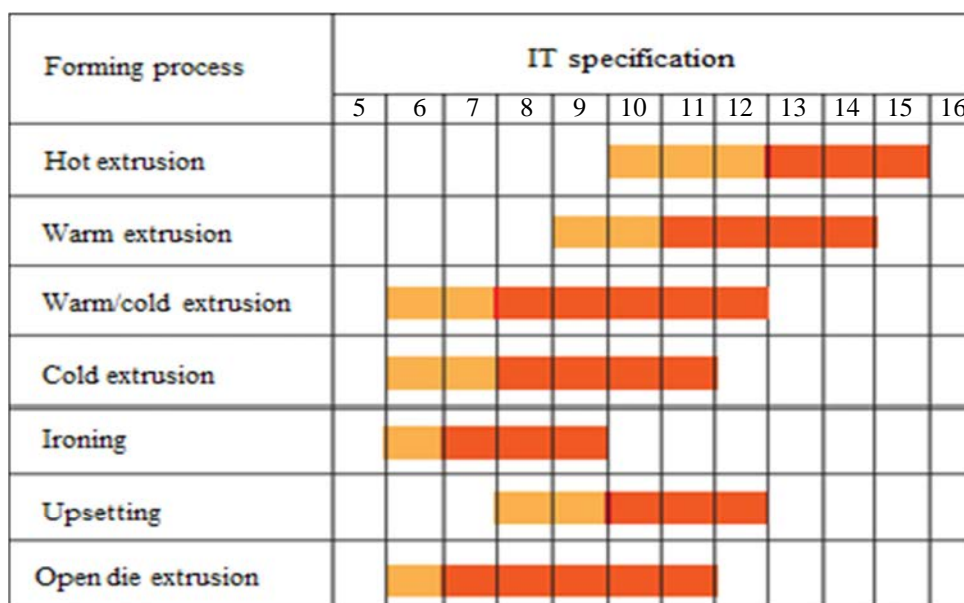


Figura 1.3 Tolleranze ottenibili nei processi di formatura

Le regioni indicate in rosso rappresentano le tolleranze che possono essere ottenute in condizioni normali dal particolare processo; quelle arancioni invece indicano quelle pur sempre ottenibili, ma con un maggior costo e fatica.

Si può altresì notare come le operazioni di stiratura e di formatura a freddo permettono di raggiungere alti livelli di precisione.

Altra caratteristica fondamentale è la rugosità dei pezzi ottenuti con processi net-shape o near net-shape che non prevedono finitura in macchine per asportazione di truciolo. In Figura 1.4 sono riassunti i valori ottenibili di rugosità (R_a ed R_z) per i diversi processi di formatura. In questo caso, le aree indicate in arancione rappresentano i valori di rugosità misurati prima della rimozione del layer lubrificante, invece quelle indicate in rosso indicano i valori misurati dopo.

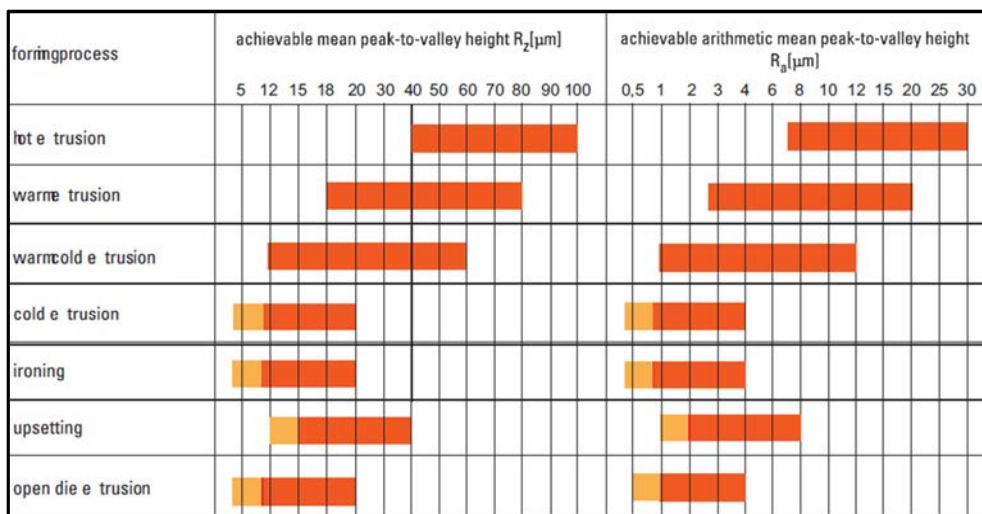


Figura 1.4 Rugosità ottenute dai diversi processi di formatura

Infine le proprietà meccaniche, quali durezza e resistenza a trazione, sono migliorate dai processi di formatura massiva; non vale lo stesso per la resistenza ad impatto, allungamento a rottura e tenacità, che invece diminuiscono dopo la lavorazione.

Per esempio, riferendoci alla curva reale sforzo-deformazione, per gli acciai con un contenuto medio-basso di carbonio l'aumento della resistenza a trazione può raggiungere il 120%, quello della tensione di snervamento tra il 100% e 300%, e della durezza tra il 60% e il 150%.

Questo consente di utilizzare acciai meno pregiati al posto di acciai alto-legati, se non è previsto il trattamento termico di questi ultimi.

1.2 Materiali e trattamento delle superfici

1.2.1 Materiali

I materiali utilizzati nei processi di forgiatura sono principalmente gli acciai al carbonio non legati, basso-legati e alto-legati, e leghe leggere o pesanti non ferrose come quelle di alluminio, magnesio, titanio e rame.

I fattori determinanti per la selezione dei materiali sono la formabilità (*flow stress*), l'andamento della curva di flusso (vedi esempio in Figura 1.5 per alcuni metalli), le fluttuazioni nella composizione del materiale e gli aspetti legati alla preparazione della billetta, come i trattamenti termici e i rivestimenti.

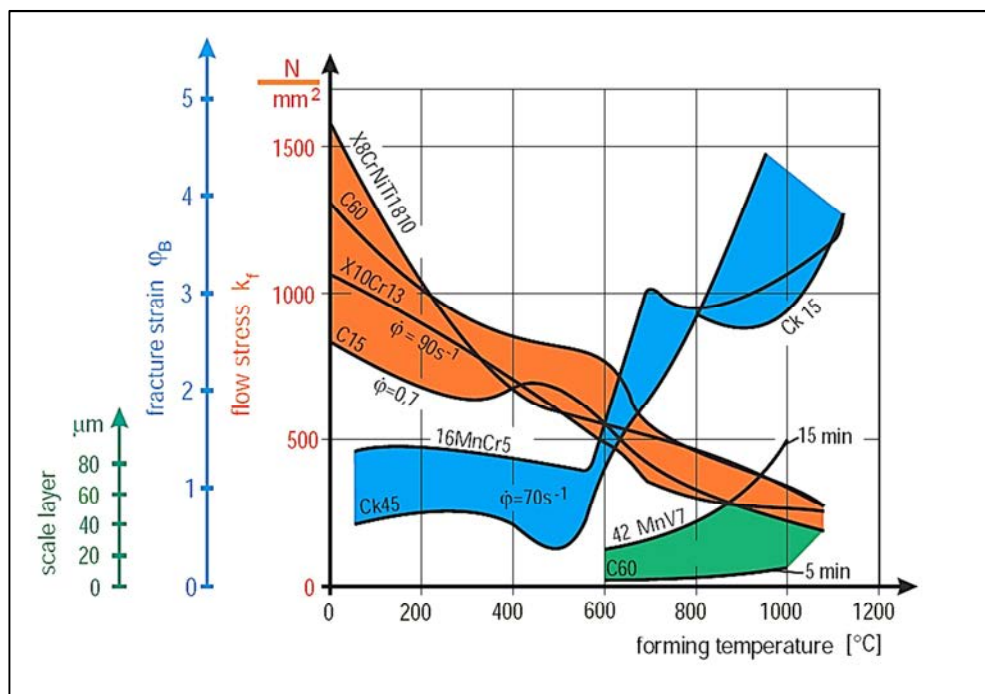


Figura 1.5 Tensione di flusso, formazione di scaglia e grado di deformabilità in funzione della temperatura

1.2.1.1 Acciai

Gli acciai dolci e basso-legati sono particolarmente adatti alla formatura a freddo. Per tenori di carbonio fino allo 0,2% si hanno le condizioni più favorevoli per la formatura; condizioni abbastanza favorevoli si riscontrano fino allo 0,3%; mentre al di sopra, fino allo 0,45% le condizioni diventano

sfavorevoli, ciò si traduce in una scarsa formabilità e forze di processo maggiori.

Il contenuto di elementi nocivi come il fosforo e lo zolfo è da limitare sotto lo $0,035\%$, infatti essi tendono a ridurre la formabilità dell'acciaio. Il contenuto di azoto deve essere contenuto sotto lo $0,01\%$ per limitare la tendenza all'invecchiamento. Acciai pre-trattati termicamente vengono utilizzati per ottenere parti molto sensibili alle deformazioni (come le aste per le punterie delle valvole), in cui le basse deformazioni sono garantite dall'alta resistenza dei materiali (fino a 1100 N/mm^2).

In alcuni casi vengono utilizzati anche acciai micro-legati contenenti boro, al fine di consentire un maggior incrudimento, sostituendo così gli acciai legati che devono essere sottoposti ad un successivo trattamento termico.

Tutti gli acciai che possono essere formati a freddo, possono essere anche formati a tiepido. Si deve comunque notare che, anche acciai contenenti maggiori tenori di carbonio (dallo $0,45\%$ all' $1,0\%$) possono comunque essere forgiati, senza costosi trattamenti termici intermedi.

Acciai da tempra a induzione come il Cf53, Cf60 e gli acciai per cuscinetti 100Cr6 sono un esempio di materiali utilizzati in forgiatura a tiepido.

Per avere una rapida stima della forza e dell'energia richiesti nel processo, si può ricorrere, con buona approssimazione, alla curva della tensione di flusso (*flow stress*) per la formatura a caldo, moltiplicando i valori della tensione di flusso a freddo per un fattore che va da $0,3$ a $0,5$. In Figura 1.6 si possono notare le tensioni di flusso degli acciai Ck15 a sinistra e Cf53 a destra.

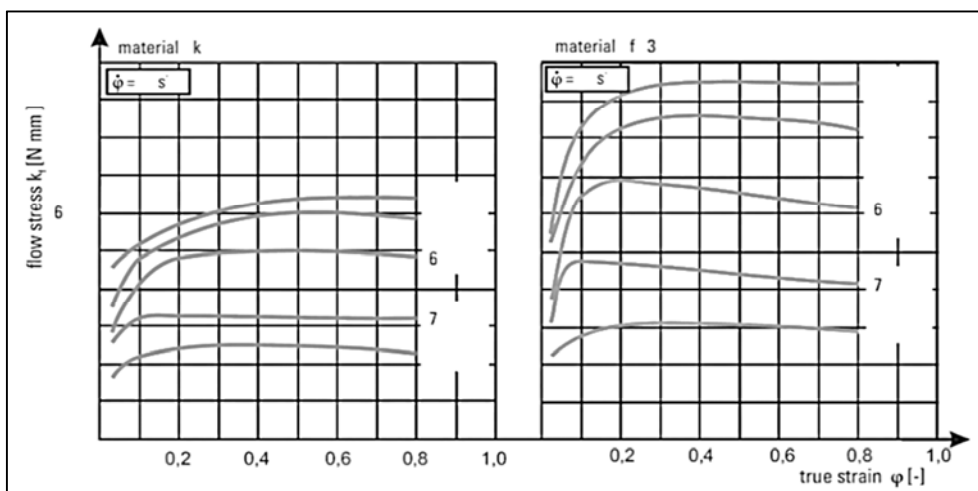


Figura 1.6 Relazione tra la temperatura e la tensione di flusso

Nella seguente tabella sono elencati gli acciai più importanti secondo le varie designazioni internazionali. Nell'ultima colonna è indicato a quale tipo di formatura è più adatto il materiale (**C** freddo, **W** tiepido, **H** caldo).

Material group	No.	DIN 1654	Eurostandard	American standard AISI A.S.T.M.	Japanese standard JIS	Suitable for cold (C), warm (W) and hot (H) forming
general structural steel	1.0303	QSt 32-3	C4C	Armco	SS34	C
	1.0213	QSt 34-3	C7C			C
	1.0204	UQSt 36	C11G1C	C		
	1.0160	UPSt37-2		H		
	1.0224	UQSt-38	C14G1C	SS41	C	
	1.0538	PSt50-2		H		
case-hardening steels	1.0301	C10	C10	C1008	S10C	W, H
	1.1121	Ck10	C10E	C1010	S9CK	C, W, H
	1.1122	Cq10	C10C	C1010	S9CK	C, H
	1.0401	C15	C15		S15C	W, H
	1.1141	Ck15	C15E	C1015	S15CK	C, W, H
	1.1142	Cq15	C15C	C1015	S15CK	C
	1.5919	15CrNi6				C
	1.7016	17Cr3				C
	1.7131	16MnCr5			SCr22	C, W, H
	1.7321	20MnCr4				C
heat-treatable steels	1.6523	21NiCrMo2				C
	1.1151	Ck22	C22E	C1020	S20C	C
	1.1152	Cq22	C22C	C1020		C
	1.0501	C35			S30C	W, H
	1.1181	Ck35	C35E	C1035	S35K	C, W
	1.1172	Cq35	C35C		S35K	C, W, H
	1.0503	C45			S40C	W, H
	1.1191	Ck45	C45E	C1045	S45C	C, W, H
	1.1192	Cq45	C45C			C
	1.1193	Cf45	C45G			W
	1.1213	Cf53	C53G			W
	-	Cf60	C60G			W
alloyed heat-treatable steels	1.5508	22B2				C
	1.5510	28B2				C
	1.5511	35B2				C
	1.5523	19MnB4				C
	1.7076	32CrB4				C
	1.7033	34Cr4		5130/-40	SCr1	C, W, H
	1.7035	41Cr4		5130/-40	SCr4	C, W, H
	1.7218	25CrMo4		4120/32		C, W, H
	1.7220	34CrMo4		4135	SCM3	C, W, H
	1.7225	42CrMo4		4140/-42	SCM4	C, W, H
1.6582	34CrNiMo6				C, H	
stainless steels	1.4016	X6Cr17				C, ferritic
	1.4006	X10Cr13	X10Cr13			C, martensitic
	1.4024	X15Cr13	X15Cr13			C, H, austenitic
	1.4303	X5CrNi18-12	X4CrNi18-12			C, austenitic
	1.4567	X3CrNiCu18-9	X3CrNiCu18-9-4			C, austenitic
roller bearing steel	1.3505	100Cr6		52100	SUJ1/2	C, W

Figura 1.7 Acciai per formatura massiva

1.2.1.2 Leghe di alluminio

Gli allumini che presentano una microstruttura a grana fine offrono diversi vantaggi rispetto a quelli che ne presentano una più grossolana: hanno una migliore formabilità, migliore finitura superficiale e maggiore resistenza.

Gli allumini puri e ultra-puri (vedi Figura 1.8) consentono un rapporto di estrusione (inteso come riduzione della sezione trasversale) fino al 95%, caratteristica che li rende adatti per la produzione di tubi e lattine.

All'aumentare del contenuto di magnesio, è possibile raggiungere caratteristiche di resistenza più elevate.

Le leghe per invecchiamento, come l' A1-MgSi1, presentano caratteristiche di resistenza meccanica e di resistenza alla corrosione molto buone.

Material group	No.	DIN 1712/25/45	ISO	AA	JIS
pure/ultra-pure aluminium	3.0285	Al 99,8	Al 99,8	1080A	A1080
	3.0275	Al 99,7	Al 99,7	1070A	A1070
	3.0255	Al 99,5	Al 99,5	1050A	A1050
non age-hardenable alloys	3.0515	Al Mn1	AlMn1	3103	A3003
	3.3315	Al Mg1	AlMg1	5005A	
	3.3535	Al Mg3	AlMg2,5	5754	
	3.3555	Al Mg5	AlMg5	5056A	
hardenable alloys	3.3206	Al Mg Si 0,5		6060 (6063)	A6063
	3.2315	AlMgSi 1		6082 (6061)	A6082
	3.1325	AlCuMg 1		2017A	A2017
	3.4365	AlZnMgCu 1,5		7075	A7075

Figura 1.8 Leghe di alluminio per formatura massiva

1.2.1.3 Leghe di rame

Come per l'alluminio, anche il rame con le sue leghe si presta molto bene ad essere estruso. La tensione di snervamento aumenta all'aumentare degli elementi leganti, quindi la formatura dovrebbe avvenire quando il materiale è debolmente legato.

Un caso pratico di rame puro (come l'E-Cu e il SE-Cu) è quello utilizzato nella produzione di terminali.

Tra le varietà di differenti bronzi utilizzabili, quello al stagno con un tenore di stagno che va dall' 1 al 2% è il più comunemente utilizzato in forgatura.

Se sono presenti elementi in lega come cromo, zirconio, berillio e silicone (CuNi2Si), la lega di rame può essere invecchiabile attraverso un trattamento termico.

La lega più importante è quella degli ottoni in cui, all'aumentare del contenuto di rame e al diminuire di quello di zinco, la formabilità migliora. Se il contenuto di zinco supera il 36%, i materiali diventano fragili, diminuendo notevolmente la formabilità a freddo; diventa quindi preferibile la formatura a caldo per leghe di questo tipo.

Anche con altri materiali come piombo, zinco, stagno, titanio o zirconio e le loro leghe si può ottenere un buon processo di formatura; tuttavia essi ricoprono un ruolo secondario rispetto agli altri materiali sopra menzionati.

Material group	Abbreviation	No.	DIN	US designation / UNS	JIS
pure copper	E-Cu F20	2.0060	1787	ETP 99,95 C0-0,040 / C11000	OFCu
	SF-Cu	2.0090	1787	DHP Copper / C12200	DCu
copper alloys	CuZn10	2.0230.10	17660	Commercial copper / C22000	BS(), RBS ()
	CuZn28	2.0261.10	17660	Cartridge brass 70 % / C26000	RBS ()
	CuZn40	2.0360	17660	Muntz Metal / C28000	RBS ()
	CuNi2Si	2.0855	17666	Silicon bronze / C64700	CN () 1
	CuNi12Zn24	2.0730.10	17663	65Ni-12Ag / C75700	
	CuNi20Fe	2.0878.10	17664	Cu-20Ni / C71000	
	CuAl11Ni	2.0978	17665	Aluminium bronze / C63200	
CuSn2	2.1010	17662	Phosphor bronze / C50500		

Figura 1.10 Leghe di rame per formatura massiva

1.2.2 Trattamento delle superfici

Vi è una marcata differenza tra trattamenti superficiali abrasivi e di deposito: i processi di abrasione includono metodi di pulizia chimica e meccanica, sgrassaggio e decalcificazione; i processi di deposito includono fosfatazione, insaponatura, e l'uso di oli e grassi.

Lo strato di fosfato serve come strato di supporto che facilita l'adesione dei lubrificanti sulla superficie. La saponatura viene utilizzata per operazioni di formatura più semplici, il Molycote per alti gradi di deformazione e per la formatura di ingranaggi.

Nel caso di presse orizzontali a più stazioni operative con filo, l'olio viene utilizzato sia come lubrificante che come refrigerante.

In presse multistazione verticali, oltre all'olio usato come lubrificante, vi è l'aggiunta di saponi / Molycote.

1.2.2.1 Pulizia, sgrassaggio e decalcificazione

I processi di pulizia e sgrassatura chimica sono svolti o per immersione o per spruzzatura di solventi, oppure attraverso la condensazione del vapore di solvente sui pezzi. Tra i tipi di solventi impiegati vi sono solventi organici (idrocarburi, etere di petrolio, petrolio), idrocarburi clorurati (tricloroetilene e percloroetilene) e detergenti idrosolubili come acidi, soluzioni acide saline e soluzioni alcaline.

I metodi meccanici comunemente utilizzati per la rimozione meccanica di strati superficiali contaminati, sono la sabbiatura o la burattatura con calce, sabbia, pallini d'acciaio e altri materiali. La scelta dei metodi e detergenti dipende dal tipo e dall'entità della contaminazione, il grado di purezza desiderato, e dalla forma e quantità degli pezzi che devono essere puliti. I detergenti idrosolubili sono quelli che vengono utilizzati più frequentemente.

Il decapaggio (disincrostazione chimica) viene eseguito tramite bagni in soluzioni di acido solforico o di acido cloridrico. Gli agenti decapanti servono per rilasciare idrogeno sul substrato metallico, causando la separazione degli strati di ossido.

1.2.2.2 Fosfatazione

La fosfatazione è un processo chimico mediante il quale si altera la superficie di un materiale metallico, creando dei cristalli fosfatici legati chimicamente al substrato, col fine di sfruttare le proprietà di questi composti per migliorare la resistenza alla corrosione e favorire l'adesione dei lubrificanti.

Il trattamento di fosfatazione sfrutta soluzioni di fosfato (fosfati di zinco, ferro, manganese, fosfati di nichel), per ricoprire la superficie con uno strato cristallino protettivo (di spessore $5 \div 10 \mu m$) di fosfato che conferisce elevata resistenza alla corrosione e migliora l'adesione del successivo strato di lubrificante grazie all'aumento della rugosità superficiale. Lo strato ottenuto deve essere uniforme, compatto e composto da cristalli di piccole dimensioni.

Il processo si effettua in impianti a spruzzo o immersione; il sistema a immersione fornisce risultati in genere migliori.

Lo strato di fosfato può resistere a temperature fino a $200^{\circ}C$. Oltre i $200^{\circ}C$, avviene una parziale trasformazione; oltre i $450^{\circ}C$ avviene la completa decomposizione dello strato di fosfato. A seconda del lubrificante utilizzato, tuttavia, possono essere raggiunte temperature di esercizio di $300^{\circ}C$ durante il processo di forgiatura. [1]

1.2.2.3 Lubrificazione

Durante lo stampaggio a freddo, il lubrificante deve resistere a pressioni elevate, dell'ordine di 2000 MPa quando si estrude l'acciaio, ed evitare il contatto metallo-metallo tra utensile e materiale estruso.

Per acciai con basso tenore di carbonio o basso legati, si è soliti rivestire la superficie della billetta con un lubrificante.

Lo strato di fosfato di zinco fornisce un buon substrato per i lubrificanti che resistono ad alte pressioni di formatura: il successo del trattamento di fosfatazione è influenzato dalla composizione dell'acciaio, in particolare il contenuto di cromo.

Di conseguenza, per gli acciai inossidabili austenitici, sono da preferire altri rivestimenti di conversione, come gli ossalati. Saponi come lo stearato, che aderiscono tenacemente ai rivestimenti di fosfato, vengono in genere impiegati come lubrificanti per stampaggio ed estrusione di acciaio a temperatura ambiente.

Lubrificanti solidi come MoS₂ e grafite hanno dimostrato di essere adatti in condizioni di stampaggio gravi, in cui l'espansione superficiale e le pressioni in gioco sono alte.

Per quanto riguarda la lubrificazione nello stampaggio a freddo di alluminio, si possono distinguere due categorie:

- Lubrificazione senza rivestimenti di conversione;
- Lubrificazione con un rivestimento di conversione .

I lubrificanti applicati senza rivestimenti di conversione sono olio, grasso, o stearati alcalini (in particolare stearato di zinco).

I rivestimenti di conversione più comuni sono i rivestimenti alluminati di calcio e fluoruro di alluminio. In entrambi i casi, il rivestimento di conversione è combinato con un lubrificante, normalmente stearato di zinco. È essenziale che le superfici siano completamente pulite quando si applica il rivestimento di conversione.

Questo richiede una particolare attenzione allo sgrassaggio e al decapaggio della superficie prima del rivestimento.

I tipi di leghe e l'espansione superficiale hanno una grande influenza sulla scelta del sistema di lubrificazione.

La Figura 1.11 riporta i lubrificanti adatti alle diverse leghe di alluminio in relazione all'espansione superficiale. L'ascissa indica le diverse serie di leghe di alluminio, disposte secondo durezza (crescenti difficoltà a forgiare). L'ordinata indica il grado di espansione superficiale a bassi, medi e alti livelli, a seconda del processo di formatura.

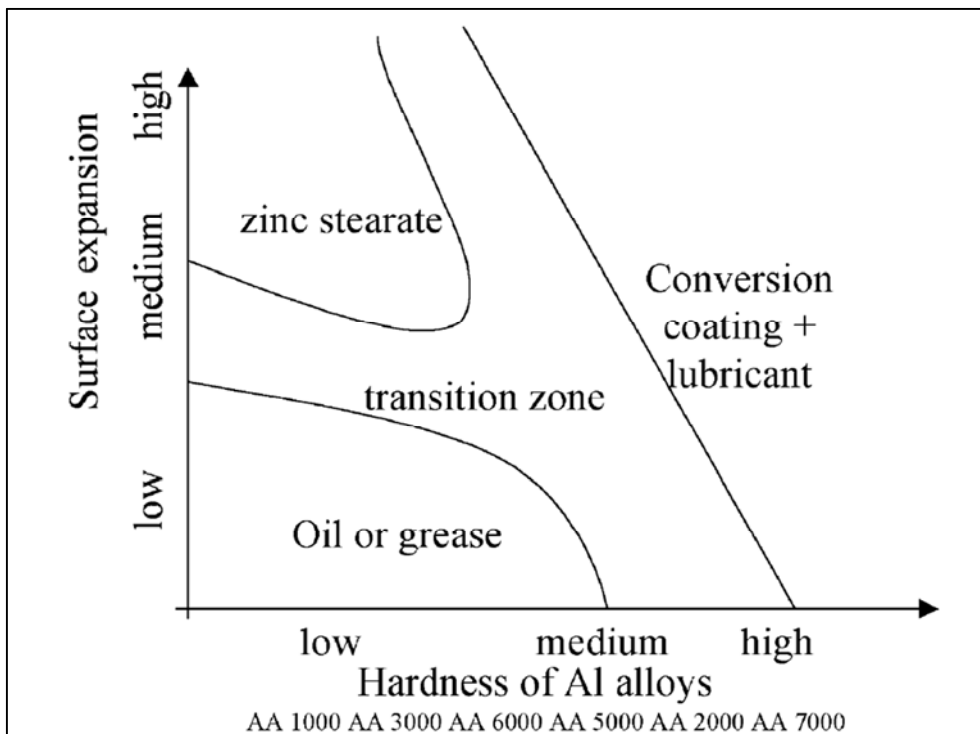


Figura 1.11 Lubrificazione per l'alluminio

Il sistema di lubrificazione è diviso in tre gruppi:

- olio o grasso
- stearato di zinco
- rivestimento di conversione + lubrificante

Le serie 1000 e 3000 possono essere forgiate a freddo senza rivestimenti di conversione, anche nei casi di forte espansione superficiale (come nell'estrusione inversa di lattine).

Per le leghe delle serie 6000 e 5000, la lubrificazione con olio, grasso, o stearato di zinco possono essere applicate in caso di bassa e media espansione superficiale. Superiori entità di deformazione si possono ottenere utilizzando i rivestimenti di conversione. Per la serie 2000, si possono effettuare espansioni superficiali ridotte senza l'impiego di rivestimenti di conversione, ed infine, per la serie 7000, i rivestimenti di conversione si rendono sempre necessari. [2]

2. L'IMPORTANZA DELLA LUBRIFICAZIONE

2.1 L'attrito

Nei processi di forgiatura, il flusso di metallo è generato dalla pressione trasmessa dagli stampi al pezzo da deformare. Per questo motivo, le condizioni di attrito all'interfaccia matrice/pezzo influenzano notevolmente il flusso di metallo, la formazione di difetti superficiali ed interni, le sollecitazioni agenti sugli stampi, il carico e dell'energia richiesti per compiere il processo.

La Figura 2.1 illustra questo fenomeno durante una prova di ricalcatura di un pezzo cilindrico. Si può notare come, in condizioni ideali senza l'attrito, il pezzo si deforma uniformemente e, di conseguenza, lo sforzo normale σ_n è costante lungo il diametro. Tuttavia, in condizioni reali, la deformazione del pezzo non è uniforme ma presenta la tipica forma di una botte (*barreling*), a causa della presenza di tensioni tangenziali di attrito τ . Come risultato, la tensione normale σ_n aumenta dal diametro esterno verso il centro del pezzo e la forza di ricalcatura totale è maggiore rispetto alle condizioni ideali.

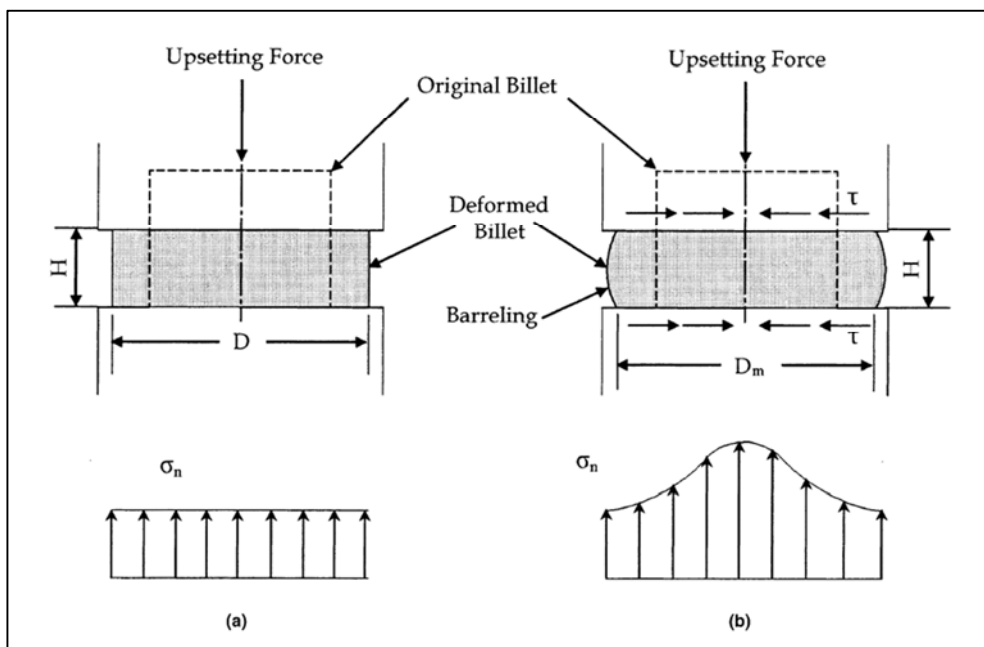


Figura 2.1 Prova di compressione in assenza di attrito (a) e in presenza di attrito (b)

Ci sono quattro tipi di lubrificazione che regolano le condizioni di attrito durante la formatura dei metalli. La curva di Stribeck (vedi Figura 2.2) illustra l'insorgenza di questi diversi tipi di lubrificante in funzione della combinazione di viscosità del lubrificante η , velocità di scorrimento v e pressione normale p .

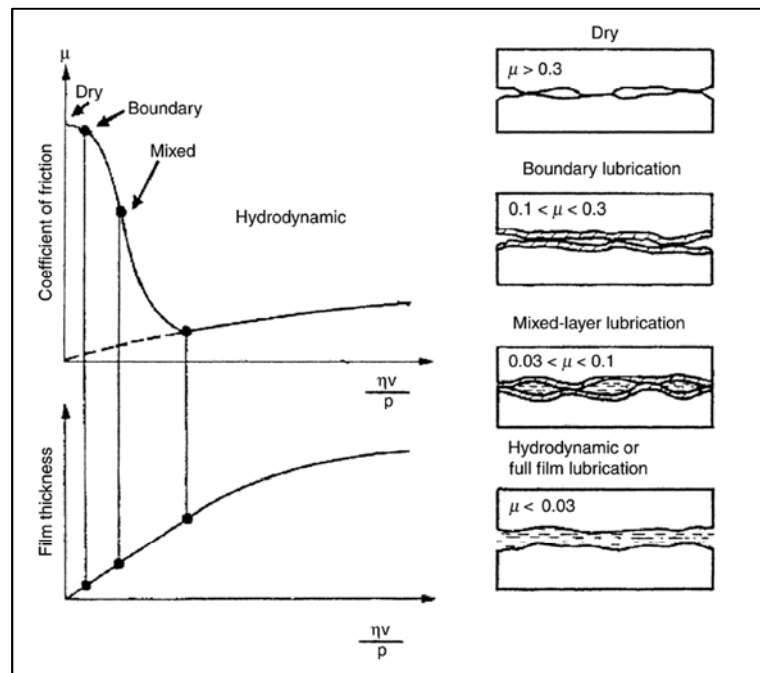


Figura 2.2 Curva di Stribeck

- In condizioni di *asciutto* è assente il lubrificante all'interfaccia e solo gli strati di ossido presenti sulle superfici dello stampo e del pezzo possono agire come strato di separazione. In questo caso l'attrito è elevato, e tale situazione è presente solo in poche operazioni, come la laminazione a caldo di piastre e lastre, ed estrusione a secco di leghe di alluminio.
- La lubrificazione *marginale* è governata da film sottili (tipicamente organici) assorbiti fisicamente o chimicamente adesi alla superficie metallica. Questi film costituiscono una barriera in condizioni di contatto estese metallo-metallo, in cui le proprietà del lubrificante fluido non hanno alcun effetto. Come nel caso di condizioni di asciutto, l'attrito è elevato.
- Una lubrificazione *a film* si ha quando uno spesso strato di lubrificante solido o di rivestimento secco è presente tra gli stampi e il pezzo. In questo caso, le condizioni di attrito sono governate dalla resistenza al taglio del film lubrificante.

- Si è in condizioni *idrodinamiche* quando è presente uno spesso strato di lubrificante liquido tra gli stampi e il pezzo. In questo caso, le condizioni di attrito sono governate dalla viscosità del lubrificante e dalla velocità relativa fra lo stampo e il pezzo. La viscosità della maggior parte dei lubrificanti diminuisce rapidamente con l'aumentare della temperatura. Di conseguenza, nelle operazioni ad alta velocità di formatura, come per nastri di laminazione e trafilatura, esistono le condizioni idrodinamiche solo entro un determinato range di velocità, dove le temperature di interfaccia sono relativamente basse. Come si vede nella curva Stribeck, l'attrito è relativamente basso.
- La lubrificazione *mista* è la situazione più diffusa nella formatura dei metalli. A causa delle alte pressioni e basse velocità di scorrimento presenti nella maggior parte delle operazioni di formatura, non possono essere ottenute le condizioni idrodinamiche. In questo caso, i picchi sono in condizione di lubrificazione e le valli della superficie metallica si riempiono di liquido lubrificante. Molti lubrificanti liquidi contengono organici che assorbono o reagiscono chimicamente con la superficie metallica, al fine di contribuire a fornire una barriera che impedisce il contatto metallo-metallo. Se è presente abbastanza lubrificante, il lubrificante nelle valli della superficie metallica può agire come supporto idrostatico. In questo caso, sia i picchi a contatto con la superficie metallica che le tasche idrostatiche supportano la pressione normale. L'attrito che si ottiene è moderato.

2.2 Il coefficiente di attrito

Per valutare le prestazioni dei vari lubrificanti nelle varie condizioni di processo per differenti materiali, e per essere in grado di prevedere le pressioni di formatura, è necessario utilizzare un parametro che ne descriva quantitativamente il comportamento. A tal fine sono state sviluppate due leggi che, entrambe, quantificano l'attrito raggruppando tutti i fenomeni di interfaccia in un unico coefficiente o fattore adimensionale.

La legge di attrito secondo *Coulomb* utilizza un coefficiente di attrito, μ , per quantificare l'attrito all'interfaccia; infatti Coulomb definisce tale coefficiente come semplicemente il rapporto della sollecitazioni di taglio per attrito τ , con la sollecitazione normale (pressione), σ_n :

$$\tau = \mu \cdot \sigma_n$$

Come è illustrato in Figura 2.3, la relazione lineare definita dalla legge di Coulomb non è valida per tutti i livelli di sforzo normale perché la sollecitazione di taglio τ , non può superare la resistenza a taglio k , del materiale.

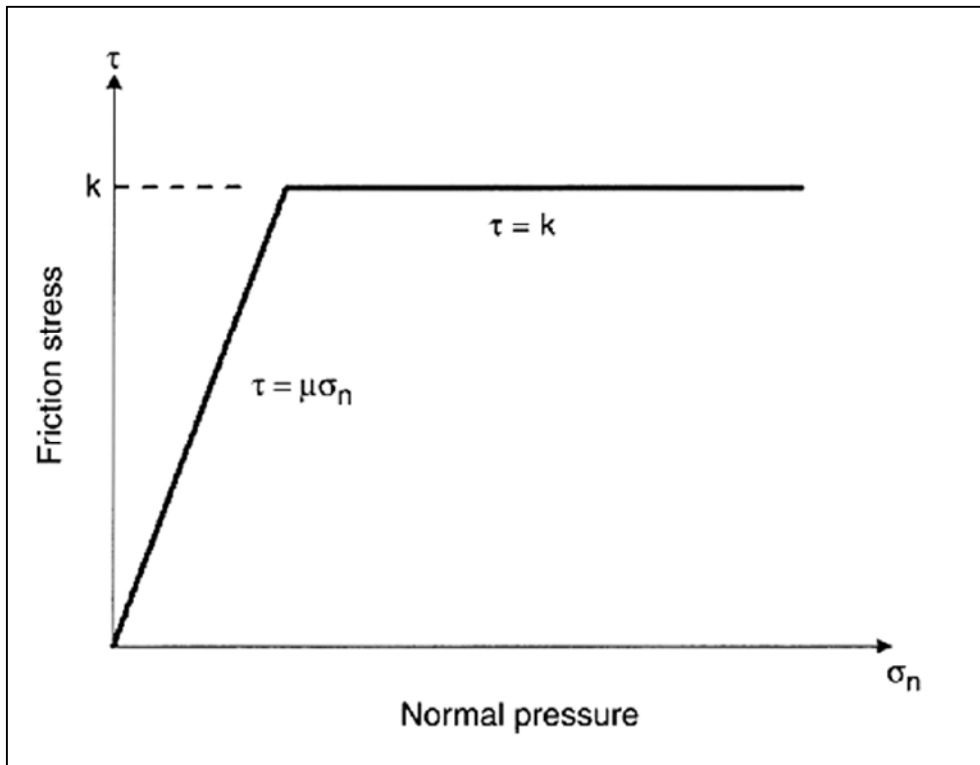


Figura 2.3 Campi di validità del coefficiente di attrito μ e del fattore di attrito m

Per sopperire a ciò, è stata sviluppata una seconda legge, chiamata *legge di attrito per taglio dell'interfaccia* (definito tramite Tresca o Von Mises).

Questa legge utilizza un fattore di attrito f , o un fattore di taglio m , per quantificare l'attrito. L'equazione seguente mostra che la sollecitazione di taglio per attrito τ , dipende dalla tensione di flusso del materiale che deforma $\bar{\sigma}$, e dal fattore di attrito f , o dal fattore di taglio m .

$$\tau = f \cdot \bar{\sigma} = \frac{m}{\sqrt{3}} \cdot \bar{\sigma} = m \cdot k$$

Si può notare come in assenza di attrito risulti $m=0$, mentre nel caso di completa adesione dei materiali, si ottenga $m=1$.

A seconda delle condizioni di lavoro, i valori del fattore di taglio m , assumono i seguenti valori:

- $m = 0,05 \div 0,15$ nella formatura a freddo di acciai, leghe di alluminio e di rame, utilizzando lubrificanti tradizionali di fosfato-sapone o oli.
- $m = 0,2 \div 0,4$ nella formatura a caldo di acciai, rame e leghe di alluminio con lubrificanti a base di grafite (grafite-acqua o grafite-olio).
- $m = 0,1 \div 0,3$ nella formatura a caldo di titanio e leghe ad alta temperatura con lubrificanti vetrosi.
- $m = 0,7 \div 1,0$ in assenza di lubrificante, ad esempio, in laminazione a caldo di piastre o estrusione a secco di leghe di alluminio.

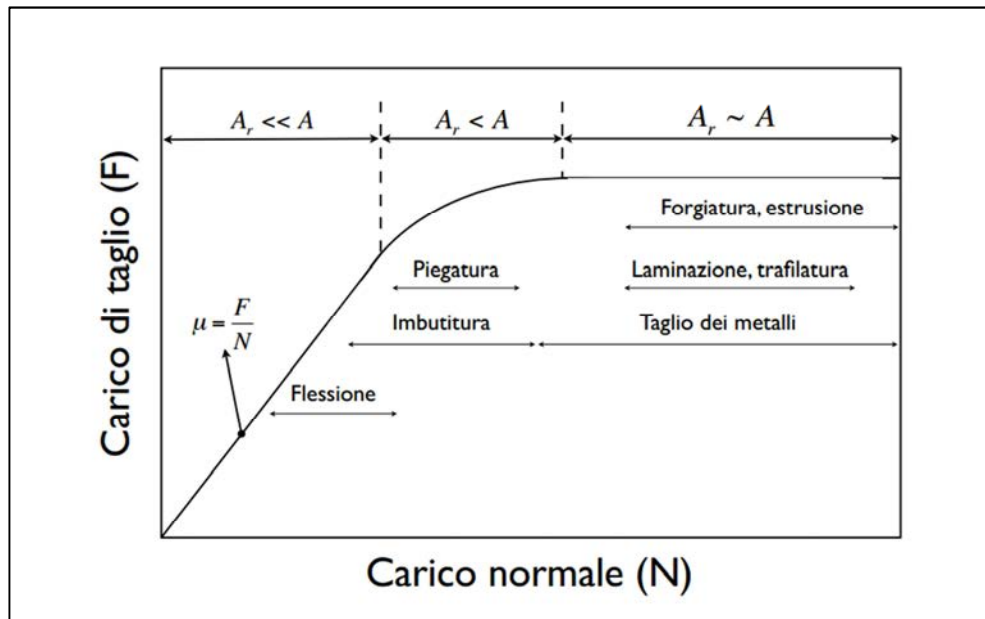


Figura 2.4 Relazione tra i principali processi di formatura con il coefficiente di attrito

Le proprietà dei materiali sia dello stampo che del pezzo influenzano la maniera in cui il lubrificante reagisce con le superfici (cioè, la lubrificazione di confine).

- La geometria degli stampi influenza la deformazione del pezzo e quindi come il lubrificante deve fluire.
- La finitura superficiale sia dell'utensile che del pezzo influenzano come si formano le tasche di lubrificazione idrostatica (lubrificazione mista).
- Nello stampaggio a caldo, la scaglia presente sulla superficie del pezzo influisce sulle condizioni di interfaccia. Se la scaglia è morbida e duttile, questa può agire come lubrificante. Se è dura e fragile, può causare un meccanismo di usura abrasiva.

2.3 Metodi di misura dell'attrito

Se confrontato con i costi delle materie prime, delle attrezzature e della manodopera, il costo dei lubrificanti è molto basso; a causa di ciò si potrebbe pensare che la spinta economica allo studio e al confronto tra i lubrificanti sia altrettanto modesta. Tuttavia, la composizione del lubrificante è uno dei maggiori fattori che influenzano la durata degli stampi e la finitura superficiale del pezzo.

Non è di secondaria importanza il confronto di lubrificanti attualmente in uso con lubrificanti alternativi, ecocompatibili, in cui è eliminata la presenza dei fosfati.

Inoltre, tali considerazioni sono necessarie al fine di ottimizzare l'utilizzo del grande investimento richiesto per la linea di rivestimento con il lubrificante della materia prima.

Detto ciò, ci sono diverse prove di simulazione da banco, progettate per valutare l'attrito e la lubrificazione nelle operazioni forgiatura.

Per determinare il coefficiente di attrito f , o il fattore di taglio m , nella formatura a caldo, oltre agli effetti di lubrificazione, anche gli effetti dello scambio termico tra stampi e materiali da formare devono essere considerati. Pertanto, i test di lubrificazione adottati per determinare i fattori di attrito, devono includere sia la lubrificazione che l'effetto dello scambio termico. Di conseguenza, nella formatura a caldo (come anche per quella a freddo), un buon test deve soddisfare i seguenti requisiti:

- Le temperature dei campioni e degli stampi devono replicare quelle riscontrate nel reale funzionamento a caldo.
- Il tempo di contatto tra il campione e gli stampi dell'apparato di prova deve essere approssimativamente lo stesso dell'operazione di formatura di interesse.
- L'espansione superficiale, ossia il rapporto tra la superficie della billetta dopo e prima della deformazione, deve essere approssimativamente lo stesso del processo produttivo.
- Le velocità relative tra metallo e stampi dovrebbe essere dello stesso ordine di grandezza ed avere le stesse direzioni che hanno nel processo di formatura. [2]

Verranno ora elencati alcuni test per la valutazione del coefficiente di attrito nell'ambito della formatura massiva dei metalli (non verranno quindi menzionati quei test che valutano l'attrito sulle lavorazioni delle lamiere).

2.3.1 Ring Compression Test

Il ring compression test è in grado di simulare al meglio le applicazioni di forgiatura che comportano una moderata quantità di deformazione, dove l'espansione superficiale indotta è dell'ordine del 100%.

Il test consiste nella compressione di un anello, di diametri ed altezza iniziali noti, portandolo ad una deformazione plastica permanente per cui si avrà una variazione delle dimensioni iniziali.

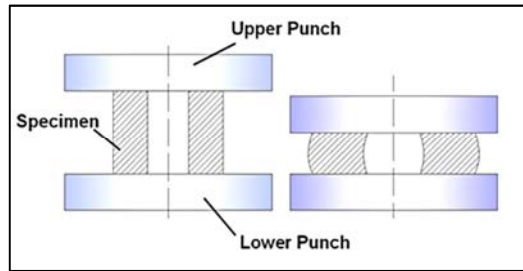


Figura 2.5 Schematizzazione del ring compression test

Si sfrutta il fatto che, dando per scontato che l'altezza finale sarà ovviamente minore di quella iniziale, come pure il diametro esterno finale sarà maggiore di quello iniziale, l'unico parametro libero resta la variazione di diametro interno.

Con questo test si va a correlare la riduzione o aumento del diametro interno, con la riduzione di altezza del provino: all'aumentare della riduzione di diametro interno, aumenta il coefficiente di attrito; viceversa, quando si ha una riduzione di diametro negativa (aumento del diametro interno) il coefficiente di attrito sarà basso. Questo comportamento è riassunto in Figura 2.6.

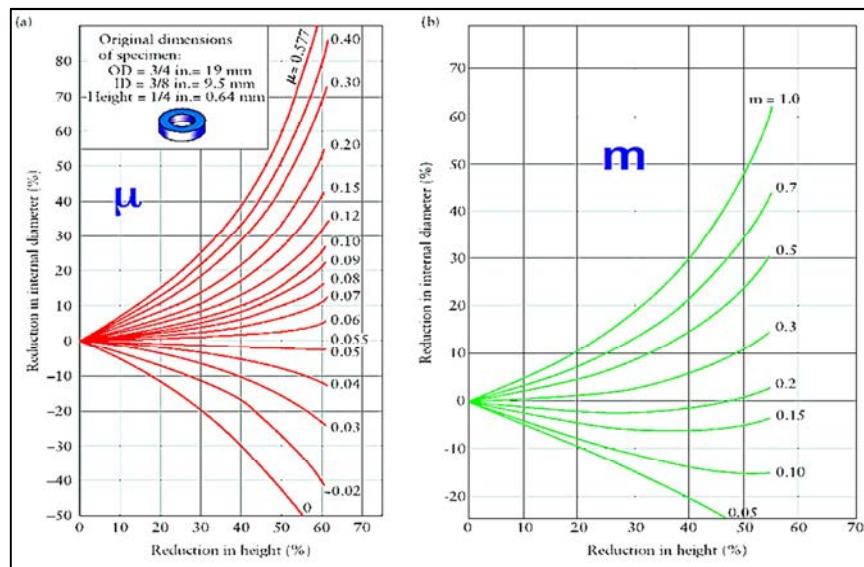


Figura 2.6 Curve risultanti dal ring compression test

2.3.2 Double Cup Extrusion Test

Il double cup extrusion test, a differenza del precedente tipo di test, è in grado di simulare applicazioni di forgiatura più gravi, in cui l'espansione superficiale e la pressione risultante all'interfaccia sono rispettivamente dell'ordine del 700% e 2000 MPa, simili a quelli che si riscontrano nelle operazioni di stampaggio a freddo.

Il test è semplice da effettuare e può classificare facilmente i lubrificanti in base alla differenza delle altezze delle tazze che vengono a formarsi nella billetta: il parametro di interesse è quindi il rapporto tra le due altezze $R=H1/H2$ che dà un'indicazione quantitativa a riguardo dell'efficacia della lubrificazione.

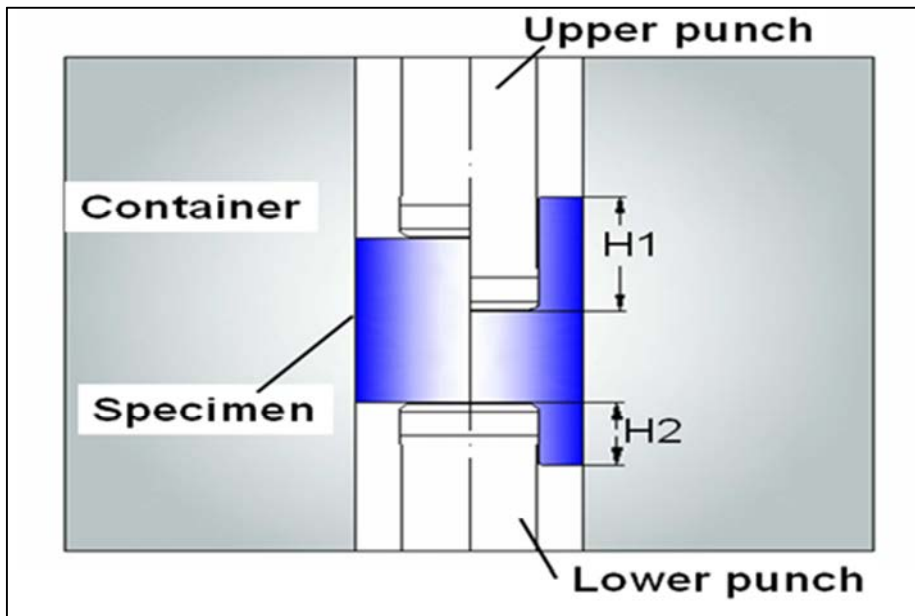


Figura 2.7 Schematizzazione del double cup extrusion test

Il rapporto R cresce all'aumentare del fattore di attrito (esso ha valore unitario, ossia altezze delle tazze uguali, quando si è in assenza di attrito); in questo caso si va a considerare è il fattore di attrito m , e non il coefficiente di attrito di Coulomb μ .

Il punzone superiore è mosso da un attuatore, mentre quello inferiore ed il contenitore sono fermi. In questa maniera il contenitore ha una velocità relativa rispetto al punzone superiore, ma è fermo rispetto a quello inferiore. In presenza di attrito l'altezza $H1$ è sempre maggiore di $H2$, quindi il parametro R è sempre positivo.

È da osservare che l'attrito è uguale in entrambe le tazze, durante il processo, ciò che cambia è la velocità relativa dei punzoni all'interno delle tazze. Infatti l'attrito sul contenitore frena il flusso verso il basso ($H2$) e accentua quello verso l'alto ($H1$).

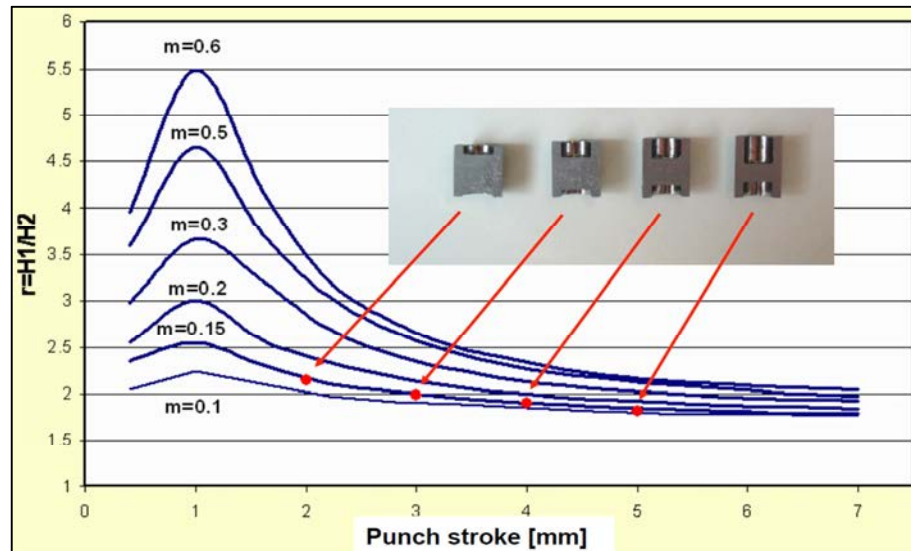


Figura 2.8 Curve risultanti dal double cup extrusion test

Queste due tipologie di test sono forse le più conosciute ed utilizzate in ambito sperimentale. Entrambe però tengono in considerazione solamente parametri di forma: i coefficienti di attrito vengono ricavati attraverso il confronto di parametri geometrici.

Nei seguenti test invece, si tiene conto sia della geometria che delle forze.

2.3.3 Upsetting-Sliding Test

L'upsetting-sliding test consiste in un apparato sperimentale progettato per simulare le condizioni di contatto che avvengono in operazioni di stampaggio a caldo. Tale test utilizza un punzone "contactor o indenter" che viene compresso su un campione cilindrico e fatto scorrere lungo la sua superficie con una velocità di scorrimento costante.

I principali parametri del test sono la geometria del punzone, la sua velocità, la sua penetrazione all'interno del provino, e le temperature dei corpi.

I coefficienti di attrito sono fortemente correlati ai parametri meccanici, fisici e chimici delle superfici a contatto. Vista l'impossibilità per un test di simulare ogni parametro che influenza l'attrito, in tale test vengono impiegati come provini parti di interesse industriale, parti di stampi reali

come punzoni e lubrificanti comunemente utilizzati nei processi, in modo da replicare le caratteristiche chimiche e fisiche del contatto.

Le temperature del punzone e dei campioni sono rispettivamente regolabili dalla temperatura ambiente a 300 e 1200°C . I parametri meccanici del contatto vengono regolati in modo da rispettare i range che assumono durante il processo (penetrazione, geometria del contattore, ecc..).

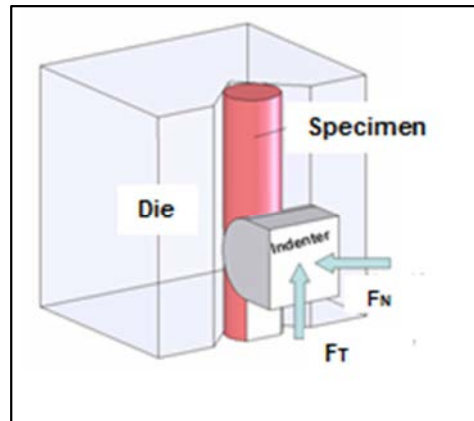


Figura 2.9 Schematizzazione dell'*upsetting-sliding test*

2.3.4 Spike Test

Lo Spike test serve a simulare un comportamento tribologico in forgiatura più severo rispetto al ring compression test, ed è utilizzato anche nel settore dello stampaggio per testare i lubrificanti. Il test è spesso utilizzato nella valutazione dei lubrificanti per la forgiatura a tiepido, ma il principio si applica anche in quella a freddo.

Un cilindro pieno di metallo viene spinto in un foro rastremato presente su una superficie dello stampo. Il rapporto tra la quantità di materiale che scende il foro e la quantità di materiale che resta sopra e fluisce tra matrice e punzone, è indicativa dell'attrito osservato durante il processo di formatura. L'efficacia di un lubrificante comporta una maggiore discesa del materiale all'interno del foro rastremato.

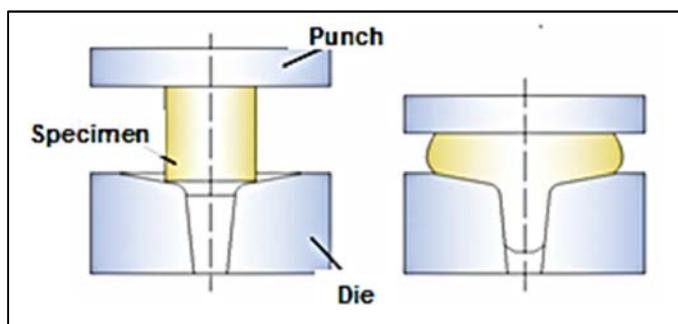


Figura 2.10 Schematizzazione dello *Spike test*

2.3.5 T-shape Compression Test

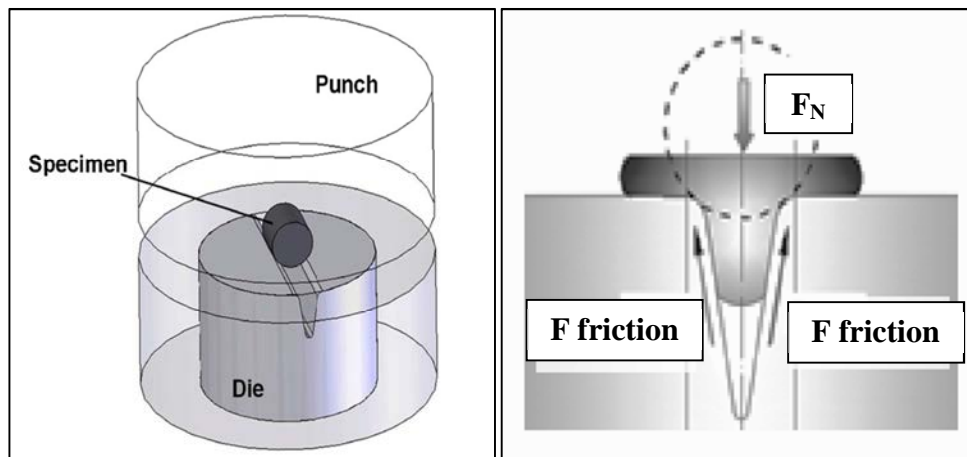


Figura 2.11 Schematizzazione dello T-shape compression test

Il test, molto simile al precedente, comprende tre componenti: un punzone, il campione da testare di geometria cilindrica e lo stampo, il quale presenta una scanalatura a V.

Inizialmente il provino è posto sopra alla scanalatura, dopodiché viene mosso il punzone che schiaccia il provino, questo viene estruso in parte all'interno della scanalatura ed in parte si muove lateralmente tra le superfici piane (flusso laterale tra matrice e punzone).

L'attrito sulle superfici inclinate della scanalatura limita il flusso del metallo al suo interno, la profondità di estrusione è quindi un indice della qualità della lubrificazione.

Con questo tipo di test si possono testare sia lubrificanti solidi che liquidi: le condizioni di lubrificazione solida sono ottenute con rivestimento di fosfato di zinco e uno strato di sapone, per la lubrificazione liquida invece si riempie la scanalatura di olio lubrificante.

I vantaggi principali di questo test risiedono nel fatto che, sia i carichi di formatura che la forma finale del campione dipendono dalle condizioni d'attrito. Inoltre il sistema di lubrificazione è semplice e si possono raggiungere elevate deformazioni con rapporti di espansione fino a 50% ed alte tensioni di contatto (si verifica sia la compressione che l'estrusione).

2.4 Tipi di lubrificanti

Durante i processi di forgiatura, vi è sempre la presenza dell'attrito nella zona di contatto tra pezzo da formare e stampo. Questa, oltre all'aumento della forza e della potenza richiesti alla macchina per svolgere il processo, comporta anche l'usura degli stampi, che si traduce nel danneggiamento degli stessi e del pezzo da formare.

Da qui nasce l'impiego dei lubrificanti, i quali hanno lo scopo di mantenere separate le superfici del pezzo e dello stampo che andrebbero altrimenti in contatto, riducendo così il fenomeno dell'attrito, l'usura degli stampi ed il numero di componenti difettosi. Inoltre, in alcuni processi di deformazione a freddo, si sfrutta anche la capacità refrigerante del lubrificante.

Ad influire sul comportamento dei lubrificanti sono principalmente la loro viscosità e la presenza di additivi chimicamente attivi e polari.

Gli additivi polari vengono assorbiti dalla superficie del materiale sia dello stampo che del pezzo; quelli chimicamente attivi invece reagiscono con la superficie del materiale solo dopo aver raggiunto una determinata temperatura di attivazione.

Attraverso la formazione di tali strati limite si raggiunge la separazione dei componenti ma, si può avere anche usura chimica delle superfici.

Nella formatura a freddo, in genere, si ha una condizione di attrito misto: con lubrificanti liquidi e solidi avviene la completa separazione delle superfici striscianti però, localmente si può avere penetrazione nel film di lubrificante, portando ad una condizione di attrito limite o attrito secco.

Durante le varie tipologie di formatura a freddo, si verificano differenti tipi di deformazioni termiche e meccaniche, facendo sì che siano richieste diverse specifiche per il lubrificante. A seconda del materiale da formare e delle sue proprietà fisiche e chimiche, si stabilisce il trattamento superficiale opportuno del pezzo.

Nella forgiatura a freddo degli acciai, a causa degli elevati valori delle tensioni raggiunti sul film di lubrificante, si rende necessario migliorare le condizioni delle superfici introducendo strati di conversione inorganici (*strati di fosfato od ossalato*), prodotti mediante una reazione chimica sulla superficie del metallo. Essi separano le superfici, ed evitano quindi il contatto metallo/metallo e le possibili saldature fredde che avrebbero luogo. Inoltre, essi consentono un aggrappamento migliore del lubrificante alle superfici del pezzo, facendo sì che il pezzo possa sopportare espansioni superficiali maggiori senza il rischio di fratture.

Con acciai non legati o basso-legati, vengono utilizzati solitamente strati inorganici di fosfato come strati di conversione, la maggior parte delle volte

fosfato di zinco, in casi particolari invece fosfati di manganese, di ferro o di silicio. Lo spessore ottimale di tali strati si ha tra i $5\mu\text{m}$ e i $15\mu\text{m}$; in ogni caso, le scelte della struttura cristallina e dello spessore dello strato di fosfato, così come del lubrificante, vanno fatte tenendo in considerazione il tipo specifico di processo di formatura (vedi la Figura 2.12), al fine di ottimizzare la vita degli stampi.

Process	Process conditions*			Demands upon lubrication
	Relative pressure p_{max}/k_{f_0}	Relative velocity V_{FR}/V_T	Surface enlargement A_1/A_0	
Upsetting	5.9	2.4	4.5	Pressure resistant
Ironing	2.1	2.3	2.2	High separating capacity good adherence
Open die extrusion	1.9	1.5	1.5	No special demands little friction coefficient
Rod extrusion (forward)	6.4	5.7	4	} High pressure resistant High adherence and separating capacity
Tube extrusion (forward)	5.5	5	4	
Can extrusion (backward)	9	6.3	11	
* Mean values calculated using elementary theory				k_{f_0} = initial flow stress V_{FR} = sliding velocity V_T = tool velocity

Figura 2.12 Condizioni di processo e requisiti per i lubrificanti utilizzati in formatura a freddo

Vengono impiegati layer di fosfati con grana cristallina fine di spessore di $5\div 10\mu\text{m}$ per l'estrusione di filo su presse multistadio con oli minerali additivi EP (Extreme Pressure) come lubrificanti.

Per quanto riguarda la stiratura, sono adatti strati di fosfati a grana fine di spessore ancora compreso tra $5\div 10\mu\text{m}$, insieme a saponi lubrificanti reattivi, come lo stearato di sodio.

Per riduzioni percentuali medie di barre, sono impiegati layer di fosfato a grana grossolana, compresi tra $15\div 20\mu\text{m}$, assieme ai saponi lubrificanti. Ciò è necessario per avere la completa separazione tra stampi e barra.

Per impieghi ancora più gravosi, vengono impiegati lubrificanti basati su MoS_2 (disolfuro di molibdeno) e grafite; il MoS_2 è dotato di maggiore aderenza e resistenza a compressione rispetto alla grafite.

Per acciai alto-legati, non potendo essere trattati in bagni di fosfati, vengono utilizzati rivestimenti di ossalato. Lo spessore del layer di ossalato va da $5\div 8\mu\text{m}$, e come lubrificanti vengono ancora adoperati saponi metallici o lubrificanti solidi (come il MoS_2 e grafite).

Per gli acciai inossidabili vengono impiegati rivestimenti sperimentali di rame, piombo e cadmio, grazie alle loro buone proprietà di separazione e di scorrimento; come lubrificanti vengono utilizzati saponi metallici, oli minerali e borato di sodio.

Per quanto riguarda i metalli non ferrosi, la richiesta di strati di conversione e di lubrificanti, è inferiore; in alcuni casi la formatura viene effettuata addirittura a secco, ponendo però attenzione al fatto che ad un basso coefficiente di attrito non corrisponde necessariamente una bassa usura degli stampi.

In Figura 2.13 sono riassunti questi aspetti. [3]

Process	Slug Material	Lubrication		
		Steel	Stainless Steel	Al, Al-alloys
Upsetting	light	without lubrication mineral oil + EP-additives	without mineral oil + EP mineral oil + chlorinated paraffin	without fats and fatty oils (eg. palmoil)
	severe	soap on phosphate coat MoS ₂ on phosphate coat	soap on oxalate coat	Lanolin soap on phosphate coat
Ironing	} light severe	mineral oil + EP-add. on phosphate coat	mineral oil + chlorinated paraffin	Lanolin soap (Zn-, Ba-stearate)
Open die extrusion		soap on phosphate coat	soap on oxalate coat	soap on phosphate coat
Extrusion (rod, tube, can)	light	mineral oil + EP-add. on phosphate coat	mineral oil + chlorinated paraffin	soap (Zn-, Ba-stearate)
	severe	soap on phosphate coat soap + MoS ₂ on phosphate coat MoS ₂ on phosphate coat (MoS ₂ -) foundry – black	soap on oxalate coat (MoS ₂ -) foundry – black copper coating + mineral oil or soap or borax	soap on phosphate coat

Figura 2.13 Lubrificanti utilizzati nelle lavorazioni a freddo

3. DESCRIZIONE DEGLI APPARATI DI PROVA

3.1 Principali presse utilizzate in forgiatura

Sono diversi i tipi di apparecchiature, come le presse e i magli, impiegati nella formatura dei materiali, in quanto le diverse condizioni di lavoro influenzano il processo stesso di forgiatura, incidendo sul tasso di deformazione e di temperatura oltre che sul tasso di produzione.

Le caratteristiche principali attraverso le quali si sceglie la macchina ideale per il processo sono il carico richiesto, il tempo del processo e le caratteristiche di precisione finale.

Vi sono tre fondamentali tipi di presse utilizzate nello stampaggio, sia a caldo che a freddo, e nell'estrusione, ossia le presse idrauliche, meccaniche e a vite.

La classificazione discriminante di tali macchinari è però legata alle limitazioni che le caratterizzano, infatti tali presse possono essere suddivise in due classi: presse limitate in energia o presse limitate in corsa.

Della prima classe fanno parte quelle presse per cui l'entità di deformazione raggiungibile è limitata dalla forza o dall'energia resa disponibile dalla macchina: di questa categoria fanno parte i magli a semplice, doppio effetto o a contraccolpo, le presse a vite rotante o traslante (limitate in energia); le presse oleodinamiche e le ricalcatrici (limitate in forza).

Della seconda classe fanno invece parte quelle presse per cui l'entità di deformazione raggiungibile è limitata dalla corsa della macchina, cioè le presse meccaniche (a ginocchiera o ad eccentrico).

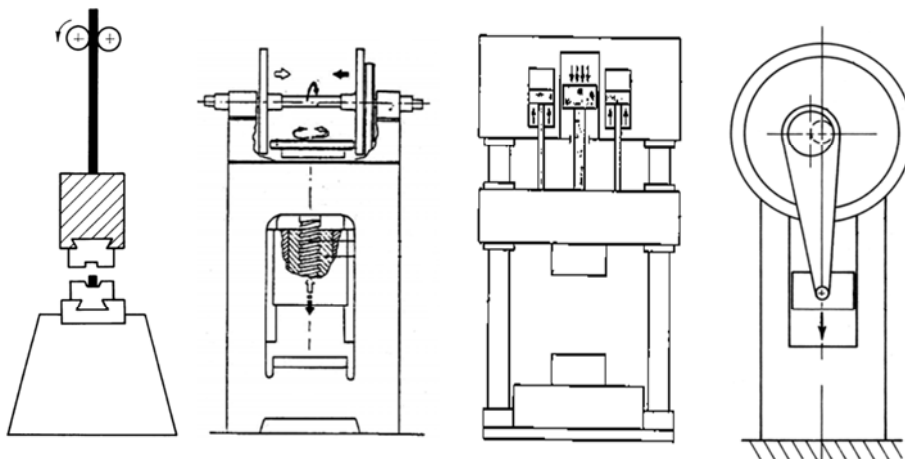


Figura 3.1 Schematizzazione, da sinistra, di un maglio, una pressa a vite, una pressa oleodinamica e di una pressa a eccentrico

La scelta della pressa in genere, oltre alle limitazioni sopra menzionate, dipende anche dalle dimensioni del prodotto e la sua complessità, dalle proprietà del materiale da formare, dalla qualità del prodotto finito desiderato e dalla dimensione del lotto produttivo.

Dalla Figura 3.2 si può avere una stima della capacità delle varie presse, intesa come energia disponibile confrontata con la media dei colpi per minuto. [2]

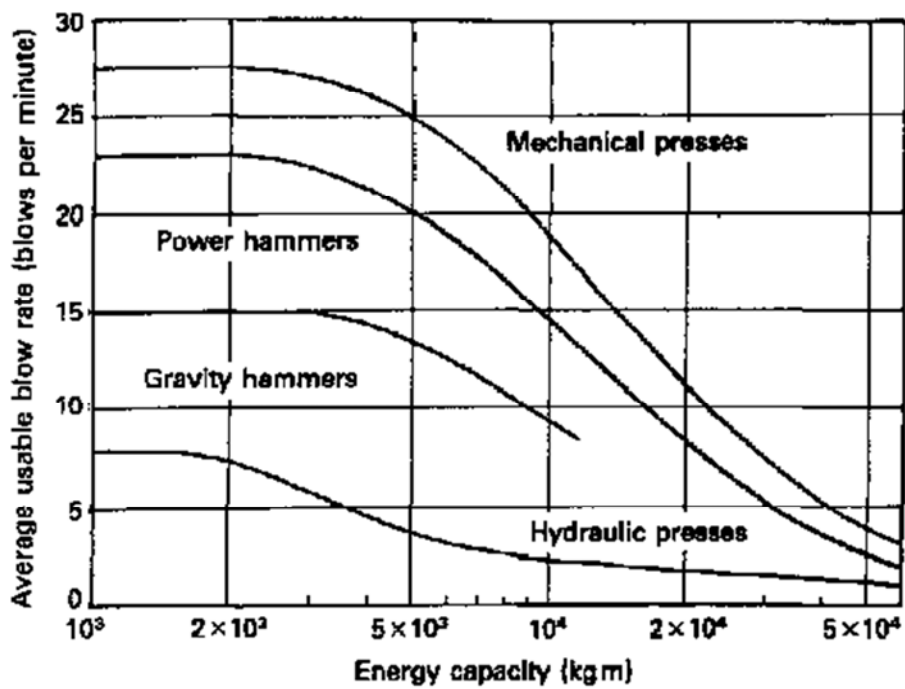


Figura 3.2 Grafico colpi medi per minuto/capacità in energia delle varie presse

3.2 Vaccari 7 PS

3.2.1 I motivi della scelta



Figura 3.3 Pressa a vite Vaccari 7PS

Nel nostro caso è stata utilizzata una pressa a vite, una Vaccari 7PS, in grado di fornire una forza di 4000 kN su un singolo colpo. Di seguito sono presentati i dati di targa principali di tale pressa.

Machine characteristics:

- Model: Vaccari 7PS
- Nominal force: 2300 kN
- Ram stroke: 320 mm
- Die weight: $4,5\text{ kN}$
- Total weight: 6900 kg

È da evidenziare il fatto che la scelta di impiegare tale macchina è dovuta al fatto che, per l'estrusione inversa, dalle simulazioni FEM è stato stimato che la forza necessaria durante il processo è superiore a 1000 kN . La scelta è stata quindi obbligata, essendo l'unica pressa presente in laboratorio capace di fornire tale forza.

Anche per l'estrusione diretta si è adoperata tale macchina sebbene le forze richieste per tale processo siano molto inferiori (sia da simulazione che dai precedenti test effettuati con una pressa idraulica, il carico è sempre stato minore di 150 kN). La scelta è dovuta alla presenza nella pressa a vite di un estrattore idraulico, presente nella parte inferiore della macchina, che rende più agevole e rapido lo svolgimento di un test, non rendendo più necessario smontare gli stampi per estrarre il provino estruso alla fine di ogni prova.

Inoltre tale scelta è stata anche condizionata dal fatto che, sfruttando una maggiore velocità di discesa della mazza della pressa, le condizioni di test sono più vicine alle condizioni di processo: si parla infatti di una velocità di circa 200 mm/s , in confronto dei 5 mm/s per la pressa idraulica.

3.2.2 Principi di funzionamento

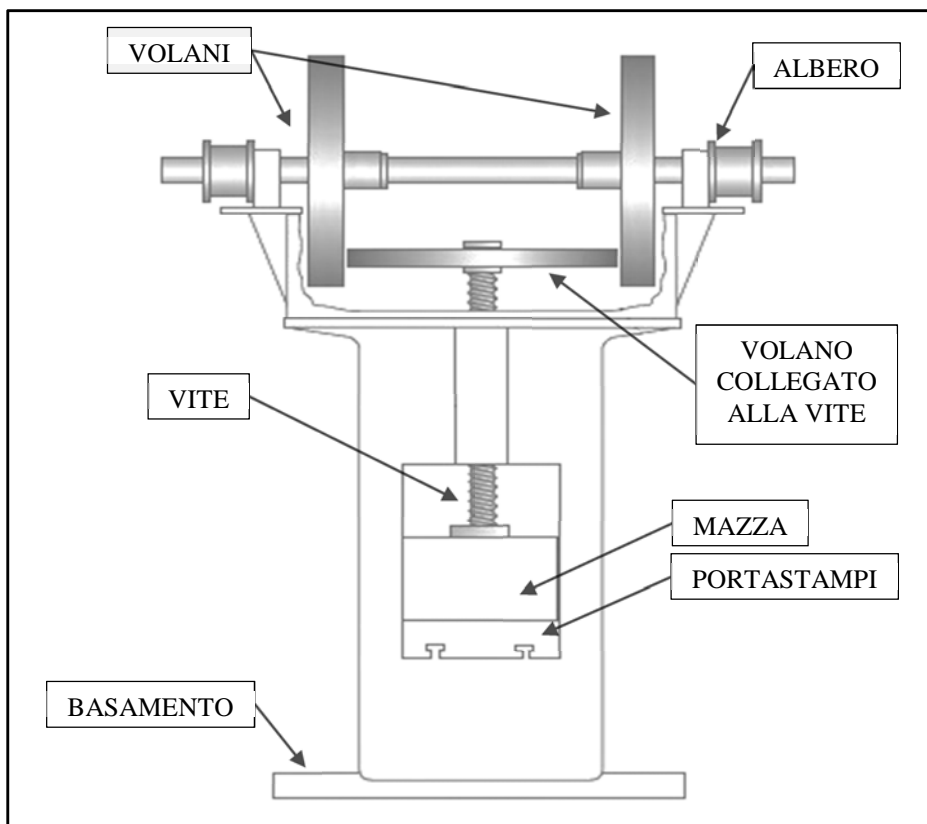


Figura 3.4 Schematizzazione di una pressa a vite

Il funzionamento di questa pressa è molto semplice ed intuitivo.

Tutto il moto è infatti determinato dalla rotazione dei due volani, messi in movimento attraverso delle cinghie da un motore elettrico fissato alla macchina, sulla colonna di destra.

Tali volani, che restano in rotazione ad una velocità di regime, sono fissati ad un albero libero di traslare in direzione del suo asse. Questo grado di libertà è necessario al fine di consentire il contatto di un volano (di destra o di sinistra a seconda che il moto sia di salita o di discesa) con il volano fissato alla vite che, a contatto avvenuto, sarà messa in rotazione (per attrito tra i due corpi) causando il movimento verticale della mazza, la quale è fissata alla vite.

La mazza è vincolata alle colonne con delle guide lubrificate, che limitano, per quanto possibile, il disassamento della mazza rispetto al portastampi inferiore durante il movimento.

Il movimento traslatorio dell'albero è determinato da un attuatore pneumatico, il quale spinge l'albero a destra o a sinistra a seconda che il moto della mazza sia di salita o di discesa.

La corsa della mazza è frenata da un attuatore pneumatico che agisce direttamente sul volano collegato alla vite; è da sottolineare il fatto che tale freno agisce solo quando l'operatore rilascia i pulsanti di comando. La mazza altrimenti compirebbe l'intera corsa fino al suo punto morto inferiore, o fino al punto in cui è impostato lo Zero Stampo dall'operatore.

Nella pressa è presente anche un estraattore pneumatico, al di sotto del portastampi inferiore, che può essere azionato o escluso durante il funzionamento, del quale può essere regolata la corsa. Esso è necessario sia durante i test di estrusione diretta che di quella inversa.

Infine vi sono poi altri componenti non di secondaria importanza, come le pompe dell'olio degli ausiliari, la pompa dell'olio per l'estrattore, l'armadio elettrico per il controllo della macchina, l'apparato di carico della macchina, i misuratori di sforzo montati sulle colonne e il potenziometro lineare per la misura della corsa, dei quali si possono avere informazioni dettagliate nella guida all'uso e alla manutenzione della pressa.

Ulteriori aspetti per l'uso della pressa verranno evidenziati e chiariti all'interno di "APPENDICE A: UTILIZZO DELLA PRESSA".

3.3 Provini e stampi

Di seguito verranno illustrati gli stampi progettati ed utilizzati per lo svolgimento dei test, verrà anche motivata la scelta dei materiali e la funzione dei singoli componenti. Verrà anche brevemente spiegata la procedura di montaggio per tutti i componenti.

3.3.1 Stampi per estrusione diretta

3.3.1.1 Caratteristiche dei provini

L'obiettivo di questo test è la riduzione in diametro di provini in acciaio al boro, preventivamente rivestito di lubrificante, e la misura della forza necessaria attraverso un sensore di deformazione posto all'interno di un portastampo. Si vogliono così confrontare le diverse curve forza-corsa, potendo altresì distinguere quantitativamente le migliori prestazioni di un lubrificante rispetto all'altro, poiché tutti gli altri parametri di processo (quali corsa, energia disponibile di partenza della pressa, materiale del provino e geometrie) restano invariati.

I provini sono in acciaio al boro, più precisamente **30MnB5** di diametro iniziale di 7 mm , altezza 25 mm , ai quali viene applicata una riduzione di diametro durante il processo fino a 5 mm .

Per rendere le simulazioni FEM più veritiere possibile, è stata compiuta una prova di compressione su di un campione opportunamente sagomato di 30MnB5, in modo da ricavare la curva di compressione, dalla quale è stato possibile riconoscere la tensione di snervamento, e l'equazione della tensione di flusso del materiale, in modo da poter correggere i valori del materiale della billetta impiegati nella simulazione numerica.

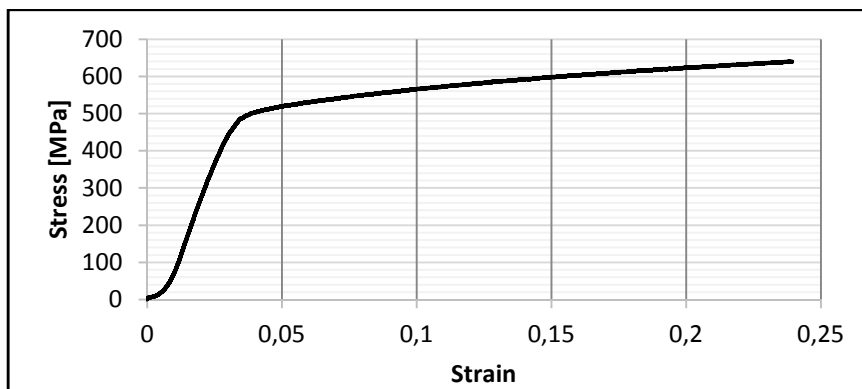


Figura 3.5 Curva Stress-Strain per l'acciaio 30MnB5

Ai fini della progettazione sono stati ricavati i termini K ed n della legge di flusso plastico, ossia la legge di Hollomon ($\sigma = K \cdot \epsilon^n$), ed inseriti nel database del software di simulazione FEM FORGE 2011®, dove indicati rispettivamente come **A1** ed **m2**:

- $K = 773,06$
- $n = 0,1352$

3.3.1.2 Stampi

Bisogna innanzitutto anticipare che era già presente un apparato di prova, utilizzato nei test precedenti, montabile su di una pressa idraulica, come si vede riassunto in Figura 3.6.

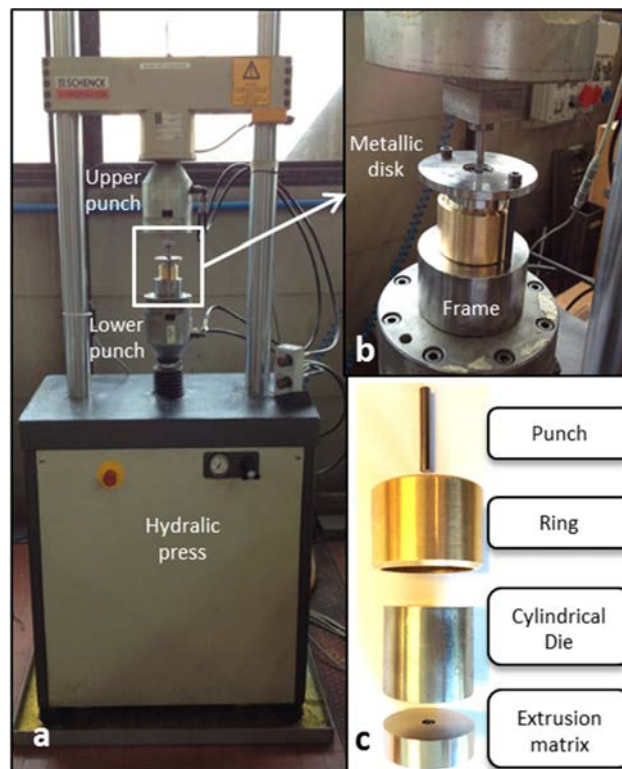


Figura 3.6 a) Pressa idraulica, b) dettaglio dell'apparato di estrusione montato, c) parti dell'apparato: punzone, anello, stampo cilindrico e matrice

Viste le difficoltà che si incontrano durante la procedura di prova, e quindi i lunghi tempi richiesti per una campagna prove, si è pensato ad uno restyling di questa attrezzatura, e di montarla su una pressa a vite (Vaccari 7PS) dotata di un estrattore inferiore, che accelera notevolmente le tempistiche. Inoltre si è pensato di produrre un'attrezzatura che in futuro potesse alloggiare altri stampi, ad esempio per l'estrusione diretta di provini di diametro maggiore.

Portastampi con guida a colonne

Per garantire un disassamento minimo tra mazza e portastampi inferiore della pressa, e quindi ridurre al minimo il rischio di flessione del punzone, è stato montato un portastampi con guida a colonne, sul quale è stata montata tutta l'attrezzatura. È da notare che, nella piastra superiore di tale portastampi, è presente un foro centrale in cui può essere inserito un sensore di deformazione, e la cava per permettere al filo collegato al sensore di fuoriuscire. Nel nostro caso il sensore non è stato posizionato in questo portastampi bensì, come si vedrà, nel componente che sorregge il punzone, in modo tale da avere una maggiore precisione nella lettura della forza e non avere disturbi nella lettura del carico quando la mazza arriva al suo punto morto inferiore, momento in cui avviene l'impatto con i finecorsa.

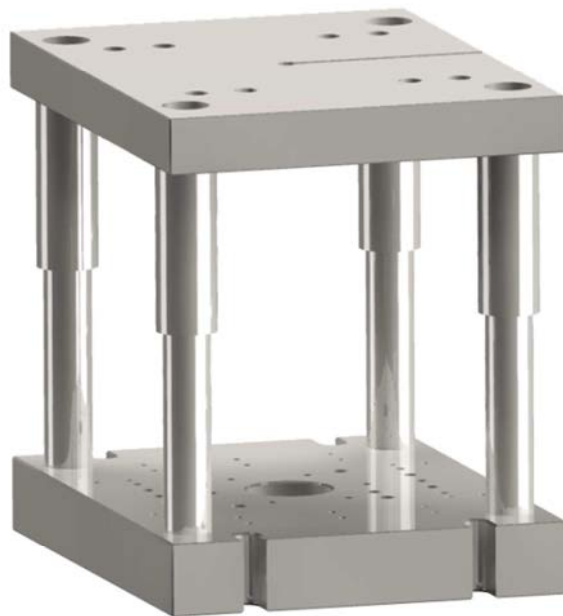


Figura 3.7 *Portastampi con guida a colonne*

L'obiettivo principale sul quale ci si è concentrati è stata la semplicità di montaggio e la possibilità di smontare rapidamente la matrice quando necessario. Di seguito sono elencati tutti i componenti realizzati di cui verrà chiarito lo scopo e saranno giustificate le scelte costruttive. Affianco al nome dei componenti è riportato anche il codice assegnato loro nei disegni tecnici presenti nell' "APPENDICE B: DISEGNI TECNICI 2D".

Matrice (D001) e Stress-ring per matrice (D002)

La matrice è il componente principale del processo di estrusione, ossia lo stampo attraverso il quale scorre la billetta, riducendo in diametro. Date le elevate pressioni agenti sulle pareti inclinate della matrice (circa 1200 MPa) e l'elevata usura a cui sono solitamente sottoposti questi componenti, è stato scelto di realizzare questo componente in metallo duro, di classe G4 per l'esattezza, che ne garantisce una grande tenacità e resistenza agli urti.

Questo componente è stato calettato all'interno di uno stress-ring, il quale rende possibile il raggiungimento delle alte pressioni a cui viene sottoposta internamente la matrice. I diametri interni ed esterni, il loro rapporto, l'interferenza e quindi la pressione di calettamento, sono stati ricavati applicando le equazioni di Lamè (vedi capitolo 5).

Per questo stress-ring è stato scelto un materiale per stampi, l'AISI H11 (UNI X37CrMoV51KU) e temprato.



Figura 3.8 Matrice calettata nel suo stress-ring

Anello di contenimento billetta (D004) e Stress-ring per anello di contenimento (D003)

L'anello di contenimento della billetta, calettato all'interno del suo stress-ring, viene montato sopra alla matrice. La sua funzione è quella di alloggiare all'interno della sua cavità la billetta da estrarre e, soprattutto di impedire il barreling che avrebbe luogo se la billetta fosse compressa senza essere guidata verso la matrice. All'interno di tale cavità la billetta è compressa dal punzone, di diametro di poco inferiore al foro dell'anello; una grande attenzione è stata riposta sulla corsa della macchina, in quanto non deve mai avvenire il contatto tra punzone e matrice.

Anche per questo anello di contenimento vi è uno stress-ring, infatti le tensioni radiali conseguenti la compressione della billetta, sono notevoli. Come materiali sono stati scelti per l'anello l'AISI M2 (UNI HS 6-5-2) temprato, in modo da avere durezza e resistenza a compressione elevate, e

per lo stress-ring ancora l'AISI H11 temprato. Anche per questi componenti sono state impiegate le equazioni di Lamè per la progettazione.



Figura 3.9 Anello di contenimento billetta calettato nel suo stress-ring

Base (D008) e Guida estrattore (D009)

La matrice viene posizionata sopra alla guida estrattore, fatta in AISI H11, che a sua volta è alloggiata sopra alla base. La base, in UNI 18NiCrMo5 bonificato, è fissata con sei bulloni M10 al portastampi con guida a colonne. Essa è filettata nella parte superiore per consentire la chiusura di tutto lo stampo inferiore tramite una ghiera. La base presenta anche un foro radiale passante, per consentire la pulizia della guida estrattore tramite l'aria compressa; infatti a tale foro corrisponde la cavità sulla guida estrattore, avente due fori radiali, che incanala l'aria al suo interno, per far così fuoriuscire gli eventuali residui rimasti all'interno dopo il test.

Oltre a sostenere la matrice, la guida ha anche la funzione di guidare al suo interno l'estrattore, necessario per rimuovere i provini estrusi, senza dovere ad ogni test smontare l'intero stampo e rimuoverlo manualmente.

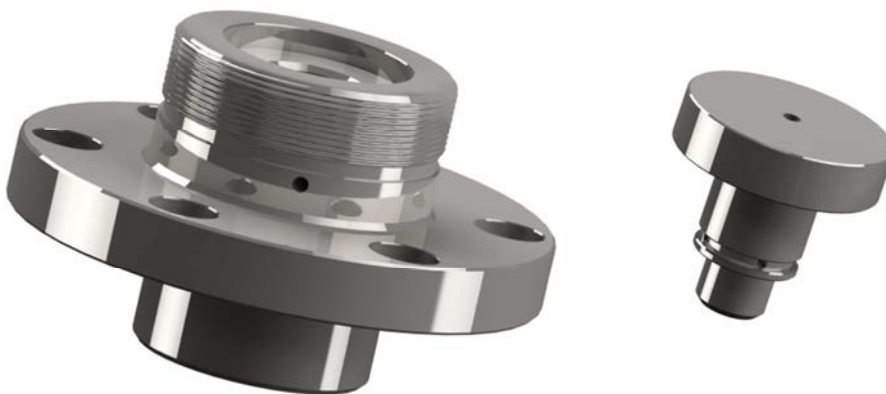


Figura 3.10 Da sinistra: base e guida estrattore

Estrattore (D010), Supporto estrattore (D017) e Molla (D018)

Come anticipato l'estrattore ha il compito di rimuovere il provino alla fine del test; è stato scelto l'AISI M2 temprato per questo componente infatti, avendo un diametro molto piccolo (circa 5 mm) ed essendo la forza di estrusione abbastanza elevata (circa 5 kN) a causa del forte attrito presente tra la testa del provino estruso e il foro del suo anello di contenimento, le tensioni agenti su questo componenti sono considerevoli.

L'estrattore è fissato al supporto estrattore (fatto in AISI H11) tramite un grano. Tale supporto viene appoggiato all'estrattore idraulico presente nella pressa, ed è guidato dalla base (D008); esso è sagomato in modo da alloggiare una molla commerciale che all'altra estremità andrà a contatto con la sede presente nella guida estrattore. Lo scopo di questo componente è quello di garantire la discesa all'estrattore ed il costante contatto del supporto estrattore con il cilindro idraulico.



Figura 3.11 Da sinistra: estrattore, supporto estrattore e molla

Chiusura matrice (D012), Anello per chiusura matrice (D014) e Ghiera (D013)

Una volta fissata la base al portastampi inferiore, inseriti dall'alto l'estrattore, fissato al suo supporto per mezzo del grano, la molla e la guida per l'estrattore, vengono appoggiati la matrice e l'anello di contenimento. Il tutto viene chiuso dal componente chiusura matrice, al cui interno è presente l'anello per chiusura matrice (entrambi in C40 bonificato e nichelato), e dalla ghiera che viene fissata alla base tramite l'apposita chiave a settore. Per la ghiera è stato scelto il materiale 40CrMnMO3 temprato e nitrurato, per evitarne il grippaggio.

La funzione dell'anello per chiusura matrice è, in caso i componenti rimanessero incastrati all'interno della chiusura matrice, di avere una più

ampia superficie di appoggio con l'anello di contenimento, per consentire la rimozione del tutto con una pressa idraulica manuale per esempio.



Figura 3.12 Da sinistra: chiusura matrice, anello per chiusura matrice e ghiera

Cilindro per cella di carico (D005)

Passando alla parte superiore, il componente a cui è fissato il punzone è il cilindro per la cella di carico (in 18NiCrMo5 bonificato e nichelato). Questo ha una duplice funzione: oltre ad alloggiare il punzone, ha un foro filettato sulla parte superiore, che consente l'alloggiamento di un sensore di deformazione, e la cava per la fuoriuscita del filo. Il componente è stato progettato in modo che la deformazione che esso subisce, in direzione assiale, durante la prova sia inferiore a $1500 \mu\epsilon$ (microstrain = $10^{-6} m/m$), ossia la deformazione limite per il sensore di deformazione. Fissato il sensore con l'apposita vite di precarico, secondo i valori di serraggio indicati nel datasheet del sensore, il cilindro viene bloccato al portastampi superiore con le apposite viti M10.



Figura 3.13 Cilindro per cella di carico

Supporto punzone (D006), Cilindro base punzone (D016) Collarino ferma punzone (D011) e Punzone (D007)

Come punzone è stato scelto un punzone per tranciatura commerciale in metallo duro; esso viene inserito all'interno del collarino ferma punzone (fatto in C40 nichelato) e montato insieme al cilindro base punzone (in metallo duro) sul cilindro per cella di carico. Il tutto viene chiuso dal supporto punzone (sempre in C40 nichelato) con sei viti M8.



Figura 3.14 *Da sinistra: supporto punzone, cilindro base punzone, collarino ferma punzone e punzone*

Per centrare il punzone con la matrice inferiore, tutta la parte superiore viene fissata per ultima al portastampi superiore con le viti M10. Questa infatti viene posizionata sopra la matrice, con il punzone al suo interno; la mazza della macchina viene fatta scendere fino a pochi millimetri dal cilindro per la cella di carico ed infine fissata a questo. È necessario che il centraggio venga eseguito accuratamente, onde evitare di danneggiare il punzone alla successiva discesa.

Spessori per finecorsa (D015)

La mazza della pressa frena la sua corsa mediante un freno idraulico, il quale non garantisce però un'elevata precisione. Per questo, tra le piastre del portastampi con guida a colonne, sono stati inseriti due finecorsa, ossia dei blocchi in acciaio, di sezione $120 \times 60 \text{ mm}$ in C40, la cui sezione garantisce la permanenza in campo elastico anche quando la macchina è al massimo dell'energia. Questi blocchetti, di altezza 28 mm (29 mm) vanno inseriti nell'apposito alloggiamento, descritto qui di seguito, nell'attrezzatura per l'estrusione inversa.

3.3.2 Stampi per estrusione inversa

Verranno ora esposti gli stampi progettati ed utilizzati per lo svolgimento dell'estrusione inversa, verrà anche motivata la scelta dei materiali e la funzione dei singoli componenti. Verranno anche presentati i problemi incontrati e le modifiche sulla strumentazione che questi hanno comportato.

3.3.2.1 Caratteristiche dei provini

In questo caso, l'obiettivo del test è di replicare il processo industriale dell'estrusione ad impatto di lattine. Per studiare infatti l'efficacia dei lubrificanti, si è reso necessario ricercare le condizioni di processo, quali l'entità della deformazione, la velocità di deformazione, l'espansione superficiale e la temperatura, più prossime possibili alla realtà.

Come nell'estrusione diretta, anche qui si misura la forza necessaria al processo attraverso un sensore di deformazione. Si confrontano ora tra di loro le curve forza-tempo, con un campionamento dei risultati per ogni millisecondo: si pensi che il processo di estrusione dura mediamente meno di 5 centesimi di secondo, quindi che i punti rappresentativi della curva sono all'incirca una cinquantina. La misura della corsa invece è stata trascurata a causa della bassa precisione dei risultati, causati dall'elevata velocità della pressa e dall'elasticità dello strumento di misura.

I provini da estrudere sono in alluminio: **AA 1050** (Al99,5); la loro geometria è cilindrica, di diametro $30,8\text{ mm}$ ed altezza di $4,2\text{ mm}$, per un peso complessivo di $8,4\text{ g}$. Sono anch'essi preventivamente lubrificati

Nel database di FORGE 2011® il materiale è già presente, e sono quindi già noti i coefficienti dell'equazione di Hansel-Spittel.

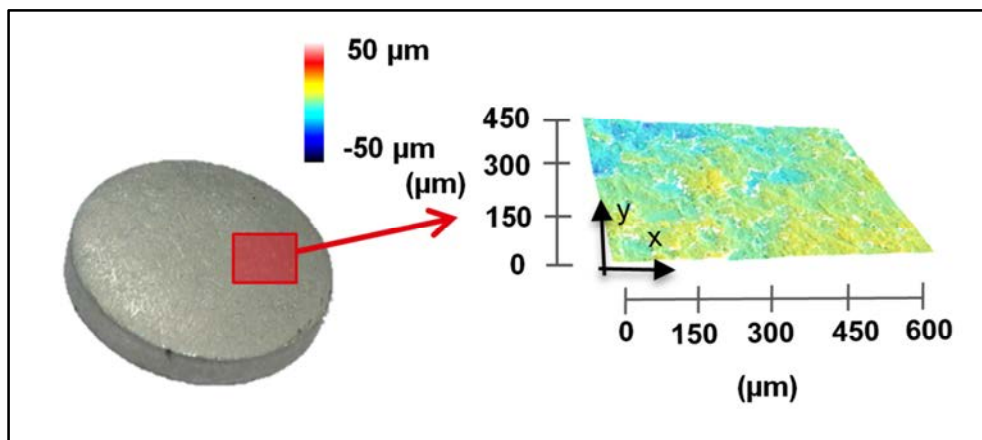


Figura 3.15 Billetta di alluminio e una sua scansione al SEM

Le billette sono trattate in maniera da ottenere una superficie ruvida delle stesse: questo avviene inserendo le billette all'interno di tamburi rotanti azionati meccanicamente. Le billette ruotando si colpiscono a vicenda, generando una superficie ruvida; in tal modo, quando verrà aggiunto il lubrificante, esso aderirà in maniera ottimale alla superficie delle billette.



***Figura 3.16** Processo di tumbling*

3.3.2.2 Stampi

La progettazione di questi stampi è stata eseguita ex novo, per la geometria del punzone e della matrice sono stati presi come spunto dei disegni di stampi già utilizzati in ambito industriale. La geometria finale è poi stata modificata in base alle esigenze, come quella di riscaldare gli stampi e controllarne la temperatura.

Set di punzoni (I005a, I005b, I005c) e stelo porta punzone (I006)

Come idea di partenza è stata presa in considerazione la possibilità di utilizzare un set di punzoni, aventi diametro di estrusione differente tra loro; questo al fine di ottenere lattine con spessore della lattina differente e, quindi, un'espansione superficiale diversa. Sono stati prodotti tre punzoni, con differenza di $0,2\text{ mm}$ sul diametro tra loro, permettendo di estrarre bossoli con spessore di parete $0,2\text{ mm}$, $0,3\text{ mm}$ e $0,4\text{ mm}$ (in Figura 3.17 è rappresentato solo uno di essi per ovvi motivi). Questi punzoni sono inseriti manualmente sullo stelo porta punzone, e fissati a questo per mezzo di due

grani. Sia per lo stelo che per i punzoni è stato scelto come materiale l'AISI M2 temprato e rinvenuto fino ad ottenere una durezza pari a 62 HRC, necessaria a garantire una tensione di snervamento superiore a 2000 MPa, risultata dalle simulazioni FEM.

È da sottolineare il fatto che questo stelo è stato progettato in maniera da avere una forma più tozza rispetto alla versione precedente, infatti il primo stelo progettato non presentava l'ampio raccordo presente in figura sotto e, inoltre, aveva una base meno spessa; questo ha comportato la formazione di cricche nella base dello stelo che, con l'utilizzo, si sono propagate fino a portare alla frattura del pezzo.



Figura 3.17 Da sinistra: punzone e stelo porta punzone

Cilindro per cella di carico (I007) e flangia ferma stelo (I008)

Come per l'estrusione diretta, anche per quella inversa il sensore di deformazione viene inserito all'interno di un cilindro che, nella parte superiore presenta il foro filettato per serrare il sensore con la vite di precarico e, nella parte inferiore presenta la cavità ove inserire la base dello stelo porta punzone. Per il serraggio viene utilizzata la flangia ferma stelo, la quale presenta tre fori passanti, nei quali vanno inserite tre spine di centraggio. A questi tre fori ne corrispondono altrettanti nel cilindro. Vicino a questi fori si possono notare 3 fori filettati, nei quali vanno inseriti tre grani, impiegati per agevolare l'operazione di apertura dello stampo.

Per entrambi i componenti è stato scelto come materiale l'acciaio C40 bonificato.



Figura 3.18 Da sinistra: cilindro per cella di carico e flangia ferma stelo

Finecorsa (I009), angolari per finecorsa (I010), lamierini per finecorsa (I016) e spessori per finecorsa (I017)

Come per l'estrusione diretta, anche in questo caso la corsa della mazza è fermata da una coppia di finecorsa, realizzati in C40 bonificato, aventi sezione tale da garantire la loro permanenza in campo elastico anche quando la macchina lavora al 100% dell'energia. Questo gruppo di componenti si monta nell'ordine: lo spessore per finecorsa viene posizionato sulla piastra inferiore del portastampi con guida a colonne, sopra di esso viene posizionato il finecorsa, il quale viene serrato alla piastra tramite gli angolari e i lamierini. Da notare i fori ad asola sugli angolari per finecorsa, che consentono di fissare i finecorsa con spessori per finecorsa di differenti spessori.



Figura 3.19 Da sinistra: finecorsa, angolari per finecorsa, spessori per finecorsa e lamierini per finecorsa

Matrice (I011) ed estrattore (I015)

La matrice è formata da due componenti: la matrice stessa e l'estrattore. La matrice infatti presenta al suo interno un foro che consente l'inserimento dell'estrattore che funge anche da fondo della matrice. Insieme, questi due componenti, danno la sagoma esterna alle lattine e, a fine processo, l'estrattore viene sollevato dal cilindro idraulico della pressa, in modo da sfilare il bossolo. Per la matrice, sulla quale agiscono tensioni sull'ordine di *1500 MPa*, è stato scelto l'acciaio per stampi AISI H11 temprato e rinvenuto in modo da ottenere una durezza di 56 HRC; per l'estrattore invece, l'AISI M2 come per lo stelo e i punzoni.

La matrice presenta diversi fori: partendo dalla parte inferiore vi sono due fori ciechi, sui quali vengono inserite due spine che consentono il centraggio con la base; sulla parte superiore vi sono sei fori sui quali vengono inserite le cartucce riscaldanti, inoltre vi sono due piccoli fori ciechi, di diametro *2 mm* in cui inserire una termocoppia quando è necessario riscaldare e controllare la temperatura dello stampo.

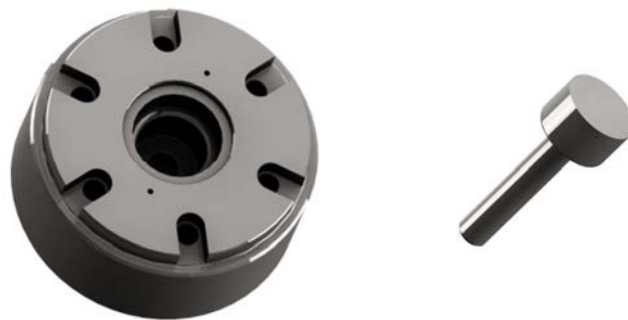


Figura 3.20 Da sinistra: matrice ed estrattore

Base porta matrice (I013) e flangia per chiusura matrice (I012)

La matrice, come anticipato, è alloggiata sulla base e centrata con le spine presenti nella sua parte inferiore. La base è fissata al portastampi inferiore con sei viti M10; inserita la matrice al suo interno, il tutto viene serrato con la flangia per chiusura matrice, con sei viti M8, avvitate sulla base. I due componenti presentano delle cave, all'interno delle quali fuoriescono i cavi delle cartucce. I due componenti sono stati prodotti in C40 bonificato.

Prima di posizionare la base sul portastampi, va inserito un cilindro in acciaio di diametro *30 mm* all'interno della cavità del portastampi, sopra il cilindro idraulico; tale cilindro funge da distanziale tra lo stelo e l'estrattore inserito nella matrice.



Figura 3.21 *Da sinistra: matrice e flangia chiusura per matrice*

Anello di centraggio (I014)

Per centrare il punzone alla matrice, viene inserito nella matrice un anello di centraggio; viene poi fatta scendere la mazza finché il punzone poggia su tale anello, a questo punto vengono serrate le viti M10 che sorreggono il cilindro per cella di carico, che nel montaggio sono serrate completamente solo dopo l'operazione di centraggio. Esso presenta anche due fori filettati per inserirvi dei grani, per favorirne lo smontaggio dopo il centraggio.



Figura 3.22 *Anello di centraggio*

3.4 Strumenti per l'acquisizione dati

Per entrambi i processi di estrusione, la principale variabile di interesse è la forza del processo. Non potendo la pressa indicare valori precisi dell'entità di energia disponibile e, scaricando solo parte dell'energia disponibile sulla billetta, mentre il resto viene scaricato sui fincorsa, si è pensato di usare un sensore di deformazione, come già anticipato, inserito all'interno di un corpo, misurandone appunto la deformazione. All'aumentare della deformazione subita dal pezzo, aumenta il valore restituito in Volt dal sensore, letto da un sistema di acquisizione.

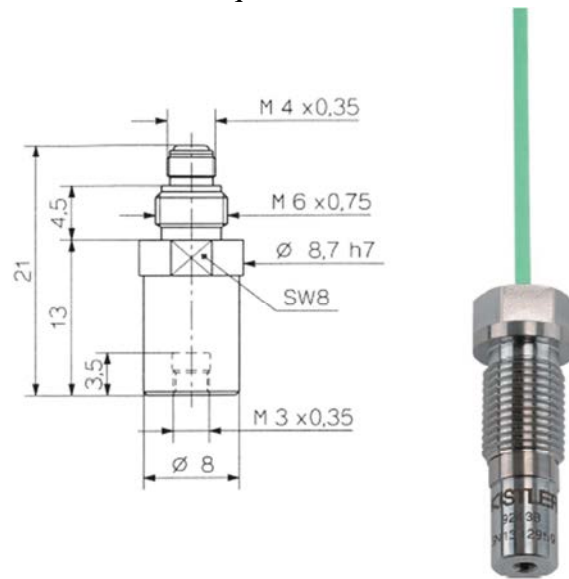


Figura 3.23 Sensore di deformazione Kistler completo di vite di precarico e cavo, a destra; dimensioni principali del sensore (in mm), a sinistra

Alla deformazione viene correlato il valore in forza corrispondente in quanto, restando il componente in campo elastico e conoscendone la geometria, è possibile utilizzare la legge di Hooke: ($\sigma = E \cdot \varepsilon$).

Settando l'amplificatore, che riceve il segnale in mV dal sensore e lo invia amplificato (da -10 a $+10 V$) al sistema di acquisizione, è possibile ricavare in maniera indiretta il valore della forza con una grande precisione.

Una particolare attenzione è stata posta alla progettazione di questi corpi che alloggiavano il sensore in quanto, oltre al fatto che devono rimanere in campo elastico, non devono superare una deformazione di $1500 \eta\varepsilon$, come indicato nel datasheet del sensore.

Per quanto riguarda la corsa invece, è presente un potenziometro lineare sulla pressa, che restituisce in ogni istante un valore in Volt a seconda della posizione della mazza. Anche per questo sensore, il segnale viene inviato al sistema di acquisizione che restituisce il valore della posizione.

È da sottolineare il fatto che, questo sensore, seppur molto affidabile per le misure di posizione statiche, non lo è altrettanto per le misure di posizione dinamiche, infatti l'elevata velocità della mazza e la sua elevata accelerazione e decelerazione nei pressi dei punti morti comporta l'acquisizione di un segnale disturbato, presumibilmente a causa dell'elasticità del potenziometro stesso.

Qui di seguito sono elencati i vari componenti che costituiscono i sistemi di acquisizione dei dati per entrambe le tipologie di test, ed il sistema di regolazione della temperatura.

3.4.1 Strumenti per estrusione diretta

Verranno ora presentati gli strumenti per il controllo del processo e la misura dei principali parametri. Verranno anche spiegati brevemente i cablaggi ed i collegamenti da effettuare, validi per entrambe le configurazioni.

3.4.1.1 Sistema di misura della forza

Il sensore di deformazione, montato sul Cilindro per cella di carico (cod. D005) tramite la vite di precarico, è del tipo Kistler 9243A, oppure 9243B. Qui di seguito sono riportate le caratteristiche principali da datasheet: come già detto, la prima caratteristica da valutare attentamente è il range di deformazione, da -1500 a $+1500 \mu\epsilon$, necessario per il corretto dimensionamento del pezzo in cui tale sensore è inserito; è comunque riportato anche un valore di $2000 \mu\epsilon$ di overload, ossia il valore limite di deformazione che esso può tollerare senza danneggiarsi.

Range	$\mu\epsilon$	-1500 ... 1500	Range	$\mu\epsilon$	-1 500 ... 1 500
Overload	$\mu\epsilon$	2000	Overload	$\mu\epsilon$	2 000
Axial preloading force	kN	≈ 10	Axial preloading force	kN	≈ 16 (=40 000 pC)
Tightening torque (Type 6427)	Nm	≈ 15	Sensitivity (in test object)	pC/ $\mu\epsilon$	≈ -15
Threshold (in test object)	$\mu\epsilon$	$\approx 0,003$	Sensitivity to force (for preload)	pC/N	$\approx -2,5$
Sensitivity (in test object)	pC/ $\mu\epsilon$	≈ -17	Reproducibility of sensitivity when dismantling and remounting	%	$< \pm 1$
Sensitivity to force (for preload)	pC/N	≈ -4	Linearity	%FSO	$\leq \pm 1$
Reproducibility of sensitivity when dismantling and remounting	%	$< \pm 1$	Hysteresis	%FSO	≤ 2
Linearity	%FSO	$\leq \pm 1$	Natural frequency	kHz	> 110
Hysteresis	%FSO	≤ 2	Acceleration sensitivity	pC/g	$< 0,15$
Natural frequency	kHz	≈ 100	Operating temperature range	$^{\circ}\text{C}$	-40 ... 200
Acceleration sensitivity	pC/g	$\leq 0,45$	Insulation resistance at 20 $^{\circ}\text{C}$	Ω	$\geq 10^{13}$
Operating temperature range	$^{\circ}\text{C}$	-40 ... 200	Protection class (according to mounting, see IIN6.9243)	-	IP 64
Insulation resistance at 20 $^{\circ}\text{C}$	Ω	$\geq 10^{13}$	Weight (Type 9243A0,8)	g	30
Protection class	-	IP 64			
Weight (Type 9243A0,8)	g	30	Weight (without cable and preloading bolt)	g	4,8

Figura 3.24 Datasheet Kistler 9243A a sinistra, Kistler 9243B a destra

Per quanto concerne la taratura e il fissaggio del sensore, sono riportati i valori della sensibilità alla forza (per il precarico) pari a $-4 \text{ pC}/\eta\epsilon$ (9243A) $-2,5 \text{ pC}/\eta\epsilon$ (9243B), tali valori vanno inseriti nell'amplificatore utilizzato durante la taratura (amplificatore tipo Kistler 5015), e sono riportati i valori della forza assiale di precarico, pari a 10 kN (9243A) 16 kN (9243B), ossia la spinta che deve esercitare la vite di precarico sul sensore per un comportamento ottimale, leggibile sul display dell'amplificatore.

Infine, un'altra caratteristica da evidenziare è la sensibilità alla forza (durante il test) ossia il valore della sensibilità da inserire sull'amplificatore durante lo svolgimento dei test. Per effettuare i test, per una questione di disponibilità ed economica, si è utilizzato l'amplificatore Kistler 5041E1 oppure il Kistler 5073A111 (entrambi più economici, aventi meno funzioni rispetto al Kistler 5015, ma parimente accurati durante le misurazioni).

Di seguito verrà illustrato il cablaggio per il solo amplificatore Kistler 5041E1, utilizzato in laboratorio; per il 5073A111, del quale il funzionamento e il cablaggio sono analoghi, facilmente interpretabili dal datasheet, l'unica differenza è la regolazione del range di misura, che si imposta dal programma dedicato "ManuWare".

Ulteriori informazioni si possono trovare online sul sito Kistler.



Figura 3.25 Amplificatore Kistler 5015



Figura 3.26 Amplificatori Kistler 5073A (a sinistra), 5041E1 (a destra)

In Figura 3.27 è raffigurata una schematizzazione del montaggio del sensore, con un riguardo particolare alla geometria del foro in cui esso va alloggiato; il sensore poggia sulla base del foro di diametro 9 mm e viene serrato dalla vite di precarico, avvitata sul foro filettato M10x1.

In figura 3.28 sono indicati gli ingombri di massima del cavo (Kistler 1923ASP) che collega il sensore all'amplificatore, ed i relativi connettori. È da notare il raggio minimo di piega del cavo, che va ad influenzare l'altezza minima del foro $\phi 16\text{ mm}$; tale diametro garantisce l'accesso alla chiave tubolare per il serraggio della vite.

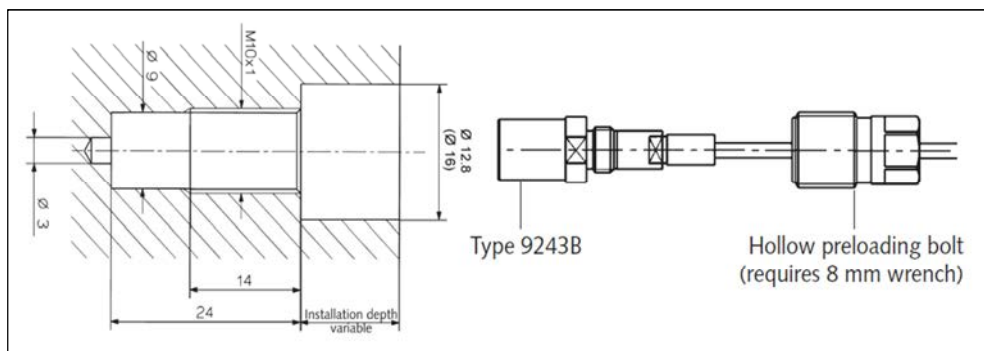


Figura 3.27 Montaggio del sensore

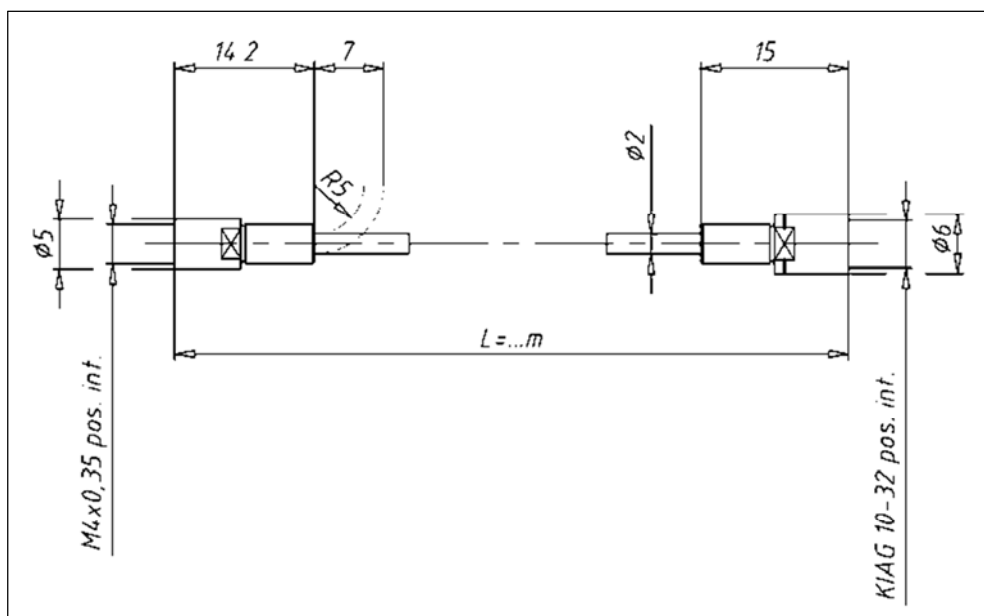


Figura 3.28 Dimensioni principali del cavo

Per quanto riguarda l'amplificatore (Kistler 5041E1), esso richiede un'alimentazione in corrente continua di 24 V; per questo scopo si può utilizzare l'alimentatore del CompactRIO (vedi paragrafo 3.4.1.3). Come si può vedere in Figura 3.29, sul retro dell'amplificatore, oltre al connettore per collegare il cavo proveniente dal sensore di deformazione, vi è una morsettiera: al morsetto 1 corrisponde il polo positivo di alimentazione (24VDC), al morsetto 2 quello negativo (0VDC), entrambi da collegare all'alimentatore del C-RIO rispettando la polarità ovviamente; al morsetto 3 e 4 invece sono collegati due fili che manderanno il segnale ($\pm 10 V$) al sistema di acquisizione, in particolare al modulo NI 9239.

Sulla parte frontale dell'amplificatore invece si possono osservare il pulsante di accensione dell'amplificatore, una spia di funzionamento "Operate", una di overload ed il sistema di regolazione dell'amplificazione; con questo è possibile modificare il range di misura, essendo infatti l'output dell'amplificatore limitato da 0 V a $\pm 10 V$ (+ per compressione, - per trazione), è possibile che la lettura grafica dei risultati possa essere molto schiacciata vicino allo zero oppure, viceversa, che possa superare i 10 V, ed in tal caso l'amplificatore interrompe il segnale ed accende la spia rossa di overload. Si tratta quindi di trovare il giusto range di FS [pC], che consenta di sfruttare al meglio la scala da 0 a 10 V (per noi compressione).

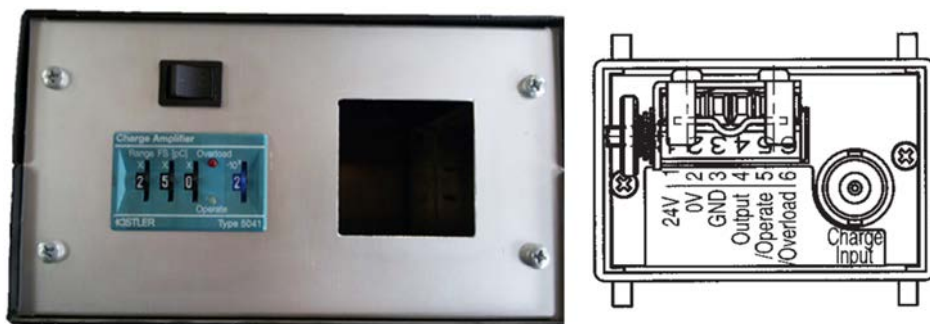


Figura 3.29 Amplificatore 5041E1, parte frontale e posteriore

3.4.1.2 Sistema di misura della corsa

Nonostante sia già presente un potenziometro lineare per il monitoraggio della posizione della mazza da parte del sistema di controllo della pressa, ne è stato aggiunto un altro, del tipo MICRO-EPSILON WDS-500-P60-CR-P. Esso è montato saldamente sulla pressa, con la funicella estensibile fissata alla mazza: con il movimento di salita o discesa della mazza la fune si arrotola o srotola variando il segnale in Volt restituito in uscita.

Non verrà illustrato il principio di funzionamento di un potenziometro, in quanto supposto già noto, ma si esporranno solo le caratteristiche principali per il suo funzionamento.

Esso viene alimentato costantemente con una corrente continua di 10 V e restituisce in uscita un voltaggio che va da 0 a 10 V , a seconda della posizione della mazza. Infatti quando il filo è completamente arrotolato (0 mm) esso restituisce un valore di 0 V , viceversa quando completamente srotolato (500 mm) ne restituisce 10 V .

Il sensore è in grado di monitorare una distanza di 500 mm , ovviamente maggiore dei 320 mm di corsa totale che la mazza della pressa può effettuare.

In Figura 3.30 è mostrato il potenziometro ed una schematizzazione con le sue dimensioni principali.

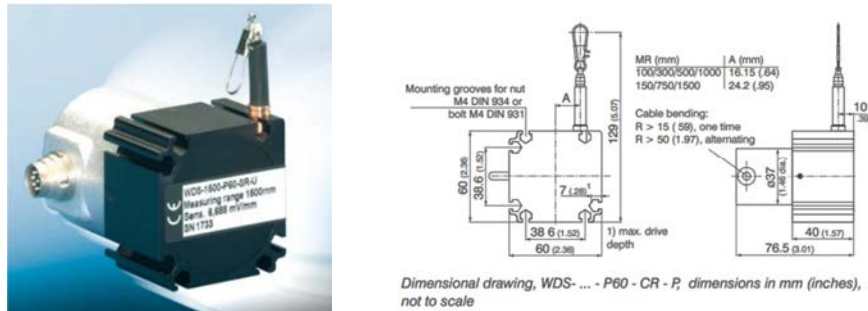


Figura 3.30 *Potenziometro lineare MICRO-EPSILON WDS-500-P60-CR-P*

Per quanto riguarda il cablaggio, dal sensore esce un cavo contenente i fili di input e del segnale in output, alla fine dei quali c'è una morsettiera fissata alla pressa.

Come già detto, esso va alimentato a 10 VDC , quindi i due cavi provenienti da una fonte di alimentazione devono essere collegati: il polo positivo al filo bianco e il polo negativo al filo marrone.

Per il segnale in uscita invece, che andrà collegato al sistema di acquisizione dei dati, il polo positivo va collegato al filo verde ed il polo negativo ancora al filo marrone. In Figura 3.31 riassunto quanto appena detto.

Power Supply and Display/Output Device

Electrical connection		Output
- CR - integrated cable	- SR - connector	- P - potentiometer
color DIN 47 100	Pin	
white	1	input +
brown	2	ground
green	3	signal
screen	screen	housing

Figura 3.31 *Connessione elettrica del potenziometro*

3.4.1.3 Sistema di acquisizione

Per svolgere il test di estrusione diretta, i collegamenti necessari per il sistema di acquisizione dati sono molto semplici.

Innanzitutto bisogna collegare il NI CompactRIO (National Instruments) al computer tramite il cavo dati.

Il CompactRIO è un sistema embedded riconfigurabile per il controllo e l'acquisizione dati. Collegato ad esso vi è lo Chassis, il quale può alloggiare diversi moduli; il tutto dev'essere alimentato in 24 VDC tramite l'apposito alimentatore (NI PS-15 Power Supply).



Figura 3.32 CompactRIO collegato allo Chassis ed alimentatore 24VDC

Nel caso dell'estrusione diretta, è sufficiente alloggiare un solo modulo nello Chassis, ossia il NI 9239, modulo di ingresso analogico a 24 bit a 4 canali (il modulo viene montato nella Slot 2).

Nel canale 0 vanno collegati i fili provenienti dall'output del potenziometro, mentre nel canale 1 quelli provenienti dall'output dell'amplificatore del sensore di deformazione. La polarità dei fili collegati viene omessa, in quanto basterà invertire i fili nel canale nel caso il programma di acquisizione desse come risultati valori negativi. Si ricorda inoltre che il suddetto modulo consente la lettura di segnali di ± 10 V.



Figura 3.33 Modulo NI 9239

3.4.2 Strumenti per estrusione inversa

Per quanto concerne l'attrezzatura per effettuare l'estrusione inversa, il sistema di misura della corsa è il medesimo del caso precedente, in quanto indipendente dagli stampi montati, essendo il potenziometro fissato alla pressa, perciò non ne verrà ripetuta la descrizione. Lo stesso vale per il sistema di misura della forza, che è il medesimo del caso precedente, ad eccezione fatta per la taratura dell'amplificatore che è differente, in quanto è differente la geometria del componente in cui è alloggiato il sensore (Cilindro per cella di carico, cod. I007). Ad ogni modo, la procedura di montaggio rispecchia quella già descritta.

3.4.2.1 Sistema di misura della temperatura

Per monitorare la temperatura della matrice (cod. I011) viene inserita una termocoppia di tipo K nel foro di diametro 2 mm profondo 20 mm presente sulla parte superiore della matrice. Si ricorda che per questo tipo di termocoppie, è la loro estremità ad essere sensibile alla temperatura, quindi dev'essere garantito il contatto di tale estremità con le pareti del foro della matrice.

I due fili provenienti dalla termocoppia vanno fissati al modulo NI 9211, a sua volta montato sulla Slot 4 dello Chassis.

Tale modulo NI 9211, è un modulo appositamente realizzato per la lettura del segnale proveniente dalle termocoppie.

I due fili (positivo e negativo) provenienti dalla termocoppia vanno inseriti rispettivamente nei morsetti TC0+ e TC0- del modulo NI 9211.



Figura 3.34 Modulo NI 9211

3.4.2.2 Sistema di controllo della temperatura

Il riscaldamento della matrice viene effettuato per mezzo di sei cartucce riscaldanti tipo ROTFIL, di diametro 8 mm ed altezza 40 mm (codice UTXM014525). Queste assorbono una potenza massima di 200 W l'una, per un totale di 1200 W .

Tale valore della potenza è molto maggiore della potenza teorica richiesta per riscaldare la matrice (formula empirica che tiene conto del tempo di riscaldamento e della temperatura richiesta), infatti la matrice è a diretto contatto con il portastampi e non si è optato per l'inserimento di un isolante termico.

Tale formula per l'acciaio è:

$$\text{Potenza(in Watt)} = (\text{peso in Kg} \times 0,115 \times \text{delta } T) / (0,8604 \times h)$$

dove h è il tempo in ore in cui si vuole raggiungere la temperatura obiettivo, ed il peso è quello del pezzo da riscaldare, nel nostro caso la matrice e l'estrattore.

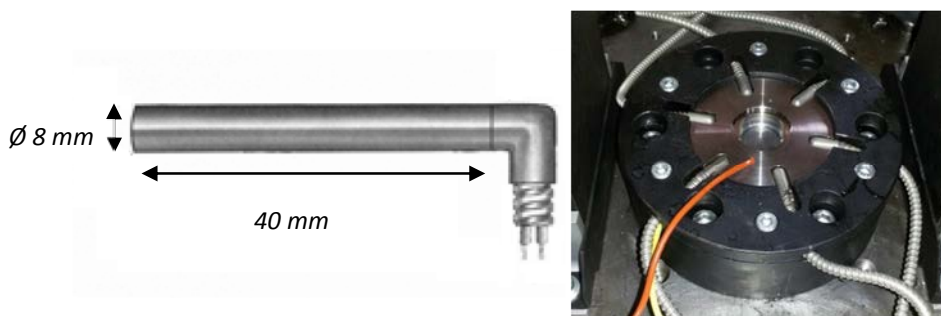


Figura 3.35 A sinistra una cartuccia riscaldante, a destra un particolare dello stampo inferiore montato con le cartucce e la termocoppia

Le cartucce, inserite nei fori ciechi presenti nella matrice, sono alimentate dalla rete elettrica (230 V) tramite un quadro elettrico. L'accensione delle cartucce può essere azionata manualmente direttamente dal quadro, oppure dal pc, attraverso il programma di mantenimento della temperatura obiettivo, realizzato con LabVIEW, che manda un segnale al relè presente all'interno del quadro elettrico, attraverso il modulo di output digitale NI 9474 montato sul CompactRIO nella Slot 6.



Figura 3.36 Modulo NI 9474

Il relè presente nel quadro elettrico, necessita di una tensione di almeno 24VDC per poter attivare il circuito. Il modulo NI 9474 non fornisce direttamente in output questa tensione se non alimentato da una fonte supplementare. Per questa alimentazione si può utilizzare l'alimentatore del C-RIO, collegando con un filo il polo negativo dell'alimentatore con il morsetto COM del modulo, e quello positivo al morsetto VSUP. Al modulo sono anche collegati i due fili del cavo che porta il segnale al relè del quadro elettrico: in questo caso il polo positivo viene inserito nel morsetto DOM-0, e quello negativo al morsetto COM (per la presa che viene inserita nel quadro per azionare il relè, il pin 1 è il polo negativo ed il pin 2 è quello positivo).



Figura 3.37 Quadro elettrico e presa per azionare il relè in remoto

3.5 Taratura degli strumenti

Si illustrano ora brevemente le due tarature, una per il potenziometro ed una per la cella di carico, svolte al fine di ottenere la correlazione tra la tensione in output e la corsa o la forza.

3.5.1 Taratura del potenziometro

Alimentato il potenziometro con una corrente continua di 10 V, con l'alimentatore in Figura 3.38 e, collegati i fili di output del segnale del potenziometro al modulo NI 9239, attraverso LabVIEW è possibile leggere il voltaggio che il potenziometro dà in uscita.



Figura 3.38 Alimentatore (0÷30 VDC)

Sono state compiute più misurazioni srotolando il filo manualmente e misurando con un metro la lunghezza del medesimo, in modo da poter effettuare la calibrazione per l'intera corsa disponibile per il potenziometro (500 mm, contro i 320 mm di corsa massima della mazza della pressa). Ripetendo diverse misurazioni intermedie, interpolando la curva ottenuta con una retta passante per l'origine, si è ottenuta così l'equazione caratteristica del potenziometro, che correla il segnale elettrico alla posizione precisa della mazza.

Invertendo l'equazione trovata:

$$\text{Segnale}[V] = 0,0194 \times \text{Corsa}[mm] + 0,0061$$

si ottiene l'equazione ricercata che, dato un segnale, restituisce il valore della posizione della mazza:

$$\text{Corsa}[mm] = 51,467 \times \text{Segnale}[V] + 0,314$$

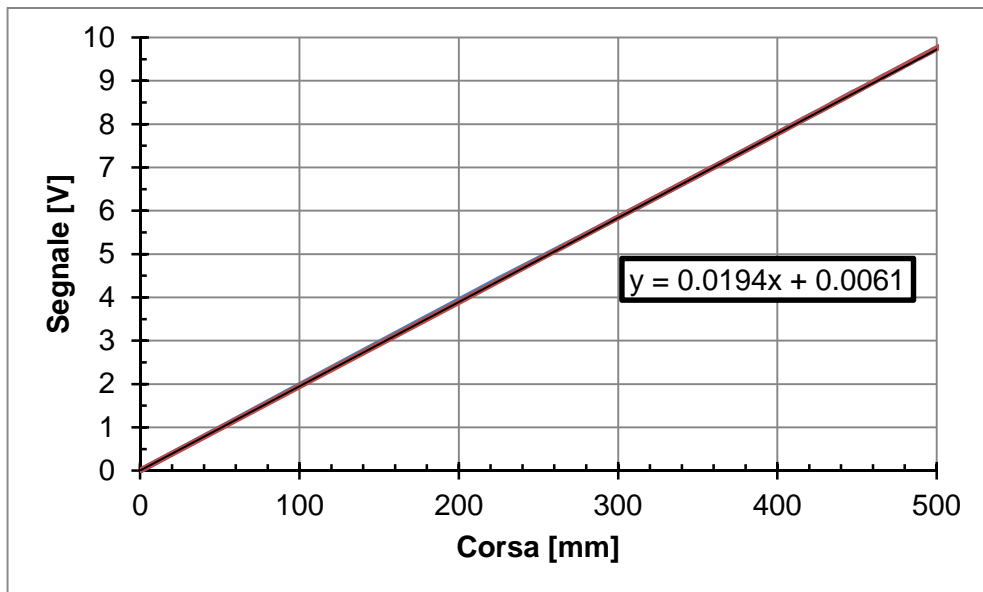


Figura 3.39 Curva di taratura del potenziometro

3.5.2 Taratura della cella di carico

Per tarare il sensore di deformazione all'interno del pezzo in cui è inserito, è stato presa la parte superiore dello stampo (cilindro per cella di carico, stelo, flangia ferma stelo e punzone, assemblati fra loro) e posta su una pressa idraulica di opportuno tonnellaggio. Con la pressa idraulica, di cui è noto il carico in ogni istante, è stato compresso l'assemblato con diversi valori di forza, in maniera da ottenere una curva che correli la tensione in uscita dall'amplificatore alla forza subita. Per ridurre al minimo gli errori dovuti alla deriva della strumentazione, prima di ogni misurazione del carico l'amplificatore viene spento e poi riacceso.

Nella seguente Figura 3.40 si può vedere la curva ottenuta, caricando l'assemblato con forze fino a 600 kN; oltre tale valore il comportamento della cella si ritiene lineare, quindi la retta passante per l'origine viene proiettata linearmente per i carichi maggiori riscontrati durante i test.

Si ottiene quindi l'equazione che correla alla forza il segnale:

$$\text{Segnale}[V] = 3 \times 10^{-6} \times \text{Forza}[kN]$$

Invertendo la quale si ottiene l'equazione che, dato il segnale acquisito, restituisce il valore della forza:

$$\text{Forza}[kN] = 1 / 3 \times 10^{-6} \times \text{Segnale}[V]$$

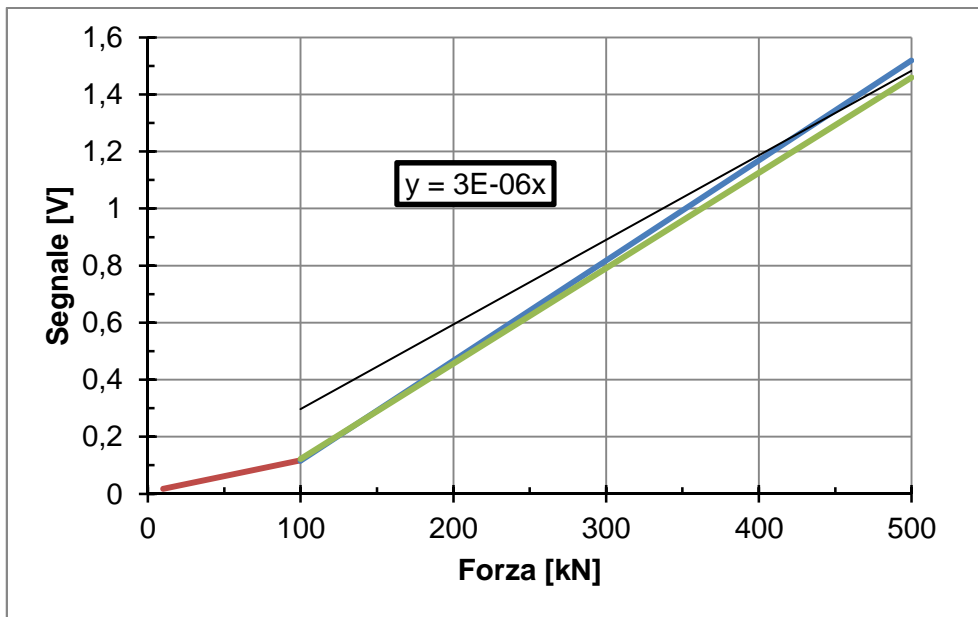


Figura 3.40 Curva di taratura della cella di carico

3.6 Programmi in LabVIEW

Per gestire il sistema di acquisizione, è utilizzato il software LabVIEW della National Instruments. Verranno ora descritti i passaggi principali per la gestione del programma.

Innanzitutto aprire il progetto “lettura e salvataggio dati (temperatura).lvproj”, a questo punto, sulla schermata Project Explorer aprire i programmi “Salvataggio risultati forza.vi”, “Controllo processo2.vi” ed “acquisizione.vi”.

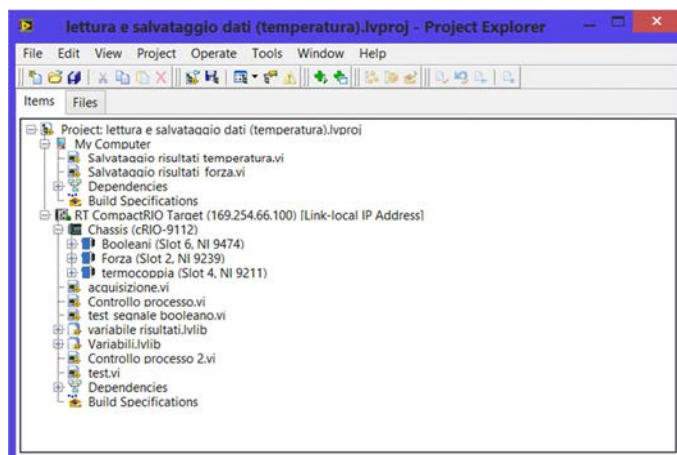


Figura 3.41 Project Explorer

Il programma “*acquisizione.vi*”, insieme a “*Salvataggio risultati forza.vi*”, dev’essere aperto sia per l’estrusione diretta che per quella inversa.

Il primo serve appunto per l’acquisizione dei segnali provenienti dal potenziometro e dalla cella di carico: una volta acceso l’amplificatore per la cella di carico (è preferibile spegnerlo e riaccenderlo prima di effettuare ogni singolo test, per limitare il fenomeno della deriva), inserito il valore **1** nella casella “Moltiplicatore Volt”, lanciare il programma con il comando di run, e quando si è pronti ad azionare la pressa, si clicca su **Acquisisci**, per iniziare il rilevamento del segnale. Finito il test, si clicchi su “**Stop acquisizione**”.

È essenziale ricordarsi di inserire un valore in Moltiplicatore Volt: con un valore unitario si avranno in uscita precisamente i valori in Volt, altrimenti è possibile modificare tale valore se si vuole inserire direttamente il valore di conversione da *V* a *kN*. È preferibile lasciare il valore unitario ed effettuare successivamente manualmente la conversione nel file Excel, che sarà generato dal programma di salvataggio.

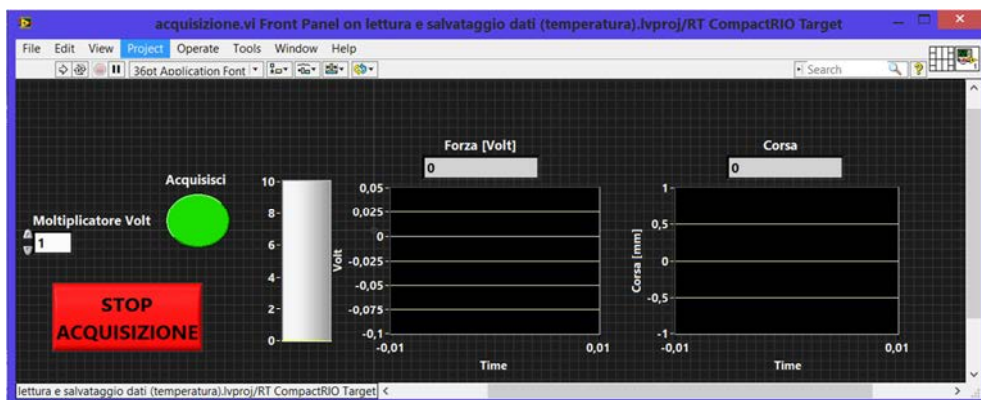


Figura 3.42 Programma di acquisizione

Il programma presenta anche due indicatori temporali della forza e della corsa; data l’elevata velocità del processo però il grafico generato sarà difficilmente apprezzabile dall’operatore.

A questo punto si aziona il programma di salvataggio, lanciandolo sempre con il comando di run, dopodiché il programma richiederà il nome da assegnare al file Excel generato, e la destinazione. Alla termine di questa operazione, cliccare su **STOP** per concludere la generazione del file.

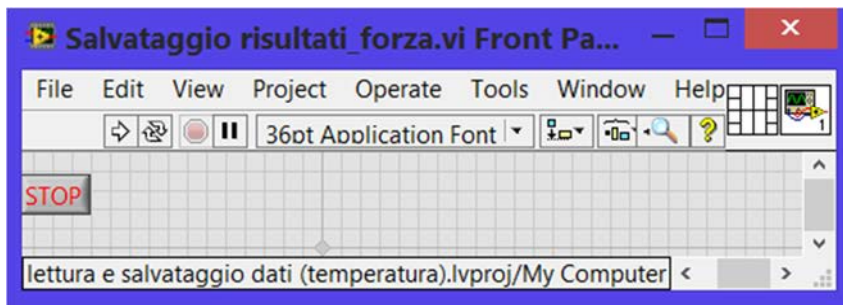


Figura 3.43 Programma di salvataggio dei risultati

Si ricorda che ambedue i programmi vanno utilizzati sia nei test di estrusione diretta che di estrusione inversa.

Per quanto riguarda la sola estrusione inversa, quando si vogliono riscaldare gli stampi in remoto è possibile utilizzare il programma “*Controllo processo2.vi*” per la regolazione della temperatura ed il mantenimento della temperatura dello stampo.

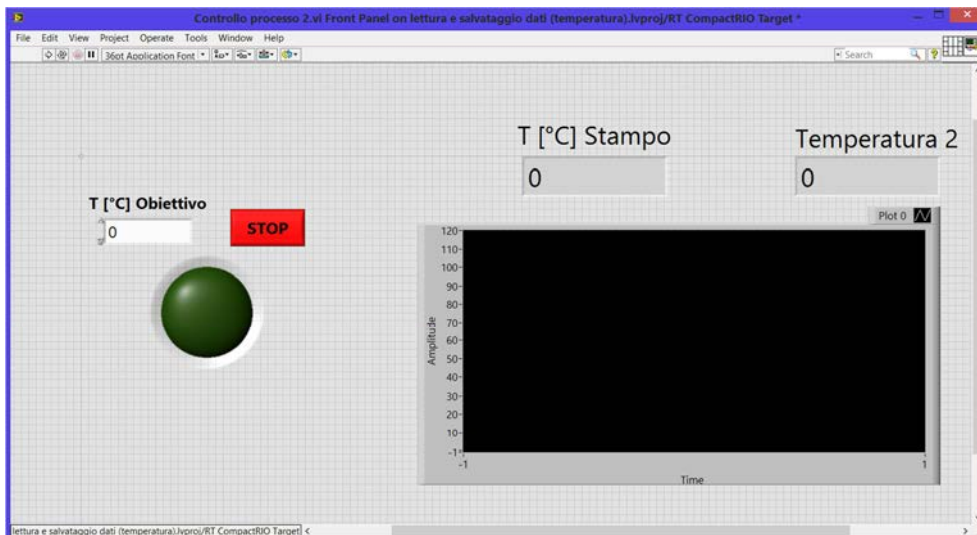


Figura 3.44 Pannello di controllo della temperatura

Prima di tutto si deve inserire il valore della temperatura obiettivo dello stampo nell'apposito spazio. A questo punto, lanciato il programma cliccando sull'icona di run, verrà attivato il relè del quadro elettrico per riscaldare le resistenze. Per vedere se le cartucce sono attive o no, si può notare che l'icona verde sul pannello si accenderà, come pure sarà accesa la spia verde sul quadro elettrico (che indica appunto l'attivazione del relè).

Il programma è realizzato in maniera tale da interrompere il riscaldamento quando la temperatura della matrice supera di 3°C la temperatura obiettivo, e riprendere il riscaldamento quando scende di 3°C sotto la temperatura

obiettivo, in maniera da avere una temperatura abbastanza uniforme nel tempo, senza però attivare e disattivare le cartucce troppo ripetitivamente (si potrà notare un andamento sinusoidale della temperatura). Ad ogni modo il gap di temperatura può essere facilmente modificato nel programma. L'andamento della temperatura dello stampo si può monitorare dal grafico temporale sul pannello di controllo: esso è rappresentato da una linea continua rossa. Inoltre, la stessa temperatura sarà visibile in ogni momento (sia in riscaldamento che non) nell'indicatore "T[°C] Stampo".

Ovviamente, in caso si voglia lanciare il programma senza che le cartucce vengano attivate, basterà inserire il valore 0 nella temperatura obiettivo: questa operazione può essere utile quando si vuole monitorare con un'altra termocoppia un altro corpo (ad esempio la temperatura della billetta).

Tale temperatura è visibile in ogni momento (quando il programma è in run) nel secondo indicatore "Temperatura 2", ed è indipendente dal riscaldamento dello stampo.

Per fermare manualmente il riscaldamento, o per cambiare il valore della temperatura obiettivo, basterà cliccare sul tasto rosso "STOP", e arrestare il programma (tasto di stop accanto al tasto run); dopodiché si può inserire una nuova temperatura obiettivo e rilanciare il programma.

È da osservare che il riscaldamento avverrà alla massima potenza assorbita dalle cartucce (200W ciascuna) e senza soste; questo è possibile finché le temperature in gioco non sono molto alte (nel nostro caso 200°C), per temperature più alte è opportuno utilizzare una rampa di riscaldamento (come nel programma *Controllo processo.vi*, presente all'interno del Project Explorer, ma qui non descritto).

Il programma di controllo della temperatura ovviamente può essere aperto in parallelo ai programmi di acquisizione e di salvataggio, senza influenzare il loro svolgimento.

3.7 Immagini degli stampi



Figura 3.45 Stampi estrusione diretta)

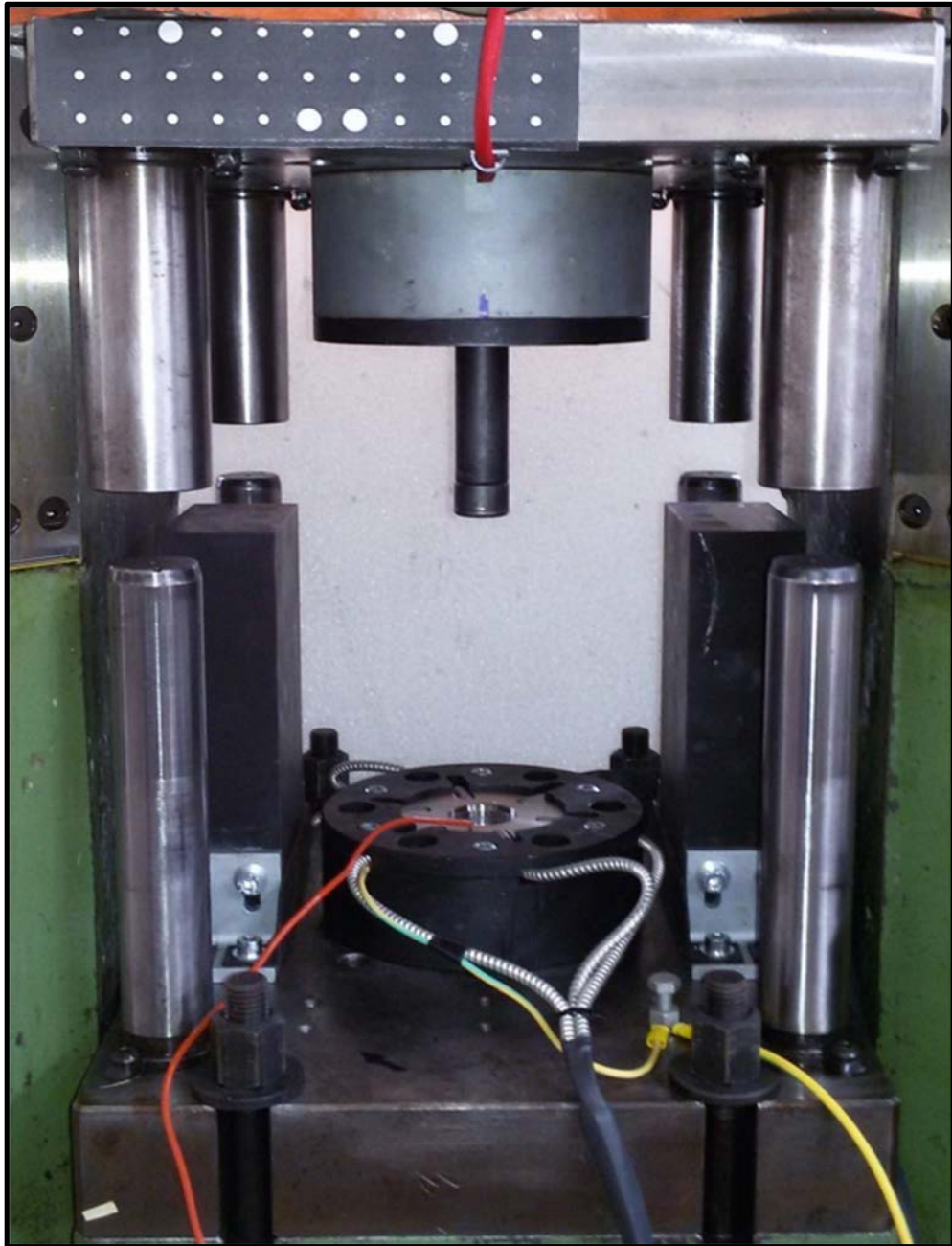


Figura 3.46 Stampi per estrusione inversa

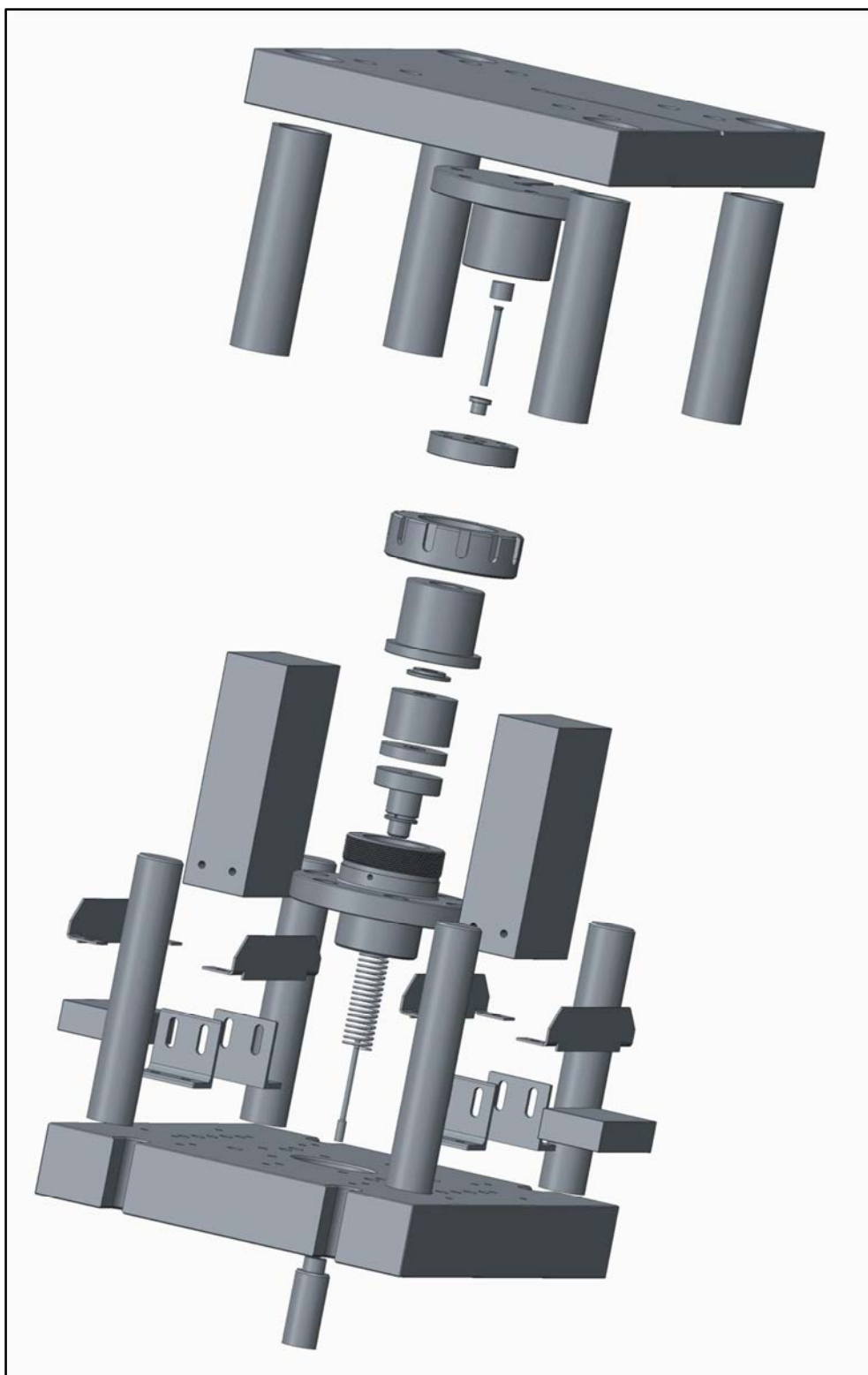


Figura 3.47 Esploso stampi per estrusione diretta



Figura 3.48 Esploso stampi per estrusione inversa

4. SIMULAZIONI NUMERICHE FEM

4.1 Procedura adottata

Come ausilio alla progettazione, è stato impiegato il software agli elementi finiti FORGE 2011® , mediante il quale è stato possibile studiare il processo produttivo, stimare le tensioni agenti sugli stampi e ricavare la forza di estrusione.

Inoltre tale software è stato utilizzato per svolgere l'analisi inversa nell'estrusione ad impatto delle billette di alluminio, al fine di ricavare il fattore di attrito " m " (secondo Tresca), attraverso un confronto delle medie delle curve forza-tempo ottenute dal processo reale in laboratorio con le curve medie forza-tempo risultanti dalle simulazioni.

Verranno elencati i principali parametri inseriti nelle simulazioni ed i risultati a cui si è giunti.

Le simulazioni svolte sono del tipo bidimensionale assialsimmetrico, vista la geometria di entrambe le tipologie di stampi per estrusione; questo consente una maggiore rapidità di calcolo e di poter affinare la mesh in alcuni punti di interesse, arrivando ad una soluzione in tempi comunque relativamente brevi.

È da sottolineare il fatto che, nelle simulazioni, il contatto tra i provini e gli stampi avviene in assenza di un layer di lubrificante infatti inizialmente l'obiettivo è quello di ricercare le tensioni agenti sugli stampi eseguendo il processo a secco (senza l'impegno di lubrificante) al fine di poter dimensionare gli stampi in maniera adeguata e di poter scegliere i materiali per tali componenti ed i trattamenti termici opportuni.

Inizialmente non è neppure precisamente nota l'entità dell'attrito tra stampi e provini: dopo un'attenta ricerca in letteratura e, sapendo che il processo di estrusione (come quelli di forgiatura in generale, trafilatura, laminazione, ecc..) avviene con elevate aree di contatto tra i componenti, si è focalizzata l'attenzione su un solo parametro di attrito, ossia il fattore di attrito secondo Tresca " m " piuttosto che il coefficiente di attrito di Coulomb " μ ".

Dimensionati gli stampi (ponendo inizialmente come fattore di attrito $m=0,4$) ed in seguito realizzati, è stata eseguita la verifica degli stessi direttamente sulla pressa, indagando sulla forza di processo e confrontandola con quella ottenuta dalla simulazione numerica.

4.2 Simulazioni di estrusione diretta con Forge

4.2.1 Geometrie e mesh

In Figura 4.1 sono illustrati i principali componenti di cui si è voluto simulare il comportamento durante il processo di estrusione diretta. Sono rappresentate le geometrie della matrice con il suo stress-ring, dell'anello di contenimento calettato nel suo stress-ring, della billetta e del punzone (per il punzone si è adottato uno stampo indeformabile, in questo caso rappresentato dalla linea verde orizzontale che poggia sulla billetta).

I due supporti invece, sempre intesi come stampi indeformabili, sono due geometrie necessarie per mantenere fissi i componenti sul piano durante la simulazione (vincolo dello spostamento lungo l'asse Z del piano di lavoro), mentre non è necessario vincolare gli spostamenti laterali in quanto la simulazione tratta componenti assialsimmetrici.

La deformazione radiale degli stress-ring non è stata contenuta da altri corpi, in quanto trascurabile.

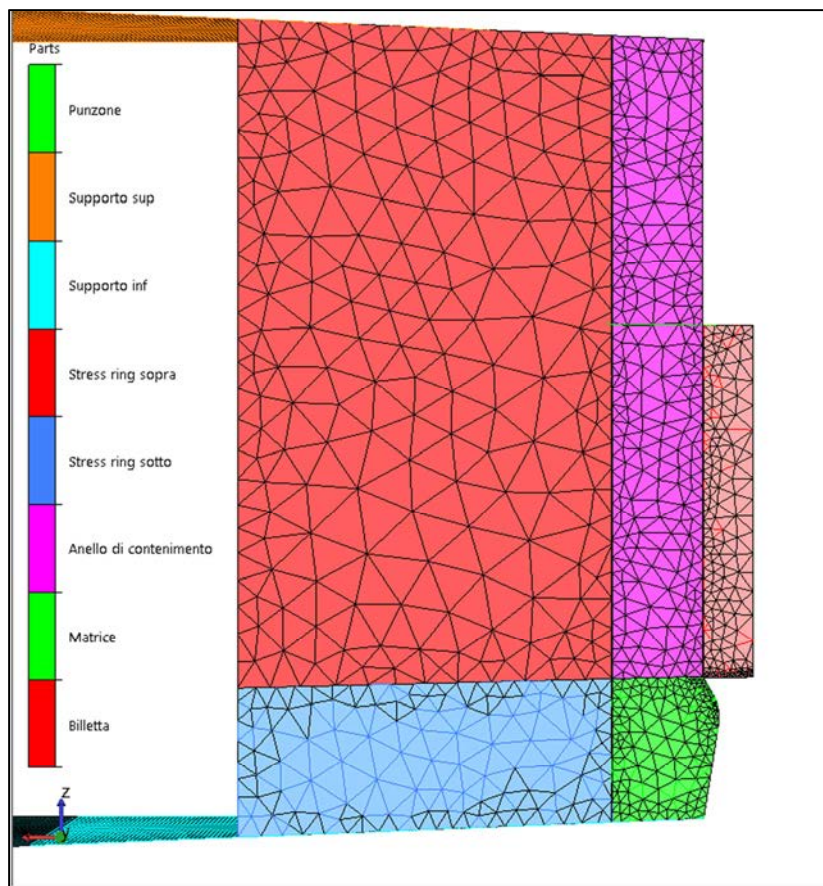


Figura 4.1 Geometrie degli stampi utilizzate per la simulazione di estrusione diretta

In parallelo alle simulazioni, i componenti sono stati dimensionati seguendo la teoria dei gusci spessi calettati tra loro, sottoposti ad una pressione interna di 1200 MPa (come si vedrà nel Capitolo 5), e poi eseguita la verifica con le simulazioni numeriche.

Oltre alle tensioni in direzione radiale di questi componenti, si è focalizzata l'attenzione sulle pareti della matrice in contatto con la billetta, vista le ridotte dimensioni della loro superficie e le elevate pressioni a cui sono sottoposte durante il processo. Si può vedere infatti in Figura 4.2 di quanto la mesh sia stata affinata in quella regione, sia per la matrice che per la billetta.

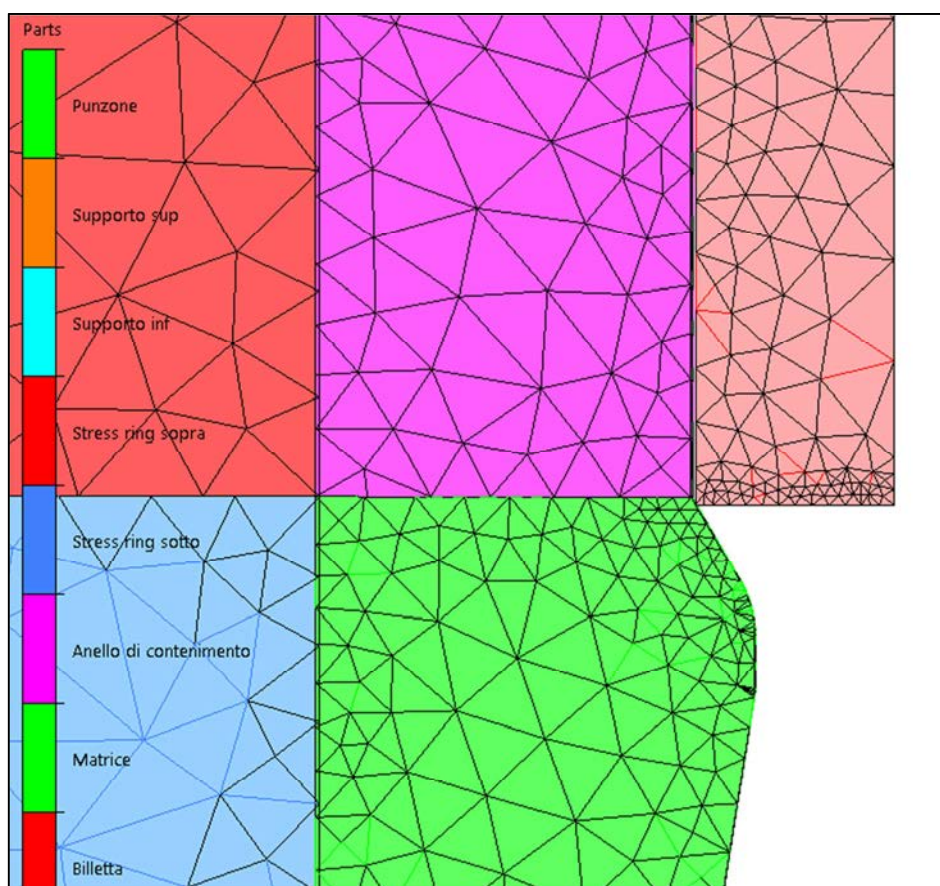


Figura 4.2 Dettaglio della mesh in prossimità della parete inclinata della matrice

Per realizzare l'accoppiamento forzato tra matrice e anello di contenimento con i loro stress-ring, Forge consente di caricare le geometrie iniziali degli anelli, sovrapponendoli virtualmente in prossimità del diametro di calettamento. Sarà poi il simulatore al suo primo step a riconoscere questa interferenza e a calcolarne le tensioni di interfaccia, prima di iniziare il processo vero e proprio di stampaggio.

4.2.2 Principali parametri inseriti nella simulazione

Vengono ora elencati i vari parametri inseriti nel software, senza soffermarsi sulle finzze, come la dimensione della mesh e le varie finestre di remeshing inserite.

Per quanto riguarda i materiali delle parti deformabili sono stati scelti diversi materiali disponibili nella libreria di Forge:

- Per la matrice e l'anello di contenimento della billetta è stato scelto il "pure_elastic_tungsten-carbide" ossia in metallo duro, avente legge puramente elastica (data la resistenza dei metalli duri, si è scartata l'eventualità di una loro plasticizzazione in questo particolare processo);
- Per entrambi gli stress-ring è stato scelto il "30CrMoV3" (un acciaio per stampi dotato di buona resistenza);
- Per la billetta, essendo il database di Forge sprovvisto dell'acciaio al boro 30MnB5, è stato creato un nuovo materiale all'interno della libreria, chiamato appunto 30MnB5, modificando i parametri del file per l'acciaio C30, come detto in precedenza nel paragrafo 3.3.1.1, inserendo i nuovi valori trovati dalla curva di compressione ($A1=773,06$ ed $m2=0,1352$).

Le parti rimanenti, ossia i supporti e il punzone sono stati inseriti come stampi indeformabili: i primi in quanto, visto le loro dimensioni, risentono di tensioni molto basse se confrontate con quelle presenti nella matrice, il punzone invece perché facilmente progettabile per via analitica, vista la sua geometria a sezione circolare costante.

Per quanto riguarda l'attrito, sono stati assegnati $\mu=0,1$ ed $m=0,3$ tra la billetta e la matrice/anello di contenimento, essendo, come già detto un processo di estrusione (elevate superfici reali di contatto tra i corpi che si deformano).

Il contatto tra gli stampi, invece, è stato impostato come "sliding" ossia di slittamento.

Tra il punzone e la billetta sono stati assegnati $\mu=0,1$ ed $m=0,1$ in quanto la deformazione in quella regione è trascurabile se paragonata alla regione di contatto della billetta con la matrice.

Lo scambio termico è stato impostato come "cold-weak" (debole) tra tutti i corpi infatti, essendo il processo a freddo e data la velocità, esso può essere in buona approssimazione essere trascurato. La temperatura di tutti i corpi è inizialmente di $20^{\circ}C$, essa è preimpostata in default dal programma, avendo scelto il tipo di simulazione "2D Cold Forging Multi Objects".

Per quanto concerne la scelta della pressa e dei parametri, è stata applicata una pressa a vite (*screw_press*) sul corpo punzone, impostando come altezza iniziale 0 mm e -22 mm quella finale. Come valore dell'energia massima della pressa è stato impostato 10 kJ e come velocità massima di discesa 220 mm/s .

È utile ribadire che il valore del fattore di attrito $m=0,3$, assegnato in precedenza, è stato ottenuto confrontando le curve forza-corsa ottenute dalle simulazioni con le curve reali, precedentemente ottenute con dei test di estrusione fatti su una pressa idraulica (vedi paragrafo 3.3.1.2). Tale valore rispecchia anche quanto trovato in letteratura a tal riguardo.

4.2.3 Post-processore

Dal post-processore di Forge (GLview Inova) sono state ricavate informazioni utili per il giusto dimensionamento, la correzione delle geometrie, e per la stima dell'entità delle tensioni presenti nei corpi.

Innanzitutto, come già anticipato nel paragrafo 4.2.1, in Figura 4.3 si può vedere il primo step del solutore, il quale riconosce l'accoppiamento forzato tra matrice ed anello con gli stress-ring e ne calcola le tensioni risultanti, in assenza di pressioni interne ed esterne. Come confermato anche dalla teoria dei gusci spessi, all'interfaccia vi sarà una pressione di calettamento di circa 720 MPa .

In questo step, il punzone non ha ancora iniziato la sua corsa, che inizierà allo step successivo; infatti si può notare che la billetta è ancora completamente scarica.

Le equazioni utilizzate per studiare il rapporto tra i diametri, la pressione di calettamento e l'interferenza relativa ideali, sono descritte nel capitolo 5, relativo alla progettazione analitica.

Come dato di partenza è stata stimata una pressione interna (dovuta alla spinta che esercita la billetta compressa sulle pareti della matrice e dell'anello di contenimento, di $1100\text{--}1200\text{ MPa}$, valori tipici in questo tipo di processi di stampaggio a freddo, valori poi confermati anche in simulazione.

Queste immagini riguardano solo la simulazione finale, alla quale si è giunti dopo varie modifiche sui coefficienti di attrito, sulle geometrie degli stampi e sul rapporto dei diametri.

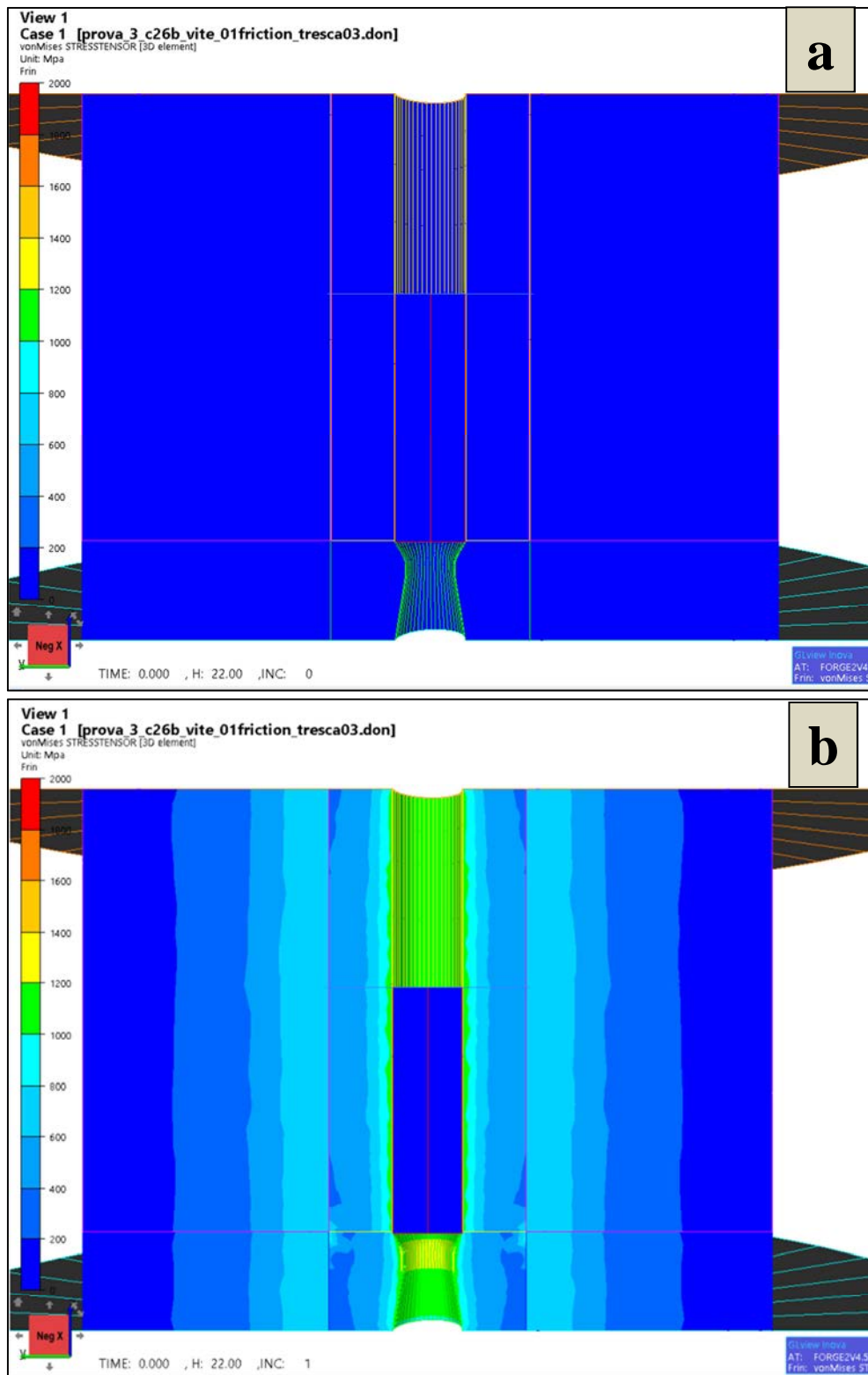


Figura 4.3 Tensioni di Von Mises allo step 0 (figura a) e allo step 1 (b) del solutore

La seguente Figura 4.4 mostra lo stato tensionale degli stampi in uno step intermedio del processo di estrusione, quando la forza di estrusione raggiunge il suo picco, ossia quando il materiale della billetta ha imboccato completamente la matrice. È questo il punto di maggior sollecitazione della matrice infatti, negli step successivi, la forza di estrusione andrà diminuendo a causa della riduzione di superficie di contatto tra la billetta e l’anello di contenimento (e quindi del minore attrito tra i due corpi).

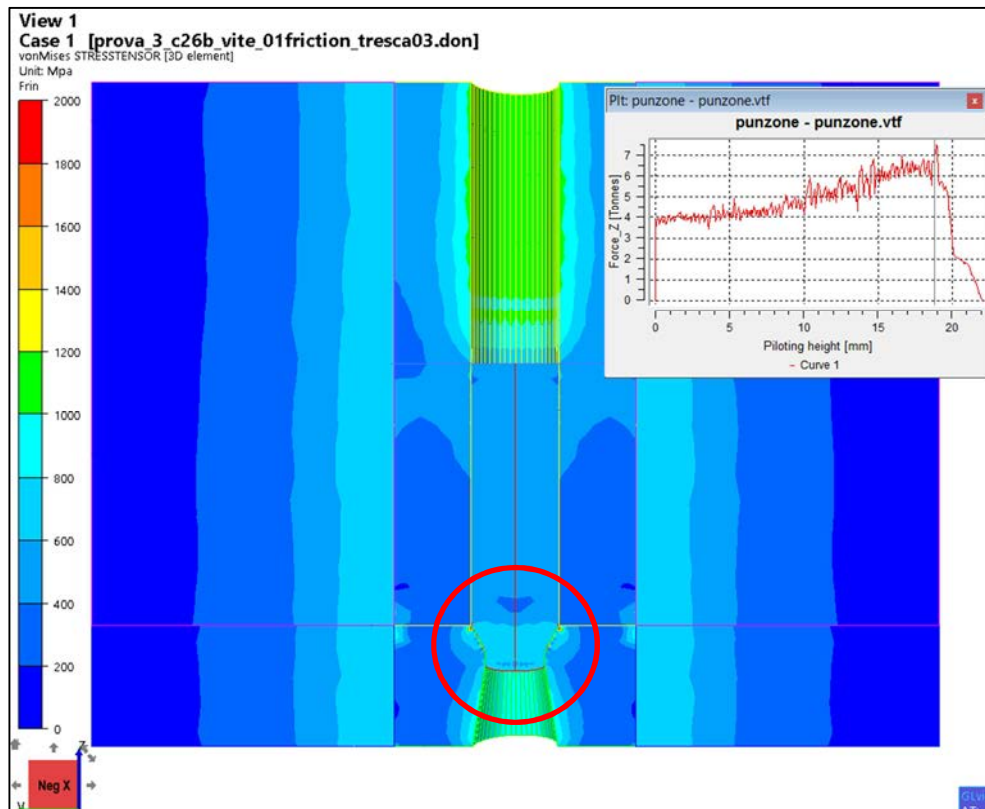


Figura 4.4 Tensioni equivalenti di Von Mises in uno step intermedio del processo

Sempre in Figura 4.4 è evidenziato con un cerchio rosso la regione della matrice che la billetta ha completamente imboccato. Si può notare come la tensione equivalente in quella regione sia effettivamente pari all’ordine di grandezza preventivamente stimato, ossia $1100 \div 1200 \text{ MPa}$.

Sebbene tali valori di tensione siano facilmente supportabili dagli acciai rapidi temprati, si è in seguito optato come materiale della matrice per un metallo duro, questo al fine di poter prolungarne la vita grazie alle migliori proprietà dei metalli duri in termini sia di resistenza a compressione, sia di resistenza all’usura.

In Figura 4.5 sono confrontate le due curve Forza-Corsa: la prima, reale, ottenuta da un test di estrusione diretta effettuato in una pressa idraulica; la seconda invece ottenuta da quest'ultima simulazione numerica.

L'andamento delle due curve è pressoché lo stesso, il picco della forza per entrambe le curve arriva a circa a 7 tonnellate (70kN): questo è stato ottenuto, come già detto, variando il valore del fattore di attrito m . Anche il cambio di pendenza iniziale della forza è presente in entrambe le curve (cambio di pendenza imputabile all'imbocco nella matrice da parte della billetta).

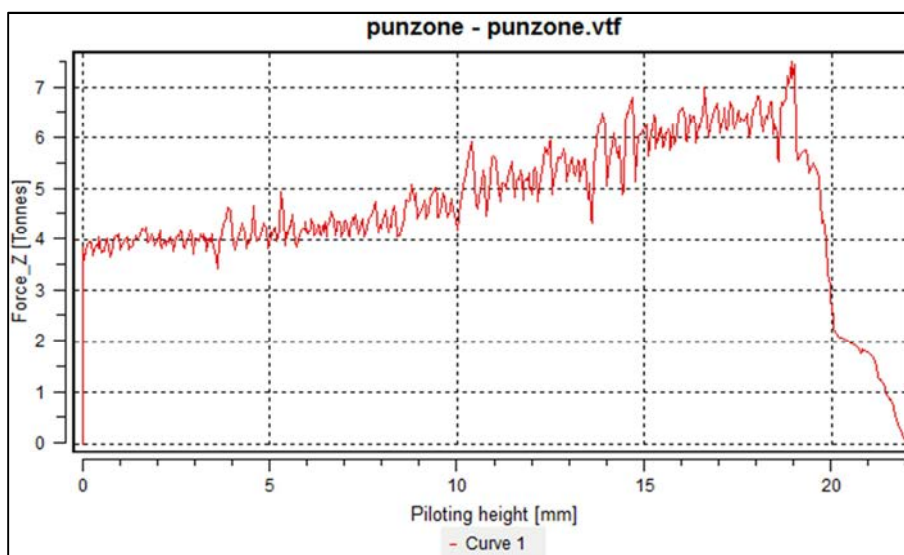
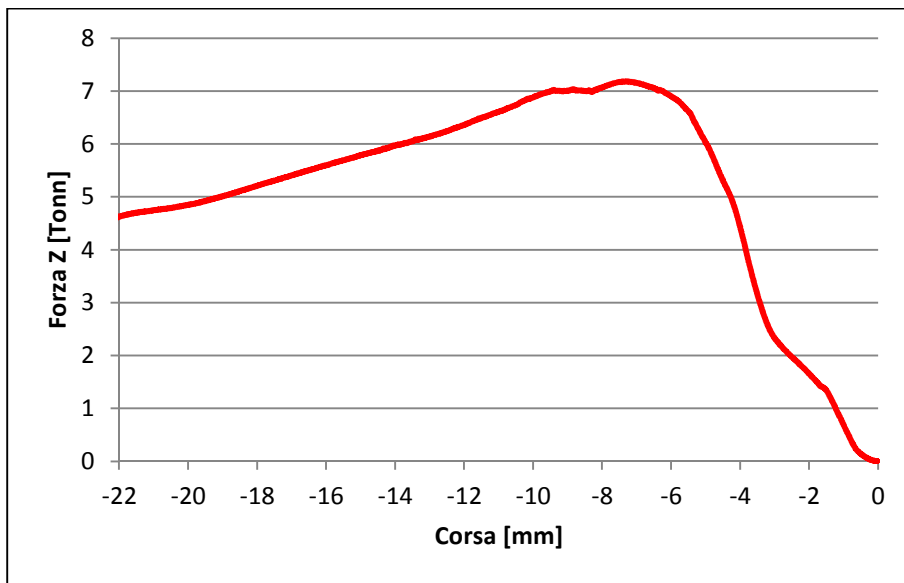


Figura 4.5 Confronto tra le curve Forza-Corsa reale (in alto) e da simulazione numerica (in basso)

4.3 Simulazioni di estrusione inversa con Forge

4.3.1 Geometrie e mesh

In Figura 4.6 sono rappresentati i componenti principali utilizzati nell'estrusione inversa di billette di alluminio. Anche in questo caso, ciò che verrà rappresentato appartiene all'ultima di una serie di simulazioni, il cui obiettivo era la ricerca della geometria ottimale degli stampi, compatibilmente con le esigenze costruttive adottate.

Innanzitutto si può notare la presenza di un estrattore all'interno della matrice (che funge anche da fondo della matrice), il quale è stato pensato e progettato in maniera da poter essere azionato nell'eventualità che una billetta restasse adesa al fondo della matrice.

Inoltre, il punzone è stato progettato in due parti anziché un unico componente, infatti si è optato per la realizzazione di tre punzoni differenti in diametro di estrusione (al fine di studiare la differente espansione superficiale che essi comportano), facilmente intercambiabili tra un test e l'altro, poiché fissati allo stelo mediante due grani facilmente accessibili da parte dell'operatore.

Oltre a questi componenti, in figura sono anche rappresentati la billetta e i due supporti "Upper/Lower Die Holder". Tali supporti, definiti come stampi indeformabili, servono a vincolare la matrice (supporto inferiore) nello spazio e il punzone alla mazza della pressa (in questo caso la pressa agirà sul supporto superiore, a cui è direttamente collegato lo stelo porta punzone).

Anche in queste simulazioni i componenti sono assialsimmetrici, quindi non sono necessari altri vincoli per la soluzione del programma.

In questo caso non è stato necessario l'impiego di stress-ring per contenere le tensioni e deformazioni radiali della matrice, essa infatti è stata sovradimensionata con lo scopo di poter accogliere al suo interno sei cartucce riscaldati.

Ad ogni modo, è stata infittita la mesh in prossimità delle superfici in cui si ha lo scorrimento del materiale durante il processo (vedi Figura 4.6), ed è stata anche posizionata una finestra di remeshing per la billetta nella zona in cui la billetta raggiunge lo spessore minimo di $0,2\text{ mm}$ (vedi la regione evidenziata dal cerchio rosso in Figura 4.9).

Infine è da notare il fatto che la geometria dello stelo è stata in seguito variata a causa di una rottura durante i test, come già menzionato, optando per una variazione di sezione meno marcata tra la base dello stelo e la parte sporgente (eseguendo sulla geometria un raccordo molto più marcato).

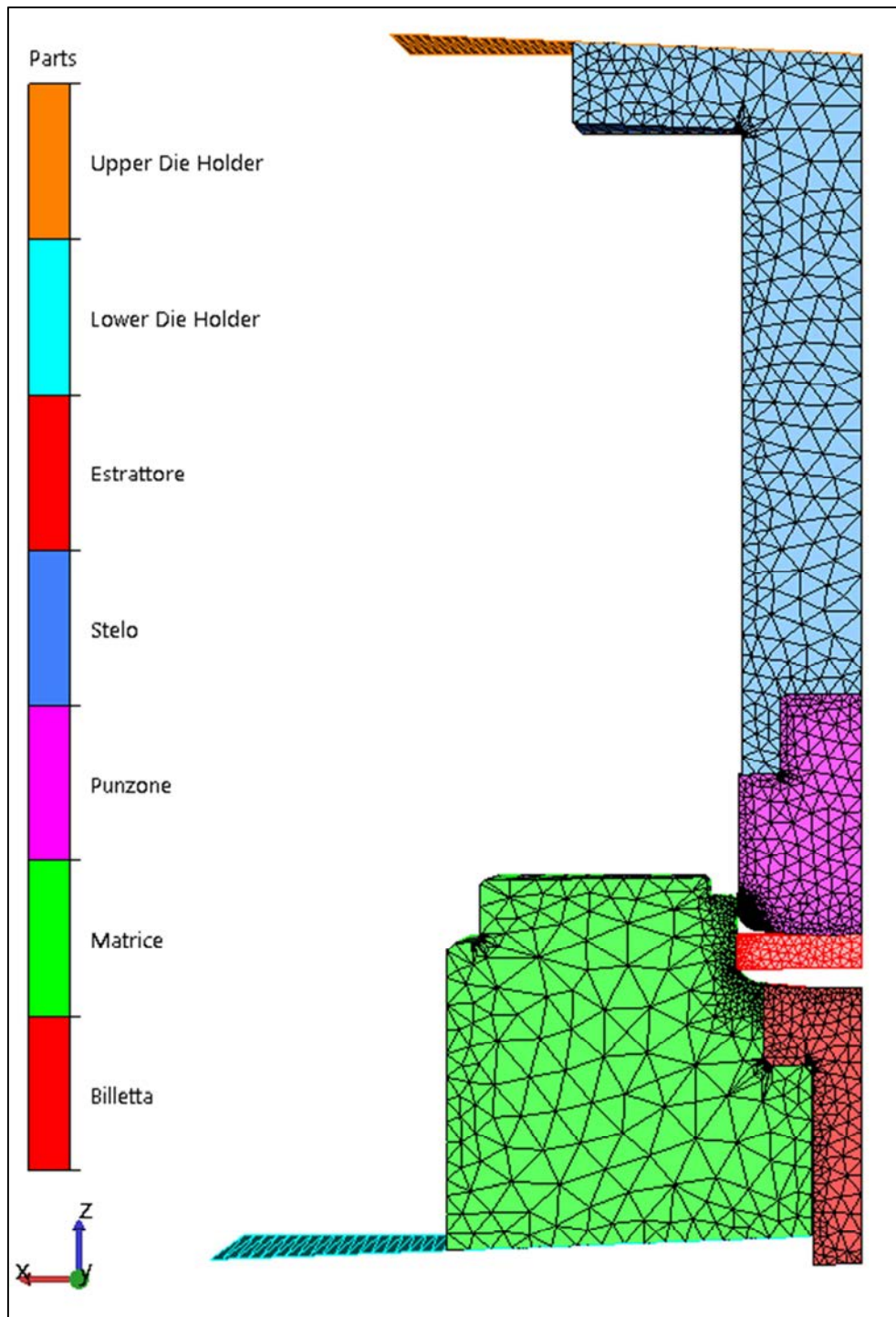


Figura 4.6 Geometrie degli stampi utilizzate per la simulazione di estrusione inversa

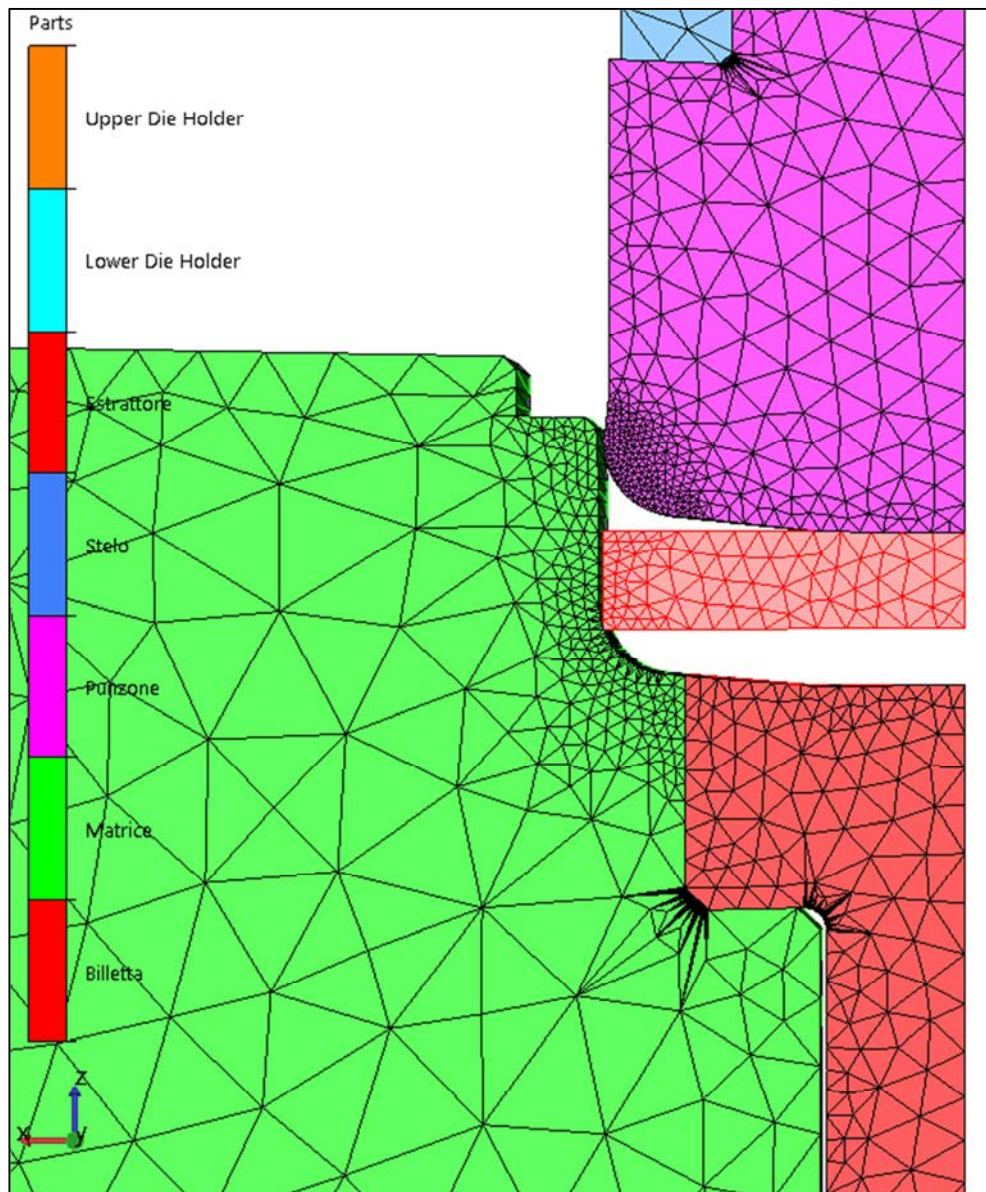


Figura 4.7 Dettaglio della mesh nella regione di strizione dell'estruso

4.3.2 Principali parametri inseriti nella simulazione

In questo caso , come materiali per gli stampi e per la billetta, sono stati scelti:

- Per la matrice è stato impiegato le lega Al1050, ossia il materiale effettivamente impiegato nei test: nel database di Forge è già presente questo materiale, quindi non è stato necessario effettuare un test di compressione al fine di ricavare i parametri necessari;

- Per tutti gli stampi invece (punzone, stelo, matrice ed estrattore) si è optato per l'acciaio per stampi "pure_elastic_H13" (secondo la nomenclatura americana AISI): anche in questo caso il comportamento del materiale segue la legge puramente elastica, prevedendo di restare in ogni momento in campo elastico.

Anche in questo caso i supporti sono indeformabili, infatti le tensioni sui componenti che sostengono gli stampi sono molto basse rispetto a quelle agenti sugli stampi stessi, visto le loro dimensioni e le superfici di contatto.

Per l'attrito tra la billetta e gli stampi (matrice, estrattore e punzone) sono stati nuovamente assegnati i valori $\mu=0,1$ ed $m=0,3$; in questo caso non si ha però la possibilità di confrontare preventivamente i carichi risultanti dalla simulazione numerica con i carichi ottenuti nella realtà. Per questo motivo, la progettazione dei componenti è stata poi eseguita in favore di sicurezza, sovrastimando la forza di estrusione ottenuta dal modello numerico.

Il contatto tra matrice e supporto inferiore e quello tra stelo e supporto superiore sono stati impostati come "bilateral_sliding" ossia vincolati sono in direzione verticale.

Per il contatto tra punzone e stelo, e quello tra matrice ed estrattore è stato scelto un basso coefficiente di attrito ($\mu= m=0,1$), infatti non si ha strisciamento tra tali componenti.

Lo scambio termico con la billetta, in questo caso è stato impostato come "cold-strong" (elevato) infatti, oltre alle prove a temperatura ambiente, sono state effettuate anche a temperature fino a $180^{\circ}C$, per valutare numericamente l'influenza della temperatura sulla tensione di flusso nel materiale della billetta, e poi valutare nella realtà del processo l'influenza della temperatura sul comportamento del lubrificante.

Le temperature a cui verranno riscaldati gli stampi e la billetta saranno elencate nel paragrafo 4.5, relativo all'analisi inversa, svolta per la determinazione del fattore di attrito m in relazione alla temperatura degli stampi e/o della billetta.

Per quanto riguarda il tipo di pressa, è stata ancora applicata una pressa a vite (screw_press) sul supporto superiore, regolando di volta in volta i valori della corsa, in modo da controllare la risalita dell'estruso. L'energia massima della pressa vale ancora 10 kJ e la velocità di discesa 220 mm/s .

4.3.3 Post-processore

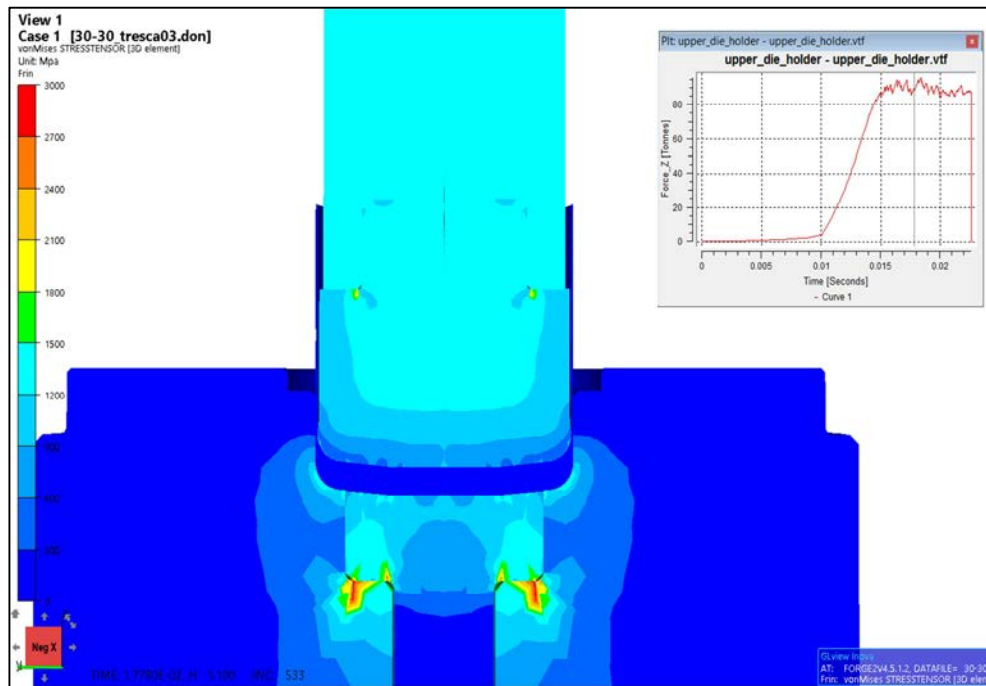


Figura 4.8 Tensioni equivalenti di Von Mises

Dal post-processore GLview Inova sono stati ricavati i valori delle tensioni presenti sui componenti in uno step in cui la forza del processo raggiunge all'incirca il valore massimo. Si può notare come il punzone e lo stelo, vista la loro sezione ridotta, sono sottoposti a tensioni comprese tra l'intervallo $1200\div1500$ MPa, come pure la parte superiore dell'estrattore.

In prossimità dei raccordi le tensioni sono ragionevolmente molto maggiori in quanto concentrate, in tal caso non si ha dato molto peso all'alta entità delle tensioni in queste zone infatti, oltre al fatto che la sollecitazione è di compressione, i picchi di tensione sono anche dovuti alle dimensioni grossolane della mesh in tali punti (l'attenzione è stata piuttosto concentrata sulla regione in cui si ha il flusso di materiale estruso, come si vede all'interno del cerchio rosso di Figura 4.9).

Per la matrice valgono le stesse considerazioni nei punti in cui si hanno i raccordi; si può comunque vedere che il corpo è sollecitato in compressione nella sua parte centrale, e scarico all'esterno, dove andranno poi inserite le cartucce riscaldanti.

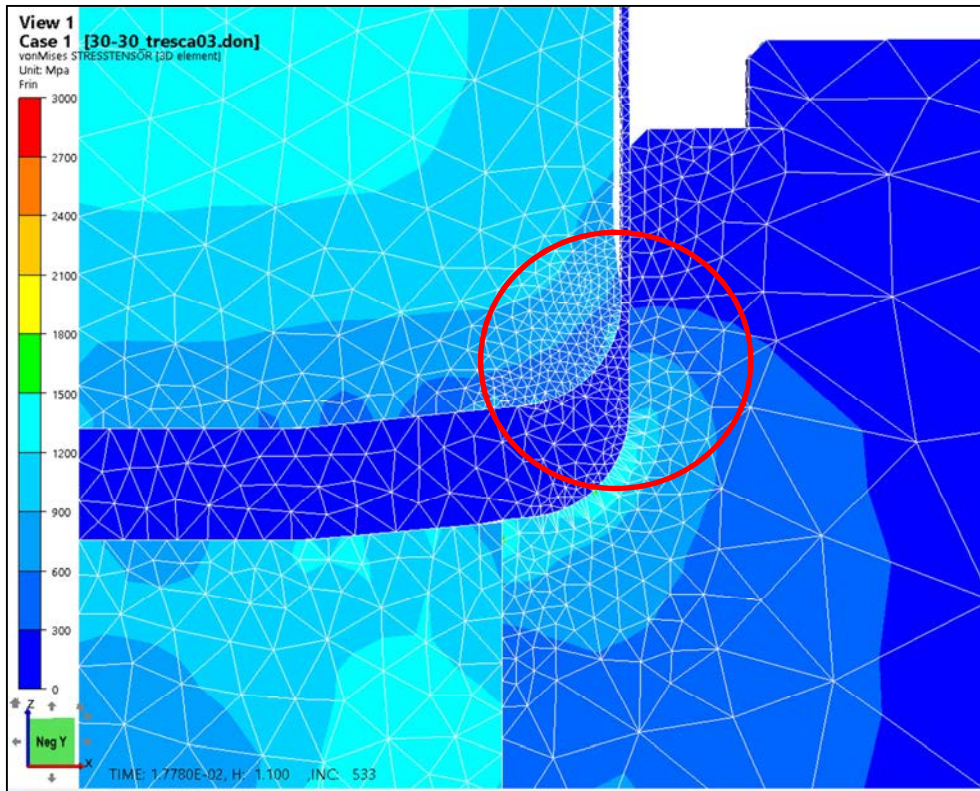


Figura 4.9 Particolare delle tensioni sui corpi e della finestra di remeshing (in prossimità della zona evidenziata dal cerchio rosso)

Per quanto riguarda la forma delle curve Forza-Tempo ottenute numericamente e dai test (queste ultime verranno descritte in dettaglio nel paragrafo 6.1), si può subito notare come, nel primo tratto, il comportamento tra le due è molto dissimile: la curva reale presenta un picco di forza molto marcato a differenza della curva ottenuta da simulazione FEM. La presenza di questo picco verrà descritta nel paragrafo 6.1 mentre, per la seconda curva, l'assenza di tale picco, è imputabile ad un limite del software stesso, il cui solutore è di tipo implicito. Per una maggiore accuratezza della simulazione, sarebbe richiesto l'impiego di un solutore di tipo esplicito.

Ad ogni modo, trascurando il tratto iniziale, il confronto viene fatto nella regione di regime, infatti l'andamento della curva durante l'estrusione è teoricamente costante, come dimostra la seconda curva; nella realtà si ha un andamento leggermente decrescente, a causa dell'influenza del lubrificante e del riscaldamento del materiale durante il processo.

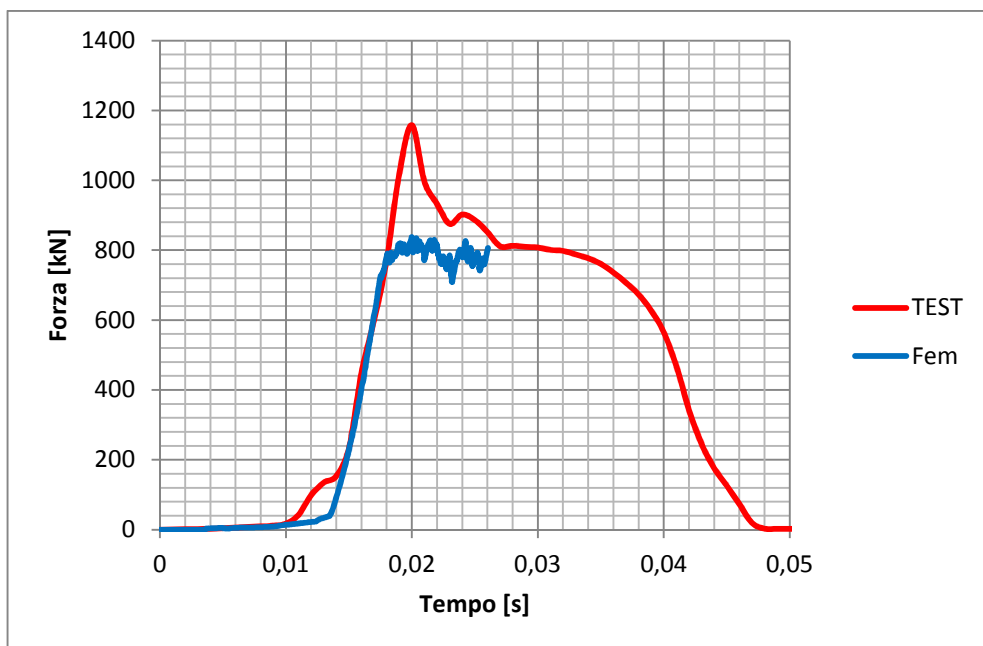
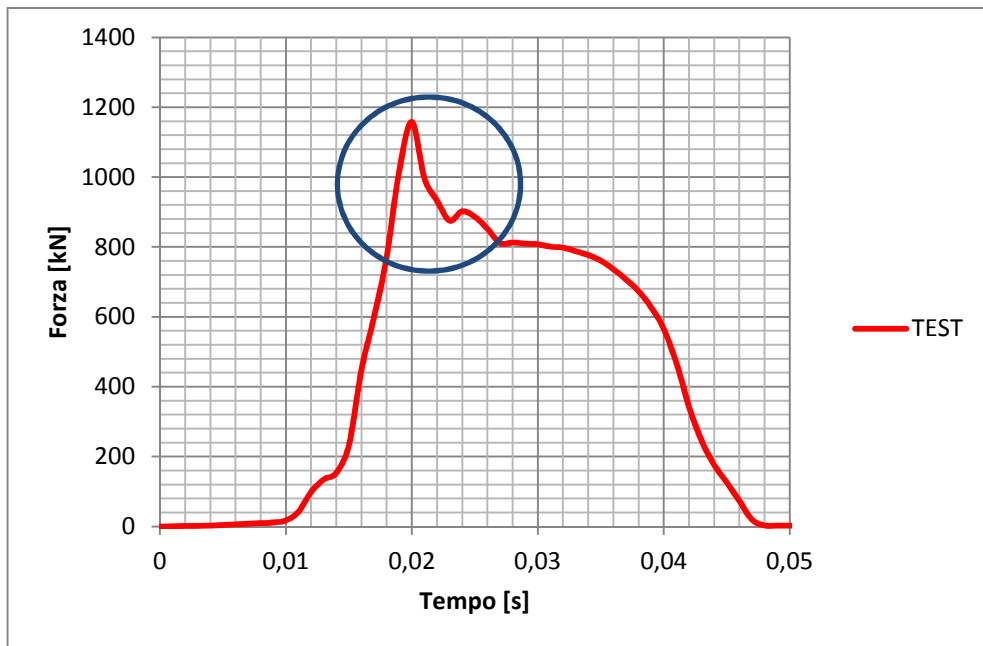


Figura 4.10 Curva Forza-Tempo reale (in alto) e confronto curva reale e da simulazione numerica (in basso)

Con il cerchio blu è evidenziato il tratto di curva in cui si ha il picco della forza nel processo reale, non presente invece nel processo simulato.

4.4 Simulazione statica con Creo2.0

Per valutare l'entità di deformazione che avviene nel cilindro per la cella di carico per i test di estrusione inversa, il quale ospiterà al suo interno il sensore di deformazione (il cui range di lavoro non deve superare i $2000 \mu\epsilon$ per garantire l'integrità della cella), oltre al semplice calcolo analitico consigliato peraltro dai costruttori del sensore di deformazione, è stata svolta una simulazione statica, la quale replica lo stato tensionale dello stampo superiore quando si ha il massimo carico di lavoro, stimato in vantaggio di sicurezza a 1500 kN .

In questo caso è stato utilizzato il simulatore numerico del software CAD Creo 2.0®, sfruttando la maggiore velocità di calcolo, e la possibilità di andare a modificare direttamente la geometria del cilindro (in particolare del diametro esterno) al fine di contenere la deformazione da un lato, e dall'altro di non sovradimensionare inutilmente troppo il componente.

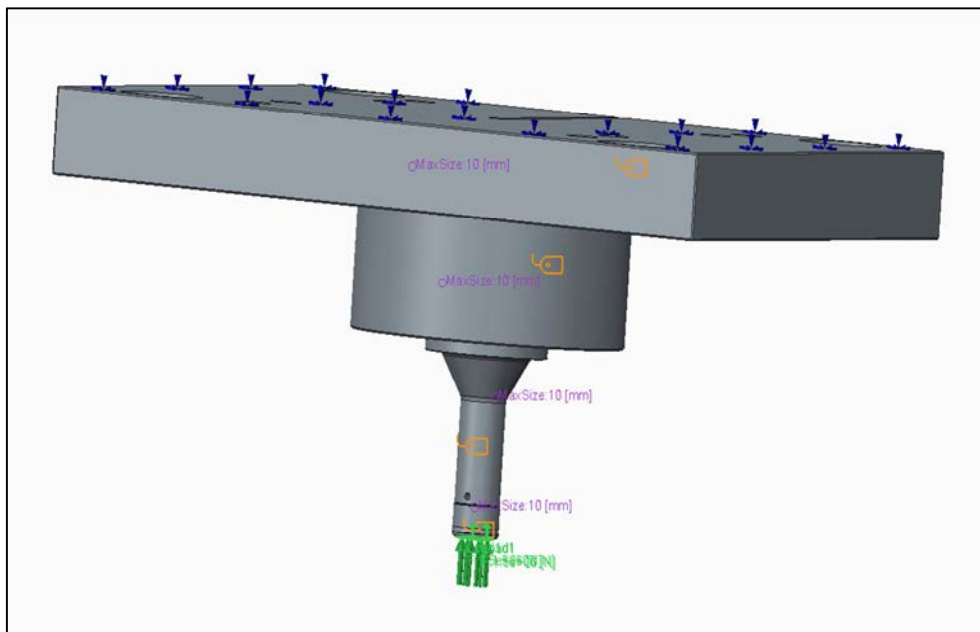


Figura 4.11 Parte superiore dello stampo per l'estrusione inversa

La piastra portastampi superiore è stata fissata nello spazio di lavoro, mentre gli altri componenti sono assemblati tra loro con un collegamento all'interfaccia di tipo bounded, assegnato in default dal programma.

Anche la mesh è stata assegnata automaticamente dal software, con le dimensioni degli elementi non superiori a 10 mm .

Per quanto riguarda i materiali, ovviamente, è stato assegnato l'acciaio per tutti i componenti.

Infine la superficie inferiore del punzone, è stata caricata con una forza distribuita rivolta in direzione assiale, pari a 1500 kN .

Nelle due figure seguenti vengono riassunti i parametri di interesse, cioè lo stato tensionale e, soprattutto, la deformazione principale in direzione Y.

In Figura 4.12 è evidenziata, con il cerchio nero, la cavità che consente l'alloggiamento del sensore di deformazione all'interno del cilindro.

In tale zona, l'entità della deformazione in direzione verticale, è compresa tra i $600\div 1200\ \mu\epsilon$, garantendo quindi la funzionalità del sensore.

Ovviamente sono rappresentati i risultati per la soluzione finale, con lo stelo modificato, il quale presenta una migliore distribuzione delle tensioni sul cilindro per la cella di carico. La stessa verifica era stata effettuata anche per la prima versione dello stelo, con esito positivo.

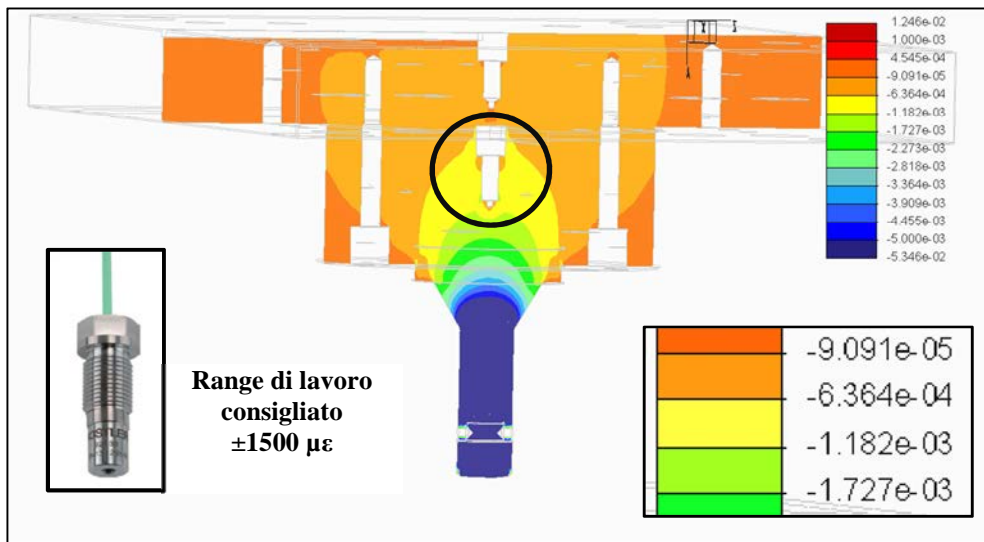


Figura 4.12 Deformazione principale YY

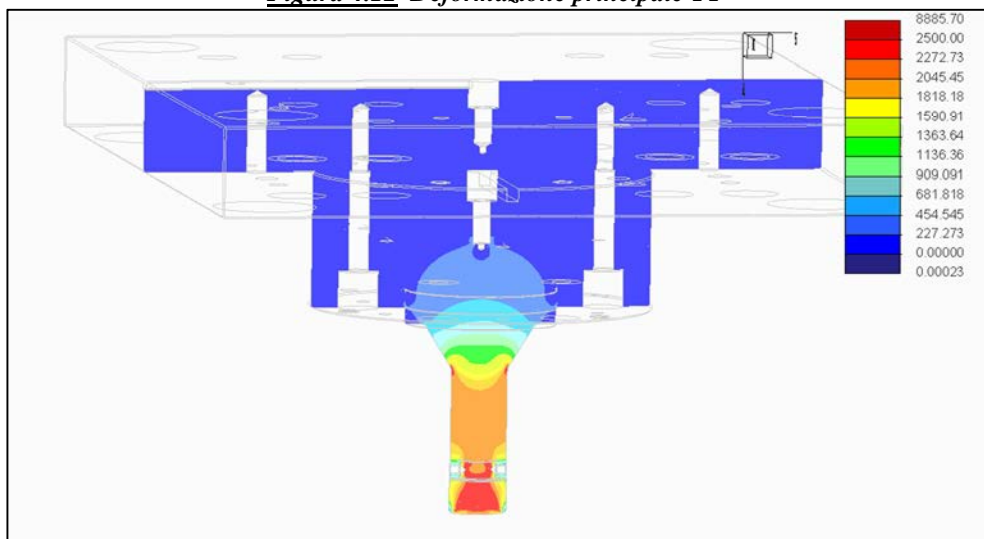


Figura 4.13 Tensione equivalente di Von Mises

4.5 Analisi inversa

Le simulazioni agli elementi finiti, per mezzo di Forge, sono state eseguite anche per poter avere una stima quantitativa sul fattore di attrito m , secondo Tresca, al variare della temperatura degli stampi e/o della billetta.

Una volta effettuati i test di estrusione inversa ed ottenuti i dati relativi alla forza del processo, sono state poi montate diverse simulazioni, variando il fattore di attrito m e replicando le temperature iniziali dei componenti, fino a convergere agli stessi valori di forza riscontrati nella realtà.

In tutte le simulazioni, come già menzionato, non vi è la presenza di uno strato lubrificante tra gli stampi e la billetta; la capacità lubrificante è stata quindi inglobata sotto l'unico parametro libero delle simulazioni, ossia lo stesso fattore di attrito m .

Grazie a questo artificio, le simulazioni numeriche sono ora complementari ai test di estrusione reali: se da una parte nella realtà riusciamo a controllare le temperature iniziali ed i parametri di processo, e ad acquisire i valori della forza di estrusione, dall'altra nelle simulazioni numeriche sempre controllando i parametri principali di processo e le temperature, potendo variare il fattore di attrito, possiamo convergere a valori della forza di estrusione che ricalcano quelli ottenuti nei test.

Come verrà descritto nei paragrafi 6.1.2 e 6.1.3, la temperatura gioca un ruolo di primaria importanza in questo tipo di lavorazione: si sa infatti che il processo reale non avviene a temperatura ambiente, almeno per quanto riguarda gli stampi, in quanto dopo un transitorio iniziale il processo di estrusione continua di lattine comporta un inevitabile aumento della temperatura degli stampi, stimata a 150°C circa.

Questo aumento di temperatura non ha conseguenze solamente sulla tensione di flusso dell'alluminio da trattare ma, come si vedrà, comporta anche una diminuzione di viscosità del lubrificante, che conseguentemente avrà prestazioni migliori.

5. PROGETTAZIONE ANALITICA

5.1 Determinazione della forza di estrusione

Ai fini della progettazione, è importante poter inizialmente risalire ad una stima della forza richiesta durante il processo. Infatti, sebbene oggi i codici di calcolo FEM siano completi e molto rifiniti, si può giungere a conclusioni che si scostano dalla realtà non di poco. Oltre all'errore umano nel montare una simulazione, bisogna tenere in considerazione il fatto che alcune variabili in input del programma non sono conosciute precisamente dall'operatore e anzi, sono appunto l'obiettivo della ricerca.

I dati più importanti da poter stimare almeno approssimativamente prima di montare una simulazione, nel nostro caso, sono appunto la forza di estrusione (per poter fare un primo confronto di verifica tra calcoli analitici e risultati della simulazione) e il coefficiente di attrito.

Per la determinazione della forza, vi sono in letteratura varie strade percorribili, mentre lo stesso non si può dire per il coefficiente di attrito.

5.1.1 Estrusione diretta

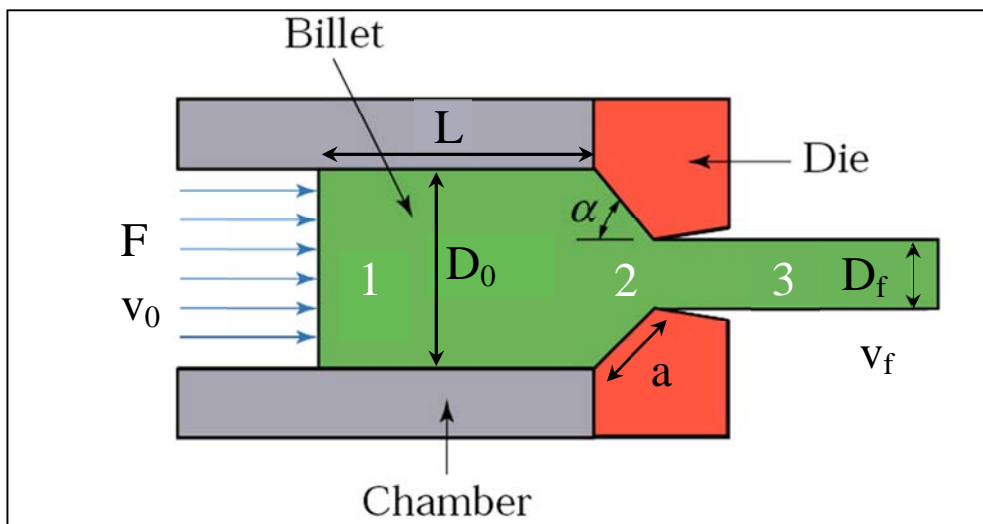


Figura 5.1 Schematizzazione dell'estrusione diretta

La forza necessaria per effettuare l'estrusione può essere calcolata in maniere differenti, a seconda delle ipotesi assunte.

5.1.1.1 Deformazione ideale (assenza di attrito)

Si considera il processo in assenza di attrito, e per un materiale della billetta che abbia (idealmente) comportamento perfettamente plastico, per cui la deformazione abbia quindi inizio quando la tensione supera la tensione di snervamento Y del materiale.

Definito il *rapporto di estrusione* come:

$$R = \frac{A_0}{A_f}$$

dove A_0 è la sezione iniziale della billetta e, A_f quella finale.

La deformazione reale sarà quindi, secondo la definizione:

$$\varepsilon_1 = \ln\left(\frac{A_0}{A_f}\right) = \ln\left(\frac{L_f}{L_0}\right) = \ln R$$

dove L_0 e L_f sono rispettivamente le lunghezze della billetta iniziale e dell'estruso finale. Avendo ipotizzato un comportamento perfettamente plastico per la billetta, l'energia specifica spesa per deformazione plastica è:

$$u = Y \cdot \varepsilon_1$$

quindi, il lavoro assorbito dalla billetta è:

$$W_{PLAST} = (A_0 \cdot L_0)(u)$$

Questo lavoro è fornito dalla forza sul pistone F , che percorre una corsa L_0 . Perciò:

$$W_{PLAST} = F \cdot L_0 = p \cdot A_0 \cdot L_0$$

dove p è la pressione di estrusione del pistone.

Uguagliando il lavoro di deformazione plastica con il lavoro esterno fornito, abbiamo:

$$p = u = Y \cdot \ln\left(\frac{A_0}{A_f}\right) = Y \cdot \ln(R)$$

Per i materiali incrudenti, alla tensione di snervamento Y , andrebbe sostituita la tensione di flusso \bar{Y} . L'equazione precedente rappresenta l'area sottostante la curva di tensione-deformazione reale del materiale.

5.1.1.2 Deformazione ideale in presenza di attrito

Per semplificare il problema si suddivide la billetta in 3 zone (come si può notare dalla Figura 5.1):

- zona 1: in questa zona si ha un lavoro significativo, a causa delle forze di attrito all'interfaccia con la camera (*chamber*), non sono presenti però componenti di deformazione;
- zona 2: si ha sia un contributo di lavoro di attrito, sia di deformazione;
- zona 3: si ha strisciamento; in realtà, essendo la zona di interfaccia molto ridotta, si trascura la componente di attrito.

Si hanno quindi nelle tre zone, diversi componenti di potenza assorbita durante il processo:

- zona 1: P_{ATTR} (potenza assorbita per attrito)
- zona 2: $P_{DEF} + P_{ATTR}$ (potenza assorbita per deformazione e per attrito)
- zona 3: $P=0$ (nessun assorbimento di potenza)

Bilancio potenza ZONA 2

Facendo un bilancio della potenza nella zona 2, si ottiene:

$$P_{EXT} = P_{DEF} + P_{ATTR}$$

dove la potenza esterna P_{EXT} (fornita dall'attuatore che spinge sulla billetta) è data da:

$$P_{EXT} = F \cdot v_0 = p_{EXT} \cdot \left(\frac{\pi D_0^2}{4} \right) \cdot v_0$$

Il contributo di potenza assorbito per deformazione plastica (considerata in assenza di attrito) è:

$$P_{DEF} = F \cdot v_0 = p \cdot A_0 \cdot v_0 = Y \cdot \ln(R) \cdot \left(\frac{\pi D_0^2}{4} \right) \cdot v_0$$

Per quantificare la potenza assorbita in attrito, consideriamo innanzitutto il caso in cui le pareti della matrice siano inclinate di un angolo $\alpha=45^\circ$ rispetto all'asse; la lunghezza del tratto inclinato a risulta quindi essere:

$$a = \left(\frac{D_0 - D_f}{2} \right) \cdot \sqrt{2}$$

per cui, l'intera superficie di contatto risulta:

$$A_{LAT} = \pi \cdot \left(\frac{D_0 + D_f}{2} \right) \cdot a = \pi \cdot \frac{\sqrt{2}}{4} \cdot (D_0^2 - D_f^2)$$

In questa zona si hanno sforzi molto elevati, si studia per cui lo sforzo di taglio all'interfaccia; la pressione specifica a taglio per definizione è:

$$u = K \cdot \varepsilon = \frac{Y}{2} \cdot \varepsilon = \frac{Y}{2} \cdot \ln(R) = p^I$$

dove K è la tensione di snervamento secondo Tresca.

La potenza assorbita per attrito quindi è:

$$P_{ATTR} = F_{ATTR} \cdot v_0 = p^I \cdot A_{LAT} \cdot v_0 = \frac{Y}{2} \cdot \ln(R) \cdot \pi \cdot \frac{\sqrt{2}}{4} \cdot (D_0^2 - D_f^2) \cdot v_0$$

Facendo ora l'equilibrio della potenza della zona 2, unendo le formule ottenute si ha:

$$p_{EXT} \cdot \left(\frac{\pi D_0^2}{4} \right) \cdot v_0 = \frac{Y}{2} \cdot \ln(R) \cdot \pi \cdot \frac{\sqrt{2}}{4} \cdot (D_0^2 - D_f^2) \cdot v_0 + Y \cdot \ln(R) \cdot \left(\frac{\pi D_0^2}{4} \right) \cdot v_0$$

Semplificando ed esplicitando la pressione esterna richiesta (per la ZONA 2), si ottiene con alcuni passaggi:

$$p_{EXT} = Y \cdot \ln(R) \cdot \left[1 + \left(\frac{D_0^2 - D_f^2}{\sqrt{2} \cdot D_0^2} \right) \right]$$

Bilancio potenza ZONA 1

In questa zona, la potenza applicata deve vincere solo la potenza assorbita per attrito:

$$P_{EXT} = p \cdot A_0 \cdot v_0 = p_{EXT} \cdot \frac{\pi \cdot D_0^2}{4} \cdot v_0$$

$$P_{ATTR} = K \cdot \pi \cdot D_0 \cdot L \cdot v_0 = \frac{Y}{2} \cdot \pi \cdot D_0 \cdot L \cdot v_0$$

Unendo si ricava la pressione esterna richiesta (per la ZONA 1):

$$p_{EXT} = Y \cdot \frac{2L}{D_0}$$

Per la ZONA 3 si ricorda che il contributo della potenza assorbita è trascurabile, perciò si ottiene facilmente la pressione esterna totale (considerando le pareti della matrice inclinate di 45°) sommando i contributi delle prime due zone:

$$p_{EXT} = Y \cdot \ln(R) \cdot \left[1 + \left(\frac{D_0^2 - D_f^2}{\sqrt{2} \cdot D_0^2} \right) \right] + Y \cdot \frac{2L}{D_0}$$

Se al posto di 45° , si considera un angolo α differente, la lunghezza del tratto a e la superficie di contatto nella zona 2 risultano:

$$a = \frac{D_0 - D_f}{2 \sin \alpha}$$

$$A_{LAT} = \frac{D_0 + D_f}{2} \cdot \pi \cdot \frac{D_0 - D_f}{2 \sin \alpha}$$

Da cui si ottiene la pressione esterna per il caso generale:

$$p_{EXT} = Y \cdot \ln(R) \cdot \left[1 + \left(\frac{D_0^2 - D_f^2}{2 \sin \alpha \cdot D_0^2} \right) \right] + Y \cdot \frac{2L}{D_0}$$

Forza reale

Nella realtà, queste formule consentono solo una stima grossolana delle forze richieste, infatti un parametro che influenza di molto il valore della forza è il coefficiente di attrito e la sua variazione lungo le superfici di contatto tra billetta e matrice; inoltre dovrebbe essere nota anche la tensione di flusso del materiale per la determinata temperatura di processo e di velocità di deformazione; infine il lavoro stesso non è omogeneo durante il processo.

Una formula empirica che si trova in letteratura, stima la pressione richiesta per l'estrusione come:

$$p_{EXT} = Y \cdot (a + b \cdot \ln R)$$

dove a e b sono delle costanti ricavate sperimentalmente: il valore di a è pari a 0,8 e b varia tra 1,2 e 1,5.

L'andamento della pressione è mostrato in Figura 5.2. Per l'estrusione diretta, a differenza di quella inversa, l'andamento, dopo il picco iniziale in cui la billetta riempie la cavità della matrice, la pressione diminuisce linearmente, a causa della riduzione della superficie di contatto tra billetta e la camera di estrusione.

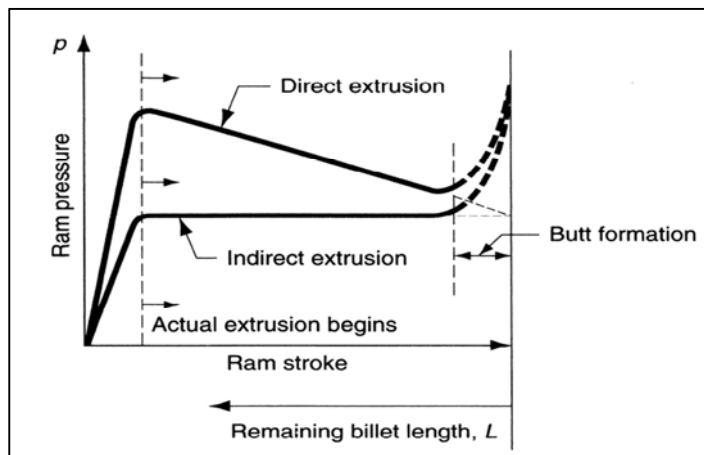


Figura 5.2 Grafico pressione-corsa

Angolo di matrice ottimale

È importante anche la determinazione dell'angolo di matrice ottimale, infatti influenza in vari modi la forza di estrusione:

- non influenza la forza ideale di estrusione, in quanto essa è influenzata solamente dalla deformazione del materiale e dal rapporto di estrusione R (come si vede in Figura 5.3, **curva 1**);
- all'aumentare dell'angolo di matrice, diminuisce la forza di attrito, infatti aumenta la lunghezza del contatto tra billette e matrice (come mostra la **curva 2**);
- all'aumentare dell'angolo di matrice, aumenta la forza per il lavoro di deformazione ridondante dovuto alla deformazione non omogenea del materiale durante il processo (**curva 3**).

La forza totale, somma di questi tre contributi, è riassunta dalla **curva tot**; si nota che esiste un valore dell'angolo per cui la forza è minima. [4] [5]

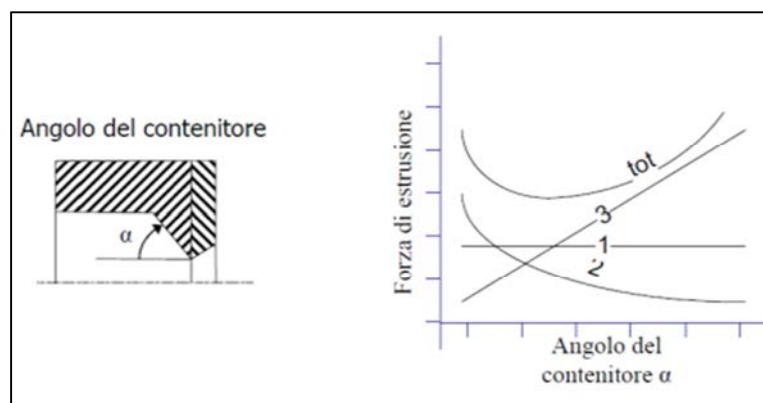


Figura 5.3 Angolo ottimale di matrice in funzione dell'angolo di estrusione

5.1.2 Estrusione inversa

Questo processo ha trovato la sua applicazione ideale nella lavorazione a freddo dell'alluminio e particolare nella produzione di capsule sottili.

Il disco metallico è alloggiato nella sede apposita della matrice, la quale riceve l'urto di un punzone che, penetrandovi rapidamente, costringe il materiale ad uscire dalla corona di luce esistente tra matrice e punzone. Il materiale non può che risalire verticalmente aderendo al punzone, che funge da anima. Condizione necessaria per la riuscita del processo, è l'applicazione rapida della forza, quasi per urto.

Sia s lo spessore della capsula, D il diametro della camera della matrice e d il diametro del punzone; vale la seguente relazione:

$$s = \frac{D - d}{2}$$

Lo spessore minimo raggiungibile delle pareti degli oggetti è di $0,10 \text{ mm}$. Il diametro esterno D dell'estruso può andare da 8 a 100 mm . L'altezza massima h raggiungibile è:

$h = 8 \div 6 \cdot D$ per oggetti aventi $D = 8 \div 60 \text{ mm}$;

$h = 3 \div 2 \cdot D$ per oggetti aventi $D = 60 \div 100 \text{ mm}$.

Per determinare la forza necessaria, bisogna innanzitutto premettere che, una massa metallica si deforma a volume costante, per slittamento dei cristalli della massa. All'azione delle forze esterne, si contrappone la reazione interna molecolare, ossia una *resistenza ideale* r_d alla *deformazione plastica* che si oppone agli slittamenti di materiale. Il valore di questa resistenza dipende dal metallo, dall'entità della deformazione, dalla velocità di deformazione, dalla temperatura di processo, ecc..

Per semplicità si considera la deformazione di una massa duttile da disco (di sezione indicata in Figura 5.4 dal rettangolo ABCD) in bossolo (di sezione ABFGHILA). Sempre dalla figura si nota che la massa di metallo del disco interno di diametro D_i e altezza h_0 (sezione HGNM) si è spostata, al termine dell'estrusione, in modo da realizzare un cilindro cavo avente per generatrice uno dei due rettangoli DMIL e NCEF.

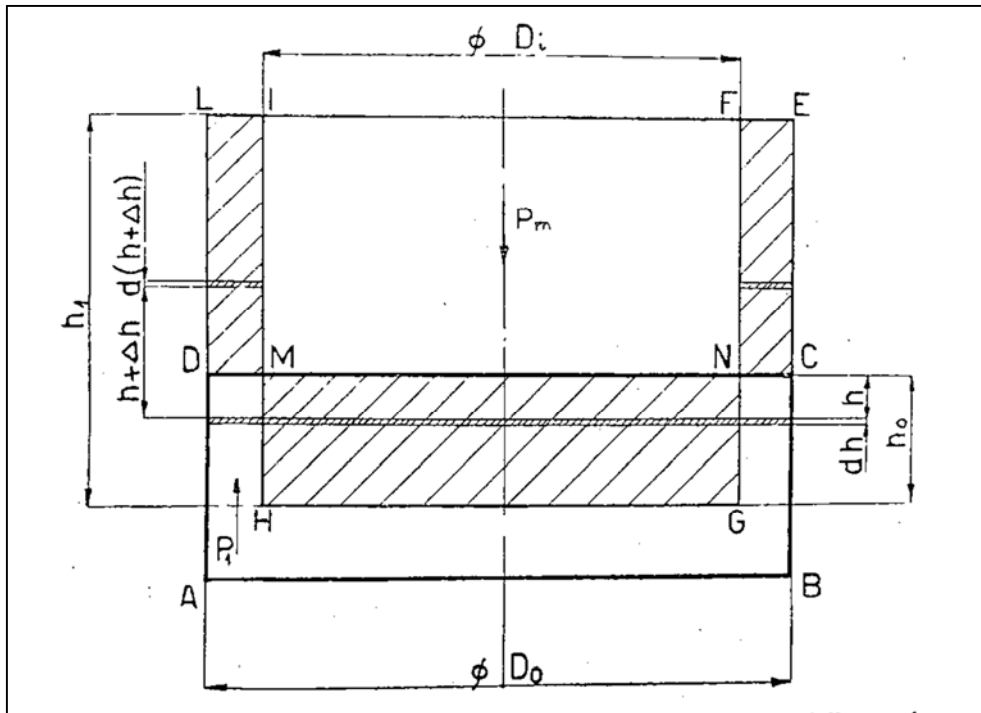


Figura 5.4 Schematizzazione dell'estrusione inversa

Siano:

S_0 = area iniziale della sezione trasversale del disco;

S_1 = area finale della sezione trasversale della corona di estruso.

Facilmente si ricavano:

$$S_0 = \frac{\pi \cdot D_0^2}{4} \qquad S_1 = \frac{\pi \cdot (D_0^2 - D_1^2)}{4}$$

Il volume di metallo spostato sar :

$$S_0 \cdot h_0 = S_1 \cdot h_1 = V_R = cost$$

quindi:

$$\frac{S_0}{S_1} \cdot \frac{h_0}{h_1} = 1 \qquad \frac{S_0}{S_1} = \frac{h_1}{h_0}$$

che ci permette di esprimere le altezze h_1 e h_0 rispettivamente riferite al volume fluato del bossolo e al volume di metallo sottratto al disco iniziale.

Tanto minore   l'area S_1 della sezione finale del bossolo, tanto maggiore  , a parit  di volume, l'altezza h_1 . Passando ai logaritmi:

$$\ln \frac{S_0}{S_1} = \ln \frac{h_1}{h_0}$$

per cui si può integrare:

$$\int_{S_0}^{S_1} \frac{dS}{S} = [\ln S]_{S_1}^{S_0} = \ln S_0 - \ln S_1 = - \ln \frac{S_0}{S_1}$$

Analogamente, per il secondo termine:

$$\int_{h_0}^{h_1} \frac{dh}{h} = [\ln h]_{h_0}^{h_1} = \ln h_1 - \ln h_0 = \ln \frac{h_1}{h_0}$$

Ora, siano:

- φ_a = deformazione di restringimento che subisce la sezione del disco per ridursi dall'area S_0 all'area S_1 ;
- φ_b = deformazione di allungamento che subisce l'altezza per variare da h_0 all'area h_1 ;

si ha che: $\varphi_a + \varphi_b = 0$.

Ciò comporta che uno dei due termini è negativo (φ_a) quindi si può riscrivere il tutto come:

$$\varphi_b = \ln \frac{h_1}{h_0} \quad - \varphi_a = - \ln \frac{S_0}{S_1}$$

da cui:

$$\ln \frac{h_1}{h_0} - \ln \frac{S_0}{S_1} = 0$$

Ossia, la quantità di metallo si è deformata senza variazione di volume e, inoltre, si vede come le due resistenze φ_a e φ_b siano equivalenti in valore.

Dimostrato ciò, occorre quantificare la forza specifica Pm da esercitare sul disco per la riuscita del processo. Questa forza deve generare una pressione P_I al di sotto della corona circolare di luce tra matrice e foro, tale da far risalire il materiale lungo essa. Si considera il lavoro elementare dL compiuto durante uno spostamento elementare dh del punzone.

Ad un abbassamento del punzone di entità h corrisponde una risalita di materiale di $h+\Delta h$, e ad uno spostamento elementare dh , ne corrisponde uno $d(h+\Delta h)$. Riassunto in formule si ha:

$$dL = P_m \cdot dh = P_1 \cdot d(h + \Delta h)$$

La resistenza del materiale alla deformazione viene espressa dalla *resistenza r_d alla deformazione*:

$$P_m = S_0 \cdot r_d \qquad P_1 = S_1 \cdot r_d$$

per cui, unendole:

$$dL = S_0 \cdot r_d \cdot dh = S_1 \cdot r_d \cdot d(h + \Delta h)$$

Considerando la figura, si nota che:

$$S_0 \cdot h = S_1 \cdot (h + \Delta h) = V_h \quad (\text{volume costante per } h=h_0)$$

$$S_0 = \frac{V_h}{h} \qquad S_1 = \frac{V_h}{h + \Delta h}$$

Considerando la prima uguaglianza del lavoro dh :

$$dL = V_h \cdot r_d \cdot \frac{dh}{h}$$

che integrato tra h_0 e h_1 dove si ha la risalita del metallo:

$$\int_{h_0}^{h_1} dL = V_h \cdot r_d \cdot \int_{h_0}^{h_1} \frac{dh}{h}$$

si ottiene:

$$L = V_h \cdot r_d \cdot \ln \frac{h_1}{h_0} = V_h \cdot r_d \cdot \ln \frac{S_0}{S_1}$$

Ma sappiamo che il lavoro, che agisce per un tratto utile di h_0 del punzone, è:

$$L = P_m \cdot h_0$$

e che il volume massimo di metallo che risale per l'altezza h_0 è:

$$V_{h \text{ MAX}} = S_0 \cdot h_0$$

Sostituendo si ottiene:

$$P_m \cdot h_0 = S_0 \cdot h_0 \cdot r_d \cdot \ln \frac{S_0}{S_1} \qquad P_m = S_0 \cdot r_d \cdot \ln \frac{S_0}{S_1}$$

Considerando ora la *resistenza reale* R_d alla deformazione maggiore di quella teorica per mezzo di un coefficiente:

$$R_d = \frac{r_d}{\eta}$$

si ottiene in finale:

$$P_m = S_0 \cdot R_d \cdot \ln \frac{S_0}{S_1}$$

In letteratura, per il valore della resistenza reale R_d alla deformazione dell'alluminio puro (99÷99,5%) si trovano i seguenti valori, in funzione di $\varphi = 100 \cdot \ln S_0/S_1$:

per una deformazione $\varphi=0\div 10\%$ corrisponde $R_d=10\div 13 \text{ kg/mm}^2$;
 “ “ $\varphi=10\div 20\%$ “ “ $R_d=13\div 16 \text{ kg/mm}^2$;
 “ “ $\varphi=20\div 40\%$ “ “ $R_d=16\div 19 \text{ kg/mm}^2$;
 “ “ $\varphi=40\div 60\%$ “ “ $R_d=19\div 20 \text{ kg/mm}^2$;
 “ “ $\varphi=\text{oltre } 60\%$ “ “ $R_d=20\div 25 \text{ kg/mm}^2$.

[7]

5.2 Tensioni agenti sugli stampi

Durante l'estrusione, la forza ha effetti diversi sulle diverse parti strutturali, ossia sulla matrice e sullo stampo. Inoltre sono differenti gli effetti tra estrusione diretta ed inversa.

Per quanto riguarda l'estrusione inversa di lattine, riferendosi alla nomenclatura illustrata in Figura 5.5, la pressione interna p_i può essere stimata come:

$$p_i = p_p \cdot \epsilon_A = \frac{F_E}{A_0}$$

dove F_E è la forza di estrusione, A_0 l'area trasversale della matrice, ϵ_A la riduzione di area del materiale.

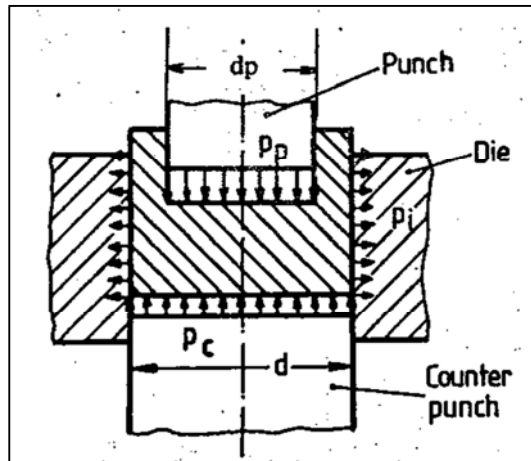


Figura 5.5 Pressioni agenti sulla matrice

Per l'estrusione diretta invece, si considera il criterio di Tresca, secondo il quale:

$$\sigma_z - \sigma_r = \sigma_{fo}$$

dove σ_{fo} è la tensione di flusso del materiale della billetta. Si ottiene quindi:

$$p_i = p_p - \sigma_{fo} = \frac{F_E}{A_0} - \sigma_{fo}$$

dove A_0 è la sezione trasversale del punzone.

5.3 Metodi per la progettazione di stampi per estrusione a freddo

5.3.1 Metodi per la progettazione di punzoni per estrusione

Per l'estrusione diretta, esistono in letteratura varie formulazioni analitiche dalla teoria elementare della meccanica, per la progettazione dei punzoni.

Per prima cosa, all'interno del punzone, si può stimare una tensione di compressione media pari a:

$$\sigma_c = \sigma_z = \frac{F_E}{A_0} = p_p$$

A questa si deve poi aggiungere, a causa dell'eccentricità, una componente di sforzo normale di flessione, di cui si può stimare l'entità consultando i valori in Figura 5.7, ottenendo una tensione complessiva sul punzone:

$$\sigma_{tot} = \sigma_z \cdot \left(1 + 8 \cdot \frac{e}{d_p} \right)$$

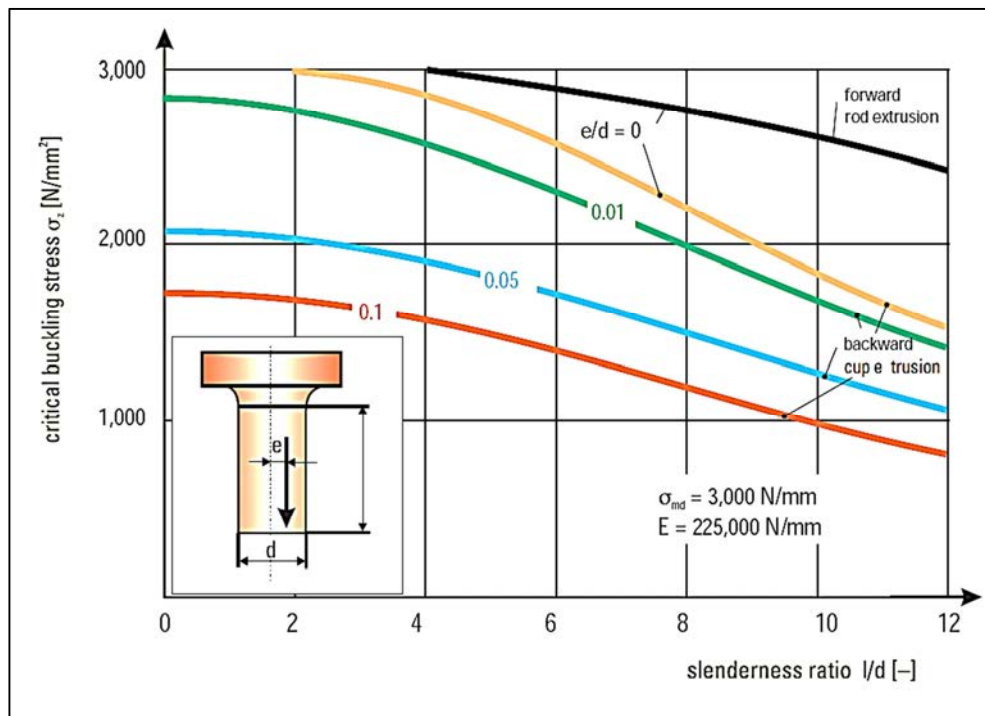


Figura 5.6 Grafico tensione critica-snellezza del punzone

Processo	Metodo di preparazione del punzone			e/dp_{max}
	taglio	ricalcatura	sferoidizzazione	
Estrusione inversa di lattine	X	X	X	0,01 0,02
Estrusione diretta di barre	X	X	X	0,02 0,07
Upsetting in stampo chiuso	X			0,45

Figura 5.7 Valori di e/dp per i diversi tipi di estrusione o stampaggio

Un altro criterio importante da considerare è il criterio di rottura per instabilità, un fenomeno legato alle proprietà elastiche piuttosto che quelle riferite a quelle di resistenza del materiale. L'instabilità insorge infatti quando, per un dato carico, la lunghezza del punzone è molto grande, se riferita al diametro dello stesso.

Allo stesso modo si può definire se, per un dato rapporto tra lunghezza e diametro del punzone, il carico agente supera il carico limite di rottura. Nel seguente diagramma è illustrato il carico massimo in funzione del rapporto altezza/diametro del punzone, con l'eccentricità come parametro.

Inoltre, quando sono presenti variazioni di sezione trasversale lungo l'asse del punzone, vi sarà un aumento localizzato delle tensioni, del quale se ne tiene conto con il fattore di concentrazione delle tensioni α_k :

$$\bar{\sigma} = \sigma_{tot} \cdot \alpha_k$$

Infine si viene confrontata la tensione totale agente sul punzone, con il valore limite di resistenza del materiale.

Per gli acciai si tiene conto della tensione limite di proporzionalità, e quindi:

$$\bar{\sigma} \leq R_{p0,2}$$

Per evitare però accorciamenti, flessione o ricalcatura del punzone, è preferire limitare il valore della tensione massima al 90% della tensione limite di proporzionalità:

$$\bar{\sigma} < 0,9 \cdot R_{p0,2}$$

Per i punzoni in metallo duro invece, la caratteristica del materiale da considerare è il limite di elasticità a compressione.

5.3.2 Metodi per la progettazione di matrici per estrusione

Lo stato di tensione negli stampi precompressi, a causa della loro geometria complessa e della complessa distribuzione delle tensioni, non può essere determinato esattamente. Perciò si ricorre a relazioni analitiche empiriche, oltre ai modelli numerici, che forniscono però solo soluzioni approssimate.

5.3.2.1 Metodi empirici

In letteratura si trovano valori del carico massimo ammissibile in vari tipi di stampi per estrusione, e non tengono conto dei particolari geometrici.

Per acciai per stampi aventi tensione di snervamento $R_{p0,2}=2000\text{N/mm}^2$ la pressione interna massima ammissibile può essere stimata seguendo i valori riassunti in Figura 5.8.

Pressione interna [N/mm ²]	Numero di stress ring richiesti	Rapporto tra diametro esterno (totale) e diametro del foro interno D/d	Diametro medio (di calettamento)
fino a 1000	nessuno	4 ÷ 5	-
1000 ÷ 1600	uno	4 ÷ 6	$d_i \approx 0,9vDd$
1600 ÷ 2000	due	4 ÷ 6	$d:d_1:d_2:D=$ $1:(1,6\div 1,8):(2,5\div 3,2):(4\div 6)$

Figura 5.8 Pressione interna di una matrice in relazione al numero di stress-ring

L'interferenza sul diametro è solitamente compresa tra il 3‰ e il 6‰ del diametro corrispondente.

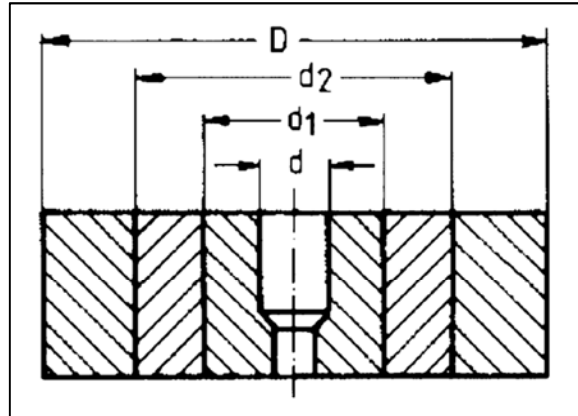


Figura 5.9 Nomenclatura dei diametri della matrice e degli stress-ring:

- D =diametro esterno totale
- d =diametro del foro della matrice
- d_1 =diametro esterno della matrice
- d_2 =diametro esterno del primo stress ring

5.3.2.2 Metodi analitici

Vi sono metodi analitici approssimati basati su ipotesi semplificative, che trattano gli stampi precompressi analogamente ad anelli pretensionati in parete sottile, di altezza ipoteticamente infinita, sottoposti ad una pressione interna costante lungo l'altezza. Questa non è altro che la teoria dei gusci spessi, della quale si trovano in letteratura molti modelli approssimati in campo elastico, come il metodo basato sulle equazioni di Lamè, pubblicato nel saggio di Alder/Walter.

In figura è rappresentata la distribuzione delle tensioni su un anello sollecitato da una pressione interna p_i .

Dimensionamento di una matrice composta da due anelli calettati, sotto la tensione di snervamento

La pressione interna p_i ammissibile, per cui non avviene la rottura di nessuna parte dell'assemblato è:

$$p_i = \frac{1}{2} [R_{p0,21}(1 - Q_1^2) + R_{p0,22}(1 - Q_2^2)]$$

Il rapporto di diametri Q_1 della matrice è:

$$Q_1 = \sqrt{\frac{1}{2} \left(1 + \frac{1}{\psi_1} \right) - \frac{p_i}{R_{p0,21}}}$$

ed il rapporto complessivo della matrice Q :

$$Q = Q_1 \cdot Q_2$$

dove:

$$Q_2 = Q_1 \sqrt{\psi_1}$$

Il rapporto di diametri Q_1 ottimo, ossia quello che garantisce la massima pressione interna per un dato materiale ed un dato rapporto di diametri complessivo Q , risulta:

$$Q_1 = \sqrt{Q \sqrt{\frac{1}{\psi_1}}}$$

al quale corrisponde la pressione interna ottimale:

$$p_{i \text{ opt}} = R_{p0,21} \left[\frac{1}{2} \left(1 + \frac{1}{\psi_1} \right) - Q \sqrt{\frac{1}{\psi_1}} \right]$$

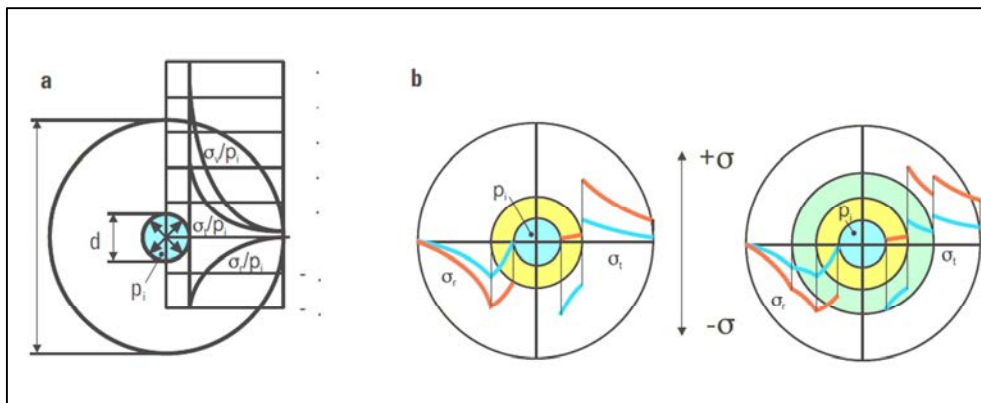


Figura 5.10 Andamento delle pressioni all'interno della matrice e dello stress-ring

Dev'essere poi verificato, in assenza di carichi esterni, lo stato di tensione prodotto dal calettamento dello stress ring sulla matrice, non porti a tensioni uguali o superiori a quella di snervamento in prossimità del diametro interno della matrice d :

$$p_{i \text{ Limit}} = R_{p0,21} (1 - Q^2)$$

L'interferenza relativa ξ_1 che genera la pressione di calettamento tra le aree a contatto della matrice e dello stress ring risulta:

$$\xi_1 = \frac{z_1}{d_1} = \frac{R_{p0,21}}{E} \left(\frac{1}{\psi_1} - Q_1^2 \right)$$

Dimensionamento di una matrice composta da due anelli calettati, con inserto in metallo duro

Quando la scelta del materiale della matrice ricade sui metalli duri, ad esempio per una maggiore resistenza all'usura oltre che per la maggior resistenza a compressione rispetto agli acciai, devono essere evitate tensioni tangenziali di trazione a causa del comportamento fragile di questi materiali. Per la progettazione si può ricorrere alle seguenti equazioni, come linea guida di massima.

La pressione interna p_i ammissibile, per cui non si ha rottura in nessun componente dell'assemblato è:

$$p_i = R_{p0,2} \frac{1 - Q_2^2}{1 + Q_1^2}$$

Il rapporto di diametri Q_1 ottimo è:

$$Q_1 = \sqrt{Q^2 + Q\sqrt{1 + Q^2}}$$

a cui corrisponde la pressione interna ottimale:

$$p_{i\ opt} = \frac{R_{p0,2}}{1 + 2Q_1^2}$$

La pressione limite, affinché non si abbia il collasso dell'inserto, risulta:

$$p_{i\ Limit} = R_{p0,2} \frac{1 - Q^2}{1 + Q^2}$$

Per quanto riguarda la pressione di calettamento e l'interferenza relativa, che consente di raggiungerla, risultano:

$$\xi_1 = \frac{p_1(1 + \nu_2)}{E(1 - Q_2^2)} [Q_2^2(1 - 2\nu_2) + 1] + \frac{p_1(1 + \nu_1)}{E(1 - Q_1^2)} [Q_1^2 + (1 - 2\nu_1)]$$

$$p_1 = \frac{1}{2}(1 + Q_1^2)p_i - \frac{-\frac{1}{E_1}(1 - \nu_1^2)\frac{2Q_1^2}{1 - Q_1^2}p_i}{\frac{1}{E_1}\left[\nu_1(1 + \nu_1) - (1 - \nu_1^2)\frac{1 + Q_1^2}{1 - Q_1^2}\right] - \frac{1}{E_2}\left[(1 - \nu_2^2)\frac{1 + Q_2^2}{1 - Q_2^2} + \nu_2(1 + \nu_2)\right]}$$

5.4 Materiali per stampi

I materiali utilizzati per costruire gli stampi per estrusione a freddo o a tiepido, devono necessariamente essere dotati di alta resistenza meccanica, alta tenacità ed elevata durezza.

Inoltre è fondamentale avere un'alta resistenza all'usura oltre che un trattamento termico (tempra + rinvenimento), al fine di rendere la vita degli stampi più lunga possibile.

Premesso ciò, gli stampi dovrebbero essere scelti, per quanto possibile, in modo da avere una buona lavorabilità alle macchine utensili e perciò un costo di realizzazione contenuto.

Nella pratica, non è possibile trovare un materiale che soddisfi contemporaneamente tutti questi aspetti. Infatti, per gli acciai, le caratteristiche di resistenza all'usura e tenacità si comportano in maniera opposta tra loro: all'aumentare della resistenza all'usura, infatti, diminuisce la tenacità dell'acciaio, e viceversa.

I materiali 55NiCrMoV6 (1.2713), 57NiCrMoV7 (1.2714) e X3NiCoMoTi1895 (1.2709) sono estremamente resistenti e sono utilizzati per gli anelli di contenimento e inserti che sono sottoposti ad alte entità di allungamento. Le loro caratteristiche di usura, al contrario, non sono così favorevoli. L'acciaio rapido S10-4-3-10 (1.3207) offre eccellenti caratteristiche per quanto riguarda l'usura, ma tende ad essere più fragile.

I materiali X155CrVMo121 (1.2379) e S-6-5-2 / S-6-10-2 (1.3343 / 44) rappresentano un compromesso per quanto riguarda la resistenza all'usura e la tenacità.

Il criterio più importante da considerare quando si seleziona un materiale per stampi è il tipo e l'entità del carico, seguito dalla disposizione e la geometria dello stampo.

La Figura 5.11 fornisce una sintesi dei materiali per stampi più usati per la formatura a freddo e caldo. La tabella indica anche le designazioni secondo gli Stati Uniti e il Giappone degli acciai comparabili e le loro composizioni.

Die materials I / Cold forging tool steels / Active components															
Material No. to DIN	DIN Germany	ANSI USA	JIS Japan	Composition in %											
				C	Si	Mn	P	S	Co	Cr	Mo	Ni	V	W	Ti
1.2363	X100CrMoV51	A2	SKD11	1.00	0.30	0.55	0.03	0.03	-	5.00	1.10	-	0.20	-	-
1.2369	81M0CrV4216			0.81	0.25	0.35	-	-	-	4.00	4.20	-	1.00	-	-
1.2379	X155CrVMo12 1	D2	SKD11	1.55	0.30	0.35	0.03	0.03	-	12	0.70	-	1.00	-	-
1.2709	X3NiCoMoTi1895			0.03	0.10	0.15	0.01	0.01	9.25	0.25	5.00	18	-	-	-
1.2713	1. NiCrMo 55NiCrMoV6	6F2	SKT4	0.55	0.30	0.60	0.03	0.03	-	0.70	0.30	1.70	0.10	-	-
1.2714	57NiCrMoV7		SKT4	0.58	0.30	0.70	0.03	0.03	-	1.00	0.50	1.70	0.10	-	-
1.2767	X45NiCrMo4	6F7		0.45	0.25	0.30	0.03	0.03	-	1.35	0.25	4.00	-	-	-
1.3207	HSS S10-4-3-10	T42	SKH57												
1.3343	S-6-5-2	M2	SKH51	0.90	0.45	0.40	0.03	0.03	-	4.15	5.00	-	1.85	6.35	-
1.3344	S-6-10-2	M3/2		1.20	0.45	0.40	0.03	0.03	-	4.15	5.00	-	3.00	6.35	-

Die materials I / Hot-warm forging tool steels / Active components															
Material No. to DIN	DIN Germany	ANSI USA	JIS Japan	Composition in %											
				C	Si	Mn	P	S	Co	Cr	Mo	Ni	V	W	Ti
1.2713	1. NiCrMo 55NiCrMoV6	6F2	SKT4	0.55	0.30	0.60	0.03	0.03	-	0.70	0.30	1.70	0.10	-	-
1.2714	57NiCrMoV7		SKT4	0.58	0.30	0.70	0.03	0.03	-	1.00	0.50	1.70	0.10	-	-
1.2343	2. CrNiMoV X32CrMoV51	H11	SKD6	0.38	1.00	0.40	0.03	0.03	-	5.30	1.10	-	0.40	-	-
1.2344	X40CrMoV51	H13	SKD61	0.40	1.00	0.40	0.03	0.03	-	5.30	1.40	-	1.00	-	-
1.2365	X32CrMoV33	H10		0.32	0.30	0.30	0.03	0.03	-	0.30	2.80	-	-	-	-
1.2367	X40CrMoV53		SKD7	0.30	0.20	0.30	0.03	0.03	-	2.40	-	-	-	4.30	-
1.2606	3. WCrV X40CrMoW51		SKD62												
1.2622	X60WCrCoV93		SKH51												

Figura 5.11 Acciai per stampi

Die material II / Cold forging tool steels / Active components							
No.	Heat treatment (°C)		Quenching medium	Tempering	Hardness (customary)	Cooling Water	Application/hardness (HRC/N/mm ²)
	Annealing	Hardening					
1.2363	800-840	930-970	Ö,WB 400	180-400	60 +/-1		blanking/punching dies
1.2369	800-840	1,070-1,100	Ö,WB 450-550	550	61 +/-1		punches, blanking/punching dies
1.2379	840-860	1,040-1,080	Ö,L,WB 400	180-250	60 +/-1		punches, dies
1.2709	840	480	L	-	55		shrink ring
1.2713	650-700	830-870	Ö	300-650	45 +/-1	P,Ö,(W)	shrink/intermediate ring and
1.2714	650-700	860-900	L	300-650	45 +/-1	P,Ö,(W)	pressure pin (53+/-1 HRC, 1,150 N/mm ²)
1.2767	610-630	840-870	W,Ö,L	160-250	54 +/-1		punch, mandrel, one piece press container
1.3343	1,100-900	790-820	Ö,L,WB 550	540-560	62 +/-1		punch, die (insert), press container and
1.3344	1,100-900	770-820	Ö,L,WB 550	550-570	62 +/-1		counterpunch, mandrel

Die material II / Hot, warm forging tool steels / Active components							
No.	Heat treatment (°C)		Quenching medium	Tempering	Hardness (customary)	Cooling	Application/hardness
	Annealing	Hardening					
1.2713	650-700	830-870	Ö	300-650	42 +2	P,Ö,(W)	shrink/intermediate ring and
1.2714	650-700	860-900	L	300-650	42 +2	P,Ö,(W)	pressure pin (52+2 HRC, 1,150 N/mm ²)
1.2343	750-800	1,000-1,040	L,Ö,WB 500-550	550-650	50 +2	W,P,Ö	die (insert), shrink ring (45+/-1 HRC)
1.2344	750-800	1,020-1,060	L,Ö,WB 500-550	550-650	50 +2	P,Ö	mandrel and counterpunch
1.2365	750-800	1,020-1,060	Ö,WB 500-550	500-670	50 +2	(W),L,P,Ö	die (insert), punch and
1.2367	750-800	1,060-1,100	L,Ö,WB 500-550	600-700	54 +2	(W),L,P,Ö	counterpunch
1.2606	750-790	1,020-1,050	Ö,L,WB 500-550	550-650		W,L,P,Ö	
1.2622	760-800	1,150-1,200	Ö,WB 500-550	500-650	56 +2	L,Ö	blanking die

W = water WB = water bath L = air P = compressed air Ö = oil

Figura 5.12 Trattamenti termici per gli acciai per stampi

In Figura 5.12 invece, sono illustrati i trattamenti termici utilizzabili, cioè la temperatura di ricottura, la temperatura di tempra, il mezzo di raffreddamento e le temperature di rinvenimento.

Sono anche elencati i livelli di durezza generalmente richiesti per stampi utilizzati in applicazioni di formatura a freddo.

Die materials III / Cold forging tool steel / Active components					
No.	Characteristics				Remark
	V	Z	B	S	
1.2363	7	6	8	7	
1.2369	7/8	5			
1.2379	8	4	4	4	12 % Cr-steel
1.2709	5	9	5	7	special steel
1.2713	2	10	6	8	
1.2714					
1.2767	4	10	6	8	
	9	2	4	5	
1.3343	9	4	4	5	
1.3344	10	3	3	4	
Die materials III / Hot, warm forging tool steel / Active components					
No.	Characteristics				Remark
	V	Z	B	S	
1.2713	2	10	6	8	44 HRC 1,400 - 1,480 N/mm ² 52 HRC 1,800 - 1,900 N/mm ²
1.2714					
1.2343	5	8			50 HRC 1,700 - 1,800 N/mm ²
1.2344	5	8	8	8	surface welding Capilla 521 for erosive machining surface welding Capilla 5200 for machining
1.2365	4	8	8	8	50 HRC 1,700 - 1,800 N/mm ²
1.2367	5	7	8	8	54 HRC 1,925 - 2,050 N/mm ²
1.2606					
1.2622					56 HRC 2,050 - 2,200 N/mm ²
V = wear resistance Z = toughness B = machinability S = grindability					

Figura 5.13 Caratteristiche dei principali acciai per stampi

La Figura 5.13 descrive invece le caratteristiche di usura, durezza, lavorabilità e rettifica utilizzando una scala di 10 punti, per cui un numero elevato indica una buona capacità. Le tabelle non hanno elencato tutti i materiali disponibili anzi, presentano un numero notevolmente ridotto di acciai per stampi che sono però i più utilizzati e reperibili in commercio.

I materiali più frequentemente utilizzati per stampaggio a freddo sono gli acciai rapidi, mentre per stampaggio a caldo sono preferibili gli acciai per utensili, più resistenti alle alte temperature.

Sono spesso utilizzati anche metalli duri, ottenuti per sinterizzazione delle polveri, i quali dimostrano una distribuzione di carburo molto uniforme e sono privi di segregazioni.

Questo aumenta notevolmente le proprietà di resistenza e porta ad un'altissima resistenza a compressione.

I carburi sono utilizzati anche se è richiesta una grande resistenza all'usura e se il numero del lotto comincia ad essere considerevole.

I tipi di carburo utilizzati comprendono carburo di tungsteno come fase in una matrice di cobalto. Il contenuto di cobalto, che determina le caratteristiche del carburo, è generalmente compreso tra il 15 e il 30%. All'aumentare del contenuto di carburo di tungsteno, aumentano la durezza, la resistenza a compressione e la resistenza all'usura. Tuttavia ne risentono la tenacità, la resistenza all'urto, alla flessione e la resistenza all'instabilità al carico di punta. Anche la granulometria ha i suoi influssi nella qualità: carburi a grana fine non sono adatti a causa delle scarse caratteristiche di tenacità.

La Figura 5.14 fornisce un riepilogo delle caratteristiche meccaniche dei carburi. [3]

Group		A	B	C	D	E	F
Composition range (wt-%)	Co (Ta, Nb) C	5-7	8-10	11-13	14-17	18-22	23-30
	WC balance	0-2.5	0-2.5	0-2.5	0-2.5	0-2.5	0-2.5
WC grain size range, d_{wc} (μm) (average values)		1	1	1	1	1	1
Density range, ρ (g/cm^3)		14.7-15.1	14.4-14.7	14.1-14.4	13.8-14.2	13.3-13.8	12.6-13
Hardness (typical values)	Room temp HV	1450-1550	1300-1400	1200-1250	1100-1150	950-1000	800-850
	Elevated temp HV	90.5-91.0	89.0-90.0	88.0-88.5	87.0-87.5	85.5-86.0	83.5-84.0
TRF (Transverse rupture energy (J))		1200	1050	1000	900	750	600
TRS, σ_{TRS} (N/mm^2)	RT	>1800	>2000	>2200	>2500	>2500	>2300
	300 °C	>1600	>1800	>2000	>2300	>2200	>1900
Weibull exponent, m_{TRS}		>9	>9	>10	>10	>11	>11
Compressive strength, σ_c (N/mm^2)	RT	>4100	>3800	>3600	>3300	>3100	>2700
	300 °C	>3100	>2900	>2800	>2700	>2500	>2300
0.2% Proof stress (% of σ_c)		>70	>65	>60	>55	>45	>35
Young's Modulus, E (N/mm^2) (typical value)		630000	610000	570000	540000	500000	450000
Poisson's ratio ν (typical value)		0.22	0.22	0.22	0.22	0.23	0.24
Thermal expansion coefficient, α ($^{\circ}\text{C}^{-1}$)		$4.9 \cdot 10^{-6}$	$5.0 \cdot 10^{-6}$	$5.4 \cdot 10^{-6}$	$5.6 \cdot 10^{-6}$	$6.3 \cdot 10^{-6}$	$7.0 \cdot 10^{-6}$
Room temp 400 °C (typical value)							

(Properties quoted refer to medium grain size)

Figura 5.14 Proprietà dei metalli duri

6. RISULTATI

6.1 Estrusione inversa

6.1.1 Curva Forza-Tempo

Effettuata una prima serie di prove, i risultati a cui si è giunti confermano la validità del test di estrusione ad impatto.

Vista la brevissima durata del processo (meno di 5 centesimi di secondo) dovuta all'alta velocità della mazza della pressa, i campionamenti effettuati da parte del sistema di acquisizione sono stati fatti avvenire ogni millesimo di secondo, in maniera da avere almeno una cinquantina di punti utili a tracciare la curva forza-tempo.

In Figura 6.1 si può osservare la forma tipica di una curva forza-tempo di un test di estrusione inversa.

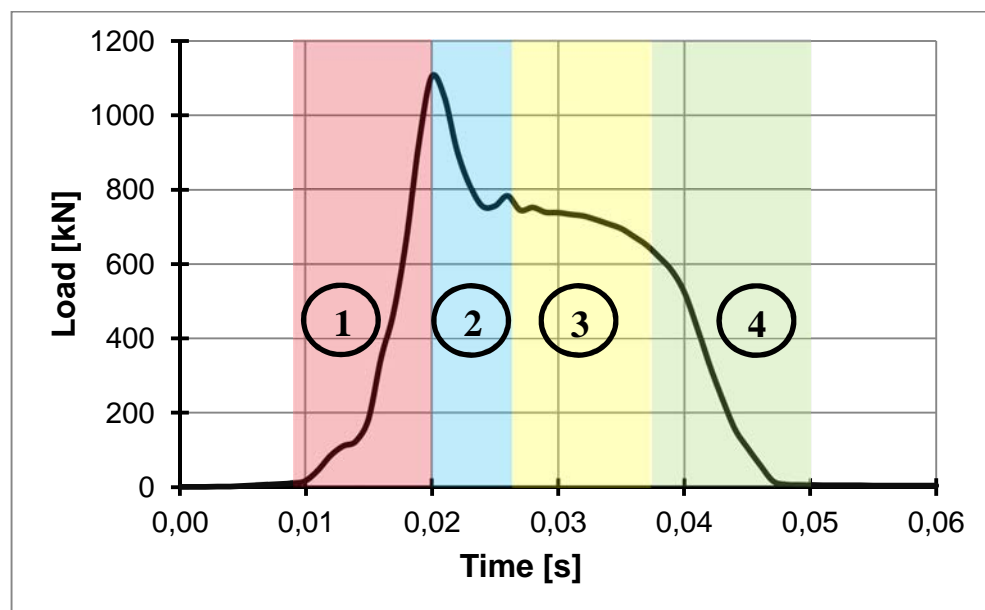


Figura 6.1 Curva Forza-Tempo ricavata da un test di estrusione inversa effettuato a temperatura ambiente

La curva può essere suddivisa qualitativamente in quattro zone:

- La zona **1** corrisponde ad un upsetting del materiale, in cui si ha la prima dissipazione di energia a causa dell'impatto; in questa zona la curva raggiunge il suo picco, infatti il flusso di materiale è ostacolato dalla riduzione di luce tra la matrice e il punzone.
- La zona **2** corrisponde ad un regime di instabilità del processo, come si può vedere graficamente dalle oscillazioni che compie la curva. In

questo tratto il materiale sta imboccando la luce presente tra punzone e matrice. La diminuzione della forza, prima di raggiungere il tratto di stabilità, è dovuta al fatto che lo stelo porta punzone e il cilindro per la cella di carico, dopo aver risentito del primo impulso di forza per cui si sono compressi più del previsto, (tale picco sarebbe molto meno marcato se si avesse una velocità della mazza molto minore), tornano ad uno stato tensionale che compete al regime stazionario.

- Subito dopo il tratto non-stazionario, la curva regolarizza il suo andamento (zona **3**): parte del materiale ha già fluito all'interno della luce minima che si manifesta tra il punzone e la matrice nella zona precedente, in questo tratto il flusso diventa costante, come costante è teoricamente la forza di estrusione in questo tratto stazionario. La curva manifesta però un andamento decrescente, imputabile in minima parte all'aumento della temperatura della billetta durante la sua deformazione (come testimoniano sia le simulazioni FEM che il processo reale); il fattore più influente è da ritenersi l'adesione del lubrificante alle pareti degli stampi.
- Nella zona **4** infine, si ha una brusca diminuzione della forza: questo è dovuto al fatto che il portastampi superiore viene a contatto con i fincorsa (questo può essere visivamente osservato nel punto in cui si ha l'evidente cambiamento di pendenza della curva).

6.1.2 Influenza dei lubrificanti sulla forza di estrusione

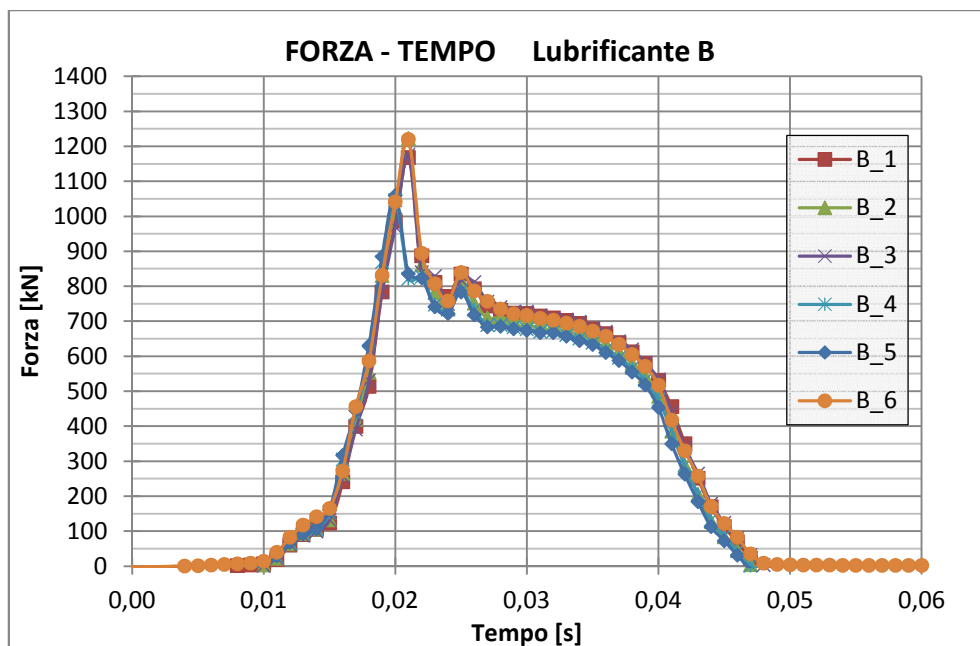


Figura 6.2 Curve Forza-Tempo per i test eseguiti sui Campioni B

In Figura 6.2 sono illustrate le curve Forza-Tempo ottenute dai test svolti per le billette rivestite con il lubrificante di tipo B (vengono omesse le curve ottenute per gli altri lubrificanti in quanto sono analoghe nella forma, ma non quantitativamente).

Si nota come le curve presentano una dispersione molto bassa, questo ha consentito di eseguire i test con una bassa ripetibilità (6 test per ogni formulazione di lubrificante).

Sono state testate nove tipologie di rivestimenti dei provini, il cui aspetto è mostrato in Figura 6.3:

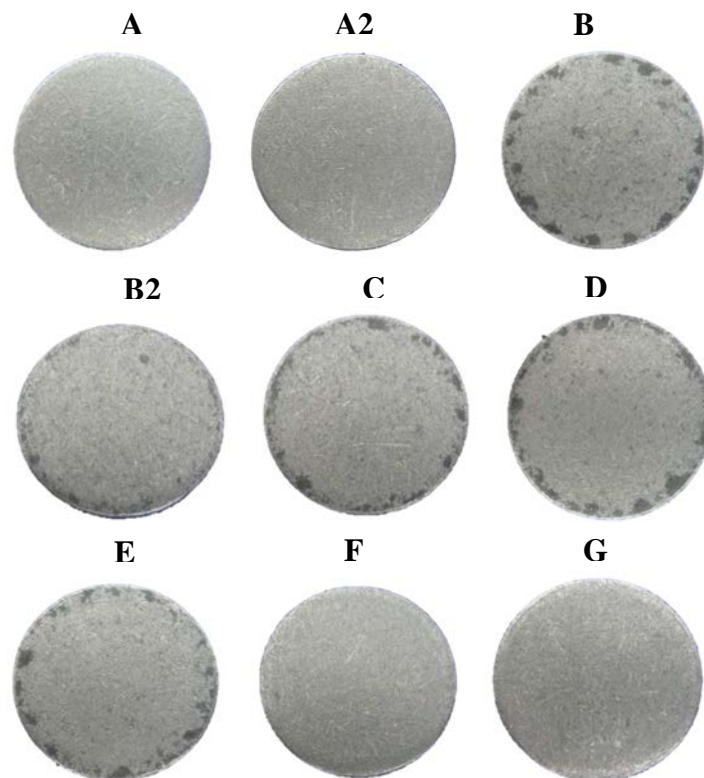


Figura 6.3 *Aspetto dei provini lubrificati*

Tutte le formule sono basate fundamentalmente su saponi metallici come componenti principali:

- I rivestimenti A - A2 sono basati su saponi di metalli pesanti (come lo zinco), disperdenti ed agenti antiusura; non vi è la presenza di solventi.
- I rivestimenti B - B2 - C - D - E sono tutti basati su saponi di metalli alcalini con diverse percentuali combinate tra loro di agenti antiusura

e anticorrosivi, disperdenti etossilati , esteri di acidi grassi. Il vantaggio principale di queste formule è che sono più facilmente pulibili dopo deformazione rispetto ad A - A2 e non sono infiammabili come il le formulazioni F - G.

- Il rivestimenti di riferimento F - G sono praticamente identici . Sono ancora basati su saponi ed i prodotti contengono un'elevata percentuale di solvente per garantire una distribuzione ottimale del film sulla pastiglia; tale solvente è però infiammabile.

Inoltre, anche la quantità di lubrificante per provino varia da una formulazione all'altra: in Figura 6.4 è riportata la quantità di lubrificante, espressa in grammi per ogni chilogrammo di campioni di alluminio.

Lubrificante	A	A2	B	B2	C	D	E	F	G
Quantità: g x kg di Al	0,375	1,2	1,2	0,6	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2

Figura 6.4 *Quantità di lubrificante dei provini*

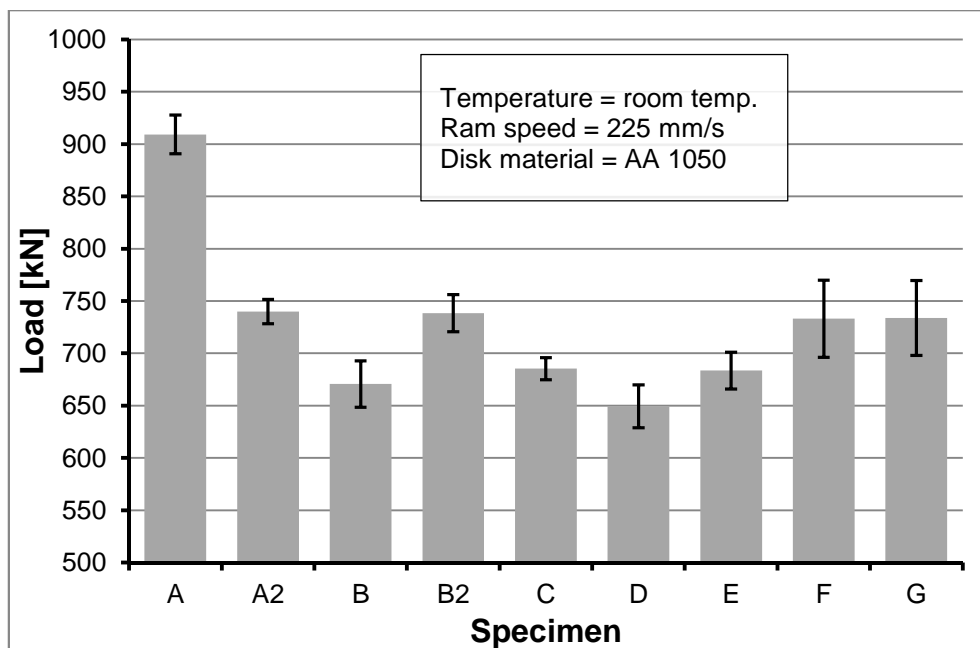


Figura 6.5 *Istogramma di confronto delle forze di estrusione sul tratto stazionario delle curve Forza-Tempo per i vari lubrificanti*

In Figura 6.5 vengono confrontate in un istogramma le medie delle forze di estrusione che si manifestano nel tratto stazionario (zona 3 della figura 6.1); è rappresentata anche la banda di errore calcolata (deviazione standard).

È stata considerata la media delle forze registrate tra $0,028$ e $0,038$ s, traslando le curve sull'asse delle ascisse, in modo da avere l'inizio del processo coincidente per tutte curve nell'istante $0,01$ s.

Una possibile alternativa a questa procedura potrebbe essere il confronto tra le varie curve del valore dell'integrale della forza rispetto alla corsa, ossia del valore dell'energia assorbita durante il processo.

Quanto appena visto è il risultato dei test eseguiti a freddo, ossia con stampi e billetta a temperatura ambiente all'inizio del test (durante e dopo il test la temperatura del provino sale di oltre 50°C , mentre la temperatura dello stampo rimane sostanzialmente inalterata, a causa della sua grande inerzia termica).

Si è investigato il comportamento dei lubrificanti non solo a temperatura ambiente, ma anche riscaldando gli stampi e/o la billetta. Infatti, nel caso industriale, quando le macchine arrivano ad una condizione di regime di lavoro, la temperatura degli stampi riscontrata può arrivare a 150°C .

Si può subito notare come l'aumento di temperatura comporti una marcata riduzione della forza del processo, si veda infatti la seguente Figura 6.6, in cui sono confrontate due curve, una ottenuta a freddo ed una ottenuta con stampo e billetta ad una temperatura iniziale di 150°C .

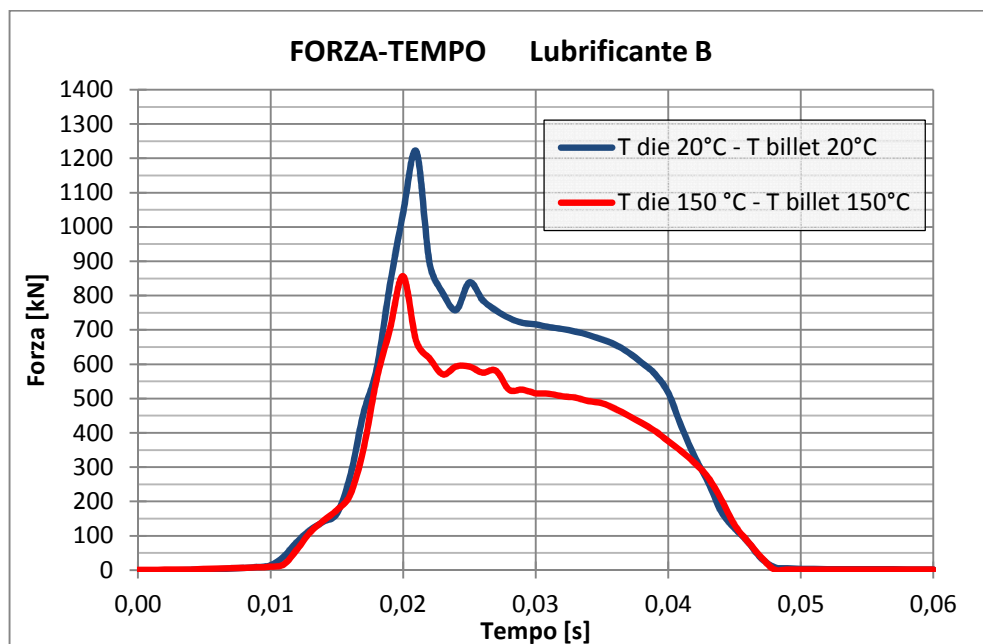


Figura 6.6 Confronto curve Forza-Tempo a freddo e a caldo

Nelle simulazioni numeriche è stato utilizzato come modello della tensione di flusso l'equazione di *Hansel - Spittel*, che consente di tener conto anche degli effetti della temperatura durante la deformazione:

$$\sigma = A \cdot e^{m_1 T} \cdot \varepsilon^{m_2} \cdot \dot{\varepsilon}^{m_3} \cdot e^{m_4 / \varepsilon}$$

È stata quindi indagata analiticamente la tensione di flusso risultante, applicando alla formula lo stesso intervallo di temperature e velocità di deformazione del processo industriale. In Figura 6.7 sono elencati tali valori, inseriti nella formula di Hansel - Spittel.

Temperature [°C]		20, 100, 200		
Strain [-]		1		
Strain rate [s ⁻¹]		10, 10, 50		
A	m ₁	m ₂	m ₃	m ₄
163,62	-0,002	0,262	0,029	0,006

Figura 6.7 Valori sperimentali per l'equazione di Hansel - Spittel

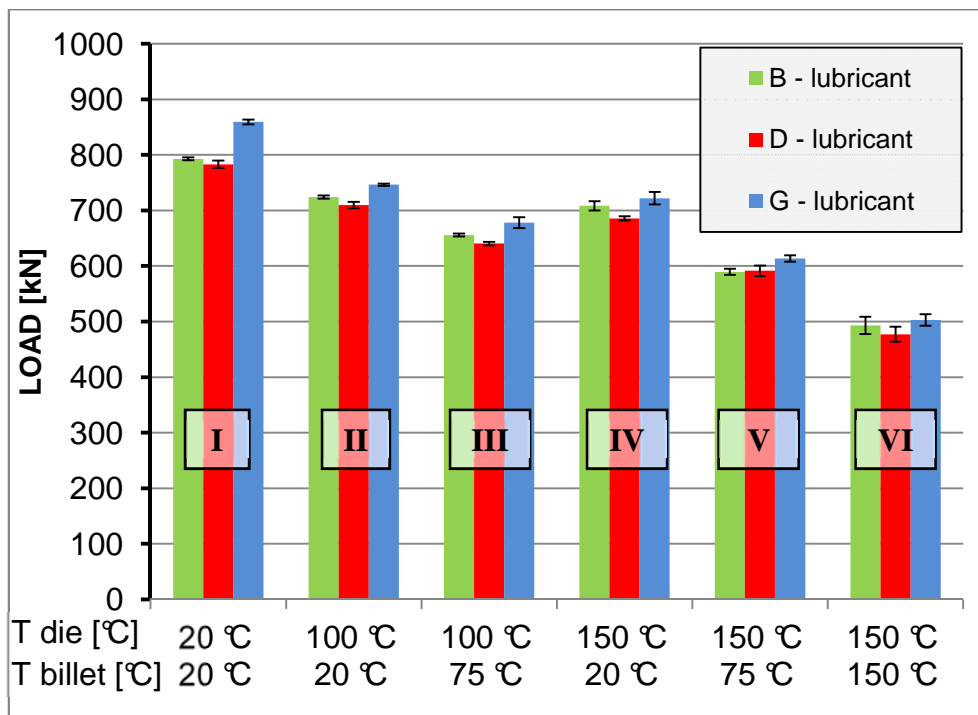


Figura 6.8 Istogramma di confronto delle forze di estrusione al variare della temperatura iniziale di processo

In Figura 6.8 sono mostrati i risultati sperimentali in termini di carichi di estrusione in relazione alle temperature di prova.

Sono mostrate a titolo indicativo le sole formulazioni B - D - G, ossia le due formulazioni che hanno manifestato la migliore efficacia dal punto di vista

della forza di processo (B e D), e la formulazione G, in quanto formulazione di riferimento nel caso industriale.

Tra i lubrificanti, il lubrificante G mostra le peggiori prestazioni in tutte le condizioni testate, probabilmente a causa della presenza dei saponi metallici invece dei componenti alcalini.

Più alta è la temperatura degli stampi, minore è il carico estrusione, com'è possibile verificare confrontando le prove con la stessa temperatura iniziale della billetta. Le prove I, II e IV, in cui la temperatura iniziale billetta è 20°C , mostrano una diminuzione di 100 kN quando la temperatura dello stampo viene portata da 20°C a 150°C , mentre per le prove III e V, in cui la temperatura iniziale dei provini è di 75°C la diminuzione del carico di estrusione è di circa 50 kN .

L'aumento della temperatura d'interfaccia degli stampi implica una improvvisa diminuzione della viscosità dei lubrificanti, portando a migliorare le prestazioni degli stessi.

Quando anche la billetta è preventivamente riscaldata, fino a temperature rispettivamente di 75°C e 150°C , il carico di estrusione mostra una diminuzione maggiore, in parte a causa della diminuzione della tensione di flusso del materiale e in parte a causa di un'ulteriore e più rapida diminuzione della viscosità del lubrificante. È stato riscontrato analiticamente che, per una diminuzione del 40% del carico di estrusione a 150°C , circa il 22% è attribuibile alla tensione di flusso inferiore e il restante 18% ad una maggiore efficienza lubrificante.

6.1.3 Risultati dedotti dall'analisi inversa

Come già premesso nel paragrafo 4.5, in parallelo ai test di estrusione ad impatto, sono state montate diverse simulazioni numeriche al fine di ricavare il valore del fattore di attrito m che compete alle particolari condizioni di processo.

In Figura 6.9 sono riassunte nelle prime due colonne le diverse configurazioni di temperature degli stampi e delle billette adottate durante i test. Nella terza colonna è indicata una stima del carico di estrusione mediamente riscontrato durante le prove (per le formulazioni B - D - G, che sono risultate le più efficaci), e nell'ultima colonna sono elencati i valori dei fattori di attrito m (secondo Tresca) ottenuti come risultato delle simulazioni numeriche, avendo avuto come obiettivo quello di ottenere una forza di estrusione media pari a quella indicata nella terza colonna.

Vista quantitativamente la ridotta differenza nel comportamento per le tre formulazioni testate (vedi Figura 6.8), non è possibile scendere ancor più in dettaglio con l'assegnazione del fattore di attrito alla particolare formulazione (nella determinata condizione di processo).

Quindi, se da una parte il test di estrusione ad impatto consente un confronto quantitativo dell'efficacia delle diverse formulazioni di lubrificanti, con l'analisi inversa è possibile assegnare un fattore di attrito "medio" per tali formulazioni.

T Die [°C]	T Billet [°C]	Load [kN]	Friction Factor <i>m</i>
20	20	800	0,40
100	20	750	0,18
100	75	650	0,15
150	20	700	0,10
150	75	600	0,09
150	150	500	0,07

Figura 6.9 Tabella rappresentante le temperature iniziali di processo, le forze medie di estrusione riscontrate ed i fattori di attrito ricavati dalle simulazioni FEM

In Figura 6.10 è riassunto il comportamento per la formulazione D, ritenuta la migliore, in funzione della temperatura dello stampo.

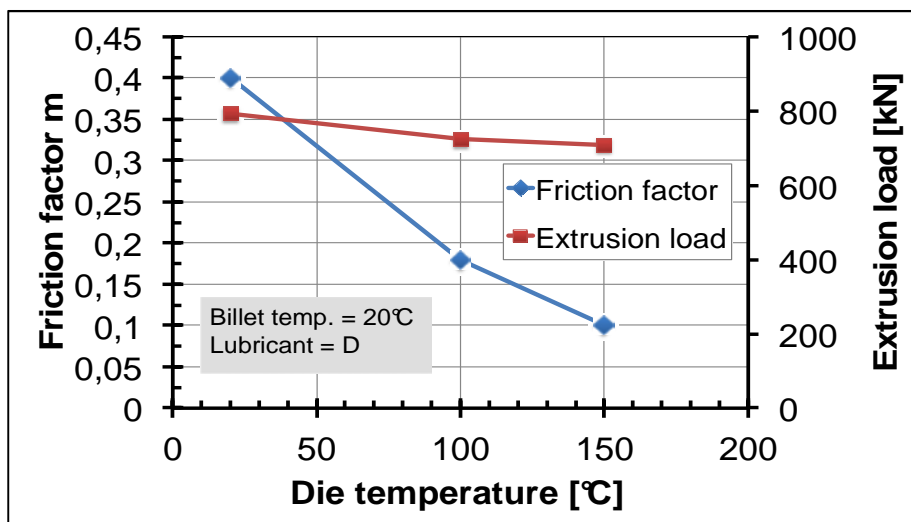


Figura 6.10 Fattore di attrito e forza di estrusione in funzione della temperatura dello stampo, per la formulazione D, con billette non riscaldate

6.2 Estrusione diretta

6.2.1 Curva Forza-Corsa



Figura 6.11 Curva Forza-Corsa per l'estrusione diretta

In Figura 6.11 è riportata la forma tipica di una curva Forza-Corsa ottenuta dal processo di estrusione diretta di billette in acciaio lubrificate.

Questi risultati sono stati ottenuti dai test effettuati sulla pressa idraulica, menzionata nel paragrafo 3.3.1.2. Non sono ancora stati eseguiti test veri e propri sulla pressa a vite, pertanto i risultati enunciati riguardano la vecchia attrezzatura di prova, fintantoché non verrà pianificato un nuovo piano prove di estrusione diretta che richieda l'utilizzo della pressa Vaccari.

Detto ciò, l'andamento della curva può essere diviso in due zone caratteristiche (vedi anche Figura 5.2):

- Nella zona 1 si ha l'imbocco della matrice da parte della billetta: il materiale inizia ad essere estruso nell'estremità a contatto con le pareti inclinate della matrice. Si giunge quindi al picco di forza della curva, dove il materiale di estremità raggiunge il diametro finale di estrusione (5 mm).
- Nella zona 2 si ha l'inversione della pendenza della curva. Si potrebbe pensare che l'andamento in questa zona dovrebbe essere costante (come per l'estrusione inversa) in quanto l'energia di deformazione è costante. Ciò non si verifica perché ora gioca un ruolo essenziale l'energia spesa in attrito tra la billetta e le pareti del foro dell'anello di contenimento (contenimento dell'espansione

laterale): la componente spesa in attrito va via via diminuendo linearmente all'aumentare della corsa, infatti la superficie di contatto con l'anello di contenimento riduce anch'essa linearmente con la corsa. Come risultato si ha quindi la diminuzione lineare della forza di estrusione.

A differenza dell'estrusione inversa, ora l'aspetto sul quale si focalizza l'attenzione è il picco della forza di estrusione. Le prestazioni dei lubrificanti, in questo caso, sono correlate all'entità di tale picco.

Ovviamente le prestazioni migliori si hanno per quei lubrificanti che manifestano un picco più basso del carico di estrusione.

Un altro fattore interessante è il confronto della pendenza della curva nella zona 2: l'adesione del lubrificante alle pareti degli stampi infatti può, a parere dello scrivente, influenzare il flusso del materiale che non è ancora stato estruso.

Ad ogni modo, in seguito verranno esposti solamente i risultati ottenuti considerando il picco di forza del processo di estrusione come parametro di principale importanza.

6.2.2 Risultati ottenuti

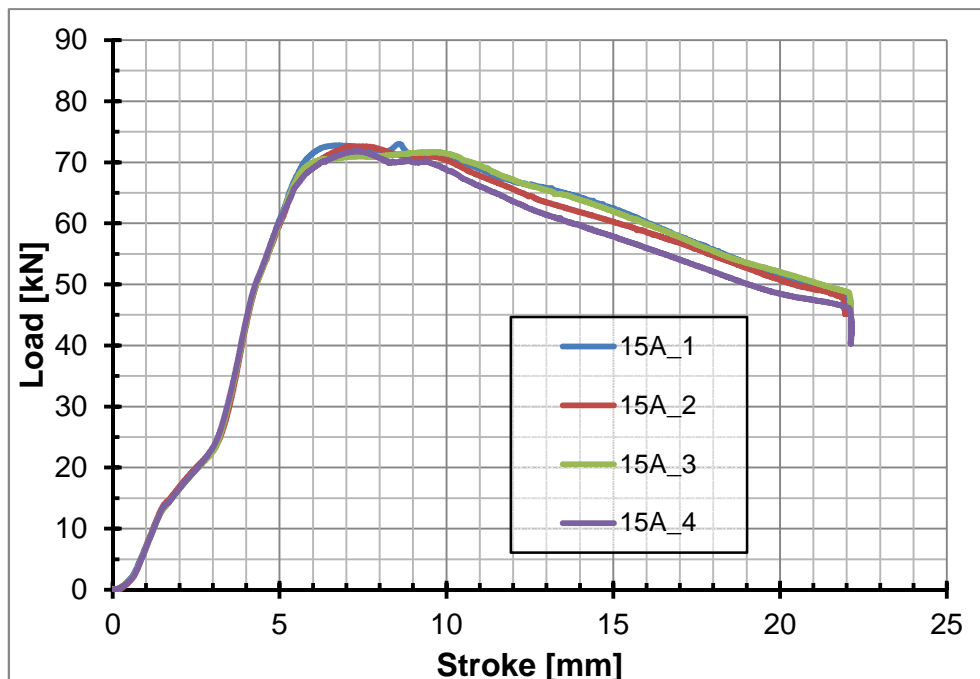


Figura 6.12 Curve Forza-Corsa per una formulazione di lubrificante (15A)

In Figura 6.12 sono riportate le curve Forza-Corsa di quattro provini lubrificati con la formulazione siglata “15A”. Si può notare la buona ripetibilità che presenta il processo e quindi, anche in questo caso, ci si è limitati a testare i provini con una ripetibilità bassa.

Durante questa campagna prove sono state confrontate 12 formulazioni di lubrificanti: vengono omesse le curve per le altre formulazioni. Queste formulazioni fanno parte degli ultimi test facenti parte di un’ampia campagna prove.

In Figura 6.13 si nota che i valori dei picchi di forza per le differenti formulazioni di lubrificanti non mostrano una marcata differenza: questo è dovuto appunto al fatto che durante la lunga campagna prove, sono già state scartate molte formulazioni, e questo test è da considerarsi lo screening finale.

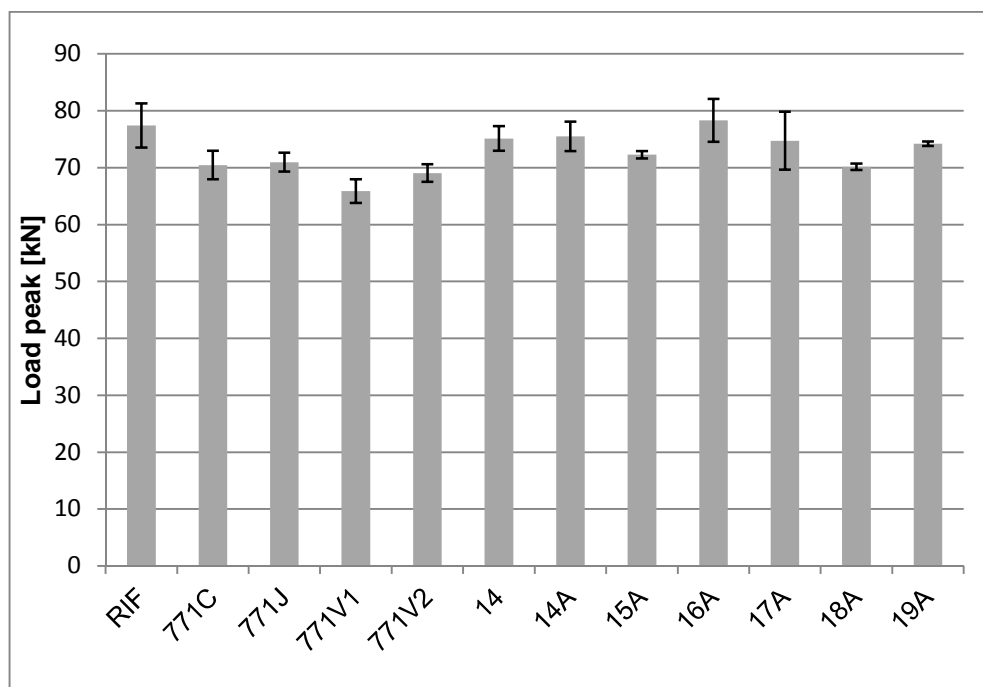


Figura 6.13 Istogramma di confronto dei picchi delle forze di estrusione delle curve Forza-Corsa per alcuni lubrificanti di una campagna prove effettuata

Anche in questo caso sono riportate le bande di errore che evidenziano l’eguaglianza di prestazioni per alcuni lubrificanti.

Nonostante ciò, la prova ha comunque consentito di notare che la formulazione denominata “771V1” è quella che manifesta il picco di forza mediamente più basso, facendo ricadere su di essa la scelta come candidata per un’ulteriore analisi più approfondita.

7. CONCLUSIONI

Grazie ad un approccio basato in parte su prove di laboratorio ed assistito successivamente dalle simulazioni agli elementi finiti, l'indagine effettuata sull'estrusione inversa ha permesso di raggiungere nuove conoscenze riguardanti:

- le forze di processo nell'estrusione di bossoli in alluminio rivestiti di lubrificante solido a diverse temperature;
- l'influenza della temperatura sulla stabilità dei lubrificanti e sulla loro efficienza;
- la determinazione del fattore di attrito m tra pezzo e stampo in diverse configurazioni di prova.

È stata riscontrata una diminuzione del 75% del fattore di attrito preriscaldando gli stampi progettati per lo stampaggio a freddo.

Tale fenomeno di riscaldamento già si manifesta negli stampi durante la fase di regime del processo di produzione industriale a causa dell'elevata inerzia termica degli stampi, non in grado di smaltire il calore generato dalla elevata cadenza produttiva.

Quanto ricavato dimostra che il raffreddamento degli stampi non è un obiettivo di fondamentale importanza, bensì è da evitare se l'interesse è quello di diminuire la forza di estrusione e quindi i costi di processo.

Per quanto riguarda invece l'estrusione diretta di cilindri di acciaio, l'utilizzo dell'attrezzatura realizzata, ha da subito dimostrato una maggiore rapidità del processo rispetto ai test tradizionali precedentemente realizzati con una pressa idraulica. Questo permette di poter realizzare un maggiore numero di test rispetto al passato, aumentandone la ripetibilità e quindi la precisione nell'elaborazione dati. Inoltre l'operatore risulta meno affaticato in quanto il processo di estrazione è ora completamente automatizzato, operazione che occupava la frazione maggiore di tempo di ogni test.

APPENDICE A: UTILIZZO DELLA PRESSA

In questa appendice, vengono descritti i principali comandi per l'utilizzo della pressa ed i particolari valori da impostare per ambedue i tipi di test.

A.1 Accensione e comandi per la movimentazione

Per accendere la pressa, ruotare l'interruttore generale su "ON" (armadio elettrico in tensione) e ad aprire il rubinetto dell'aria compressa dietro alla pressa; dopodiché premere il tasto azzurro di ripristino sicurezze, quindi i due pulsanti neri "I" di marcia del motore e dell'estrattore.

Lasciare un paio di minuti che la macchina carichi il suo circuito di aria compressa, e che quindi arrivi nelle condizioni di regime.

Dopo questa semplice procedura la pressa è pronta all'uso.

Sono essenzialmente due i modi per movimentare la pressa: uno per far scendere la mazza lentamente per caduta (per memorizzare lo zero stampi o per operazioni di controllo) o farla scendere con l'energia preventivamente impostata (inserendo il valore dell'energia richiesta nel videoterminale).

La discesa per caduta si ottiene portando il selettore scelta comandi (che è inizialmente in posizione 0, ossia in assenza di tensione nel circuito di comando) nella posizione 1 (comando a discesa lenta) e schiacciando nuovamente il tasto blu di ripristino sicurezze (per la movimentazione assicurarsi che siano accese le spie verdi che confermano la marcia del motore della pressa, dell'estrattore ed il reset delle sicurezze).

Ora l'operatore deve schiacciare contemporaneamente i due pulsanti "DUE MANI"; ciò richiederà appunto l'uso di entrambe le mani. Per la risalita della mazza si dovrà premere ad intermittenza il pulsante "SALITA" in quanto temporizzato.

La discesa veloce invece, si ottiene portando l'interruttore nella posizione 2 (o 3 a seconda che si voglia azionare la discesa con una mano o due mani).

Premuto il tasto di ripristino sicurezze, per azionare la mazza si preme il tasto sinistro "DUE MANI" (oppure entrambi in caso l'interruttore sia in posizione 3) per tutta la durata della discesa, la risalita invece avverrà automaticamente (se sono stati azzerati gli stampi, come si vedrà in seguito).

È da notare che, diversamente dal caso precedente di discesa per caduta, ora la mazza risale automaticamente una volta arrivata al suo punto morto inferiore. Essa risalirà per un valore della corsa impostato nel videoterminale, come si vedrà in seguito. La possibilità di azionare la discesa con due mani anziché una garantisce una maggiore sicurezza per l'operatore.

Le altre posizioni del selettore (4, per il comando a pedaliera e 5, predisposizione per automatismi) vengono tralasciate perché trascurabili ai nostri fini.

È da notare il fatto che, ogni volta che il selettore viene cambiato di posizione, sarà necessario ripristinare le sicurezze nuovamente.

Merita una breve descrizione anche l'apparato di estrazione, ossia un cilindro oleodinamico presente sulla parte inferiore della pressa, messo in funzione da una pompa idraulica azionata da un motore da 2,2 kW (posto sulla parte posteriore della pressa ed indipendente da essa), il quale può sviluppare una forza fino a 30 kN, per una corsa massima di 100 mm.

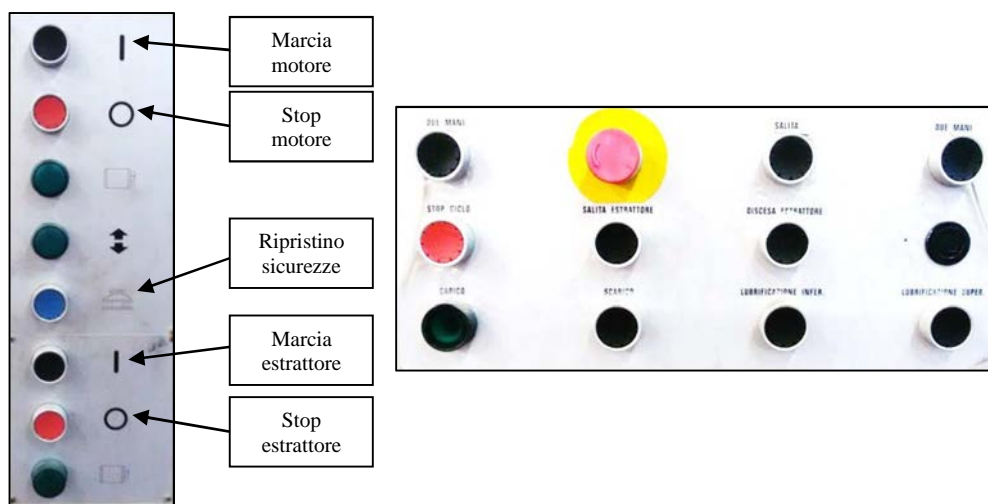


Figura A.1 Pulsantiera di avvio/spengimento (sinistra) e pulsantiera di lavoro (destra)

Per arrestare la macchina basterà semplicemente riportare il selettore in posizione 0, premere i due pulsanti rossi di Stop motore ed estrattore, riportare l'interruttore generale in posizione di "OFF" ed infine chiudere il rubinetto dell'aria compressa.

A.2 Azzeramento stampi

La pressa è dotata di un regolatore elettronico dell'energia che attraverso il potenziometro della macchina, riconosce la posizione della mazza. Quando viene montato un nuovo stampo, bisogna portare la mazza al suo punto morto inferiore (facendola scendere per caduta portando il selettore nella posizione 1) e, quando raggiunta quella posizione, sul regolatore di battuta (Figura A.2) portare il commutatore in posizione "mm" e ruotare il potenziometro zero stampi (cerchiato in rosso in figura) fino a leggere **000** nel visualizzatore digitale, che indica appunto la posizione di zero dello stampo. Bloccare infine la manopola del potenziometro con l'apposita vite.

Questa operazione non è di secondaria importanza, anzi, è essenziale ad ogni cambio degli stampi, o regolazione dei finecorsa, in quanto consente alla macchina, quando la mazza raggiunge tale posizione durante la sua corsa, di invertire il moto e riportare la mazza alla posizione preimpostata nel videoterminale.



Figura A.2 *Regolatore di battuta*

È da sottolineare il fatto che la risalita della mazza rispetterà quella impostata nel videoterminale solo quando viene dato il colpo (selettore in posizione 2 o 3) tenendo premuto il tasto di discesa per l'intera durata del processo.

Il tasto di salita della mazza infatti, quando premuto ed in qualsiasi posizione dell'interruttore, non è influenzato dal valore della corsa preimpostato, ma dipende solamente dal tempo in cui il tasto di salita è premuto, in quanto temporizzato. Quindi, quando si vuole essere certi della posizione iniziale della mazza (per avere ripetibilità tra un test e l'altro), si deve dare un colpo a vuoto, in modo tale che la risalita della mazza rispetti il valore della corsa preimpostato o, in alternativa, premendo ad intermittenza il tasto di salita fino a leggere il valore voluto nel display.

Inoltre, una particolare attenzione deve essere posta all'apparato di estrazione, infatti (quando richiesto l'intervento dell'estrattore) automaticamente dopo il colpo, quando la mazza è risalita del tutto, viene azionato l'estrattore (che sale per un valore di corsa impostato anch'esso nel videoterminale, e poi scende sempre automaticamente).

Prima di dare colpi a vuoto, fare attenzione che non siano rimasti fuori posto i corpi mossi dall'estrattore durante il colpo precedente.

L'estrattore può essere azionato anche manualmente tramite il tasto "Salita estrattore"; per fare questo l'interruttore deve essere in posizione 1, 2 o 3 e resettate le emergenze.

A.3 Valori da inserire nel videoterminale

Il comando della pressa è gestito da un PLC. Tramite il videoterminale (ESA VT50) l'operatore può impostare e modificare i parametri di lavoro, e leggere le eventuali situazioni di allarme.

Per gli allarmi si rimanda al manuale d'uso della pressa.

Per quanto riguarda invece l'energia di battuta della pressa, la corsa della mazza e la corsa dell'estrattore, la pressa è predisposta per eseguire un numero massimo di quattro battute (quattro valori di energia diversi) e quattro valori della corsa di risalita. È possibile impostare il valore dell'energia a "0" per non effettuare le battute che non interessano.

Per impostare i valori desiderati nel videoterminale:

- 1- Premere il tasto di funzione "F2" (impostazione parametri di lavoro)
- 2- Premere "F1" (impostazione colpi e corsa estrattore)
- 3- Spostarsi con i tasti di direzione per portarsi sul parametro da impostare
- 4- Premere il tasto di introduzione dei valori (tasto al centro tra i tasti di direzione)
- 5- Inserire i valori desiderati con i tasti numerici
- 6- Premere il tasto "ENTER" per confermare ogni parametro quando inserito
- 7- Premere "F11" due volte per tornare alla schermata principale.

Ad ogni modifica dei parametri, prima di effettuare un test, effettuare un colpo a vuoto, in modo che i valori vengano memorizzati per il colpo seguente.

Vengono ora indicati i parametri da inserire nel videoterminale nei due tipi di test effettuati:

ESTRUSIONE DIRETTA: energia 10%, corsa 120, corsa estrattore 48

ESTRUSIONE INVERSA: energia 20% ,corsa 120, corsa estrattore 10

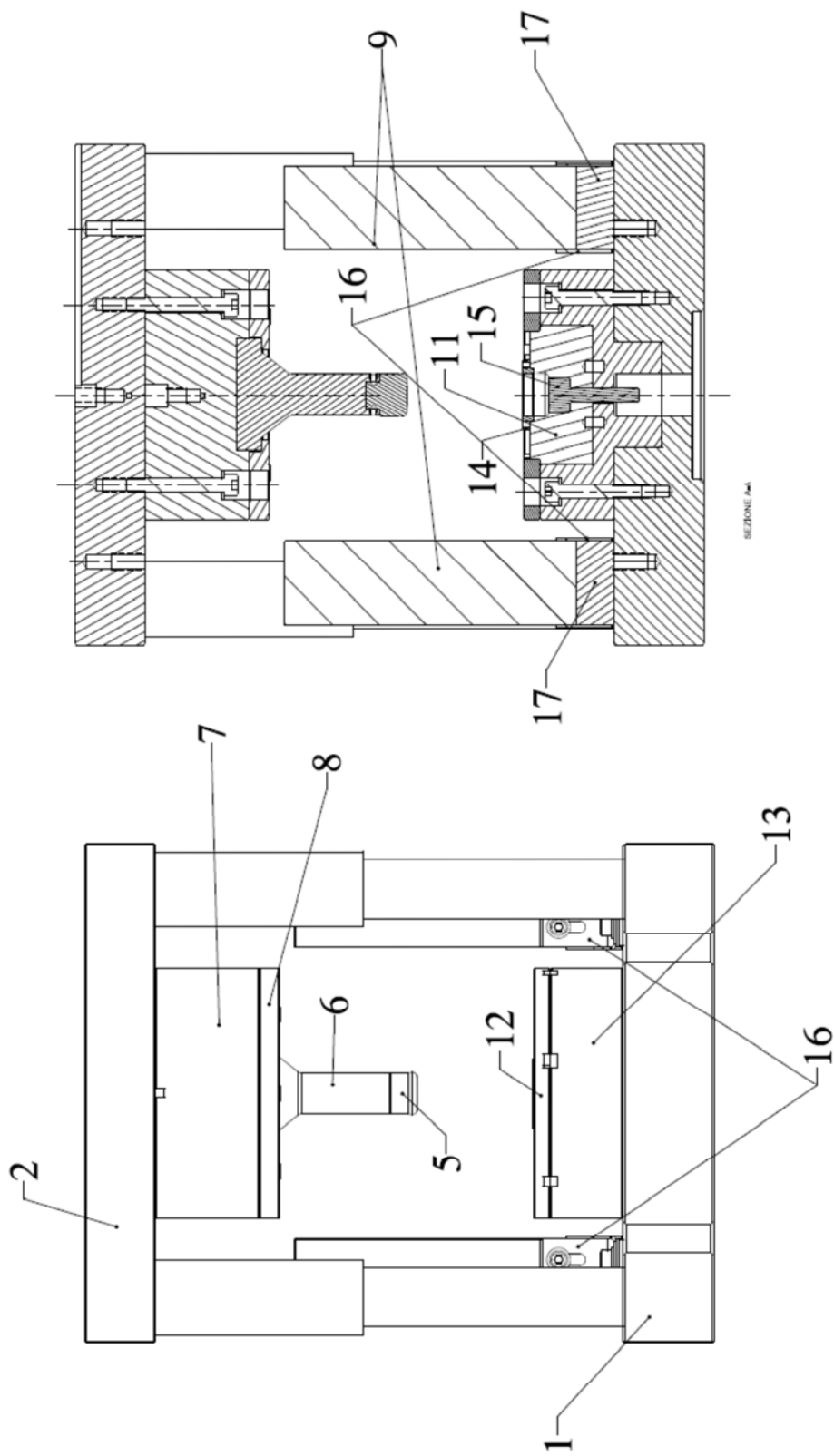


Figura A.3 Videoterminale ESA VT520

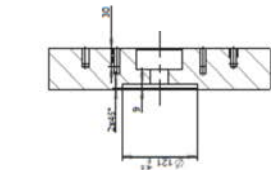
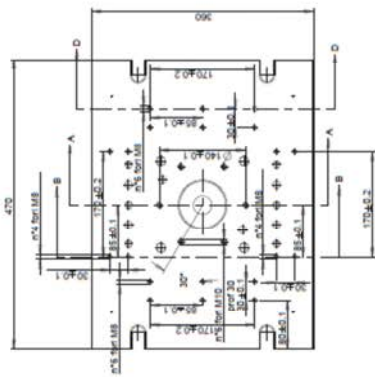
APPENDICE B: DISEGNI TECNICI 2D

Nelle pagine seguenti sono riportati i disegni tecnici 2D dei componenti essenziali delle due attrezzature realizzate.

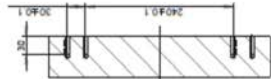
Questi disegni sono stati realizzati con il software Creo© 2.0, dapprima sono stati realizzati i componenti in 3D, poi la messa in tavola dei disegni 2D per la realizzazione degli stampi.



Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti a caldo
Questo schema indica le tolleranze di tolleranza:				
Norma non quotata:		UNI ISO 2768-mS		
Data	Disegnato	Controllato	Rappres. Ra in µm:	Scale:
12/02/2015	Bruno Micheli			1 : 2
Firma	Bruno Micheli			
Titolo disegno: ASSIEME				
Codice disegno: 2000				
Dipartimento di Ingegneria Industriale				
Università di Padova				



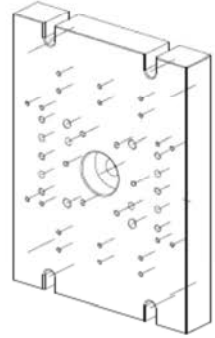
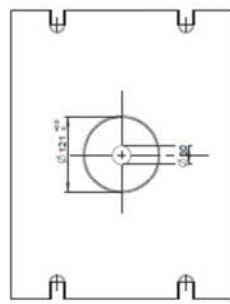
SEZIONE A-A



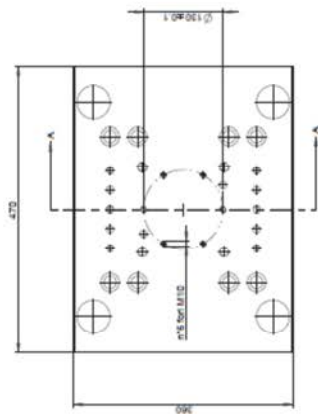
SEZIONE B-B



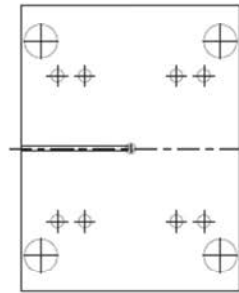
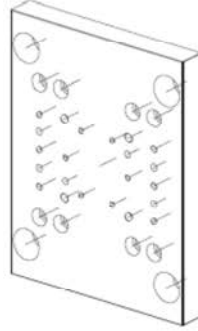
SEZIONE D-D



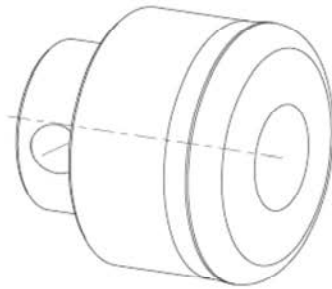
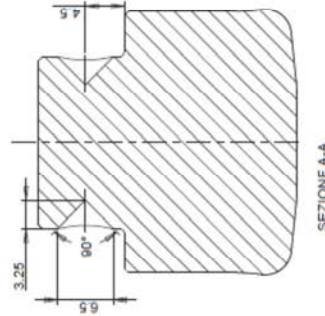
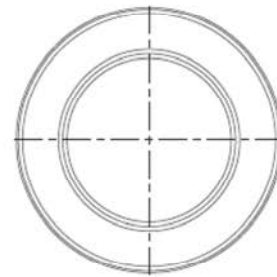
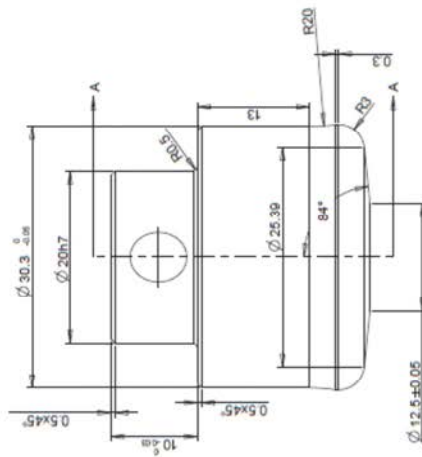
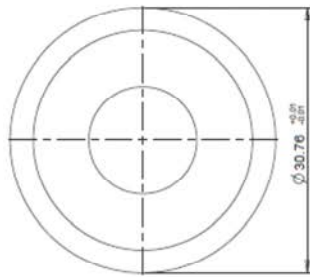
1	Punto ponticelli adriose		Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Posizione	Descrizione		Queste senza addebiolamento di tolleranza:	0.01 0.02 0.05 - max.	Formato foglio: A2
Somma note quote:		Disegnato	Controlato	Appronta in mm:	Strada:
Data	16/06/2014	Autore	Flavia Micheli	1 : 1.5	
Titolo disegno: PAVTO FORNITURA INFERIORE					
Codice disegno: 1001					
Dipartimento di Ingegneria Industriale					
Università di Padova					



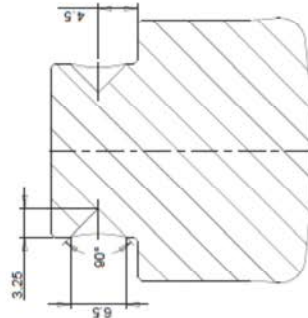
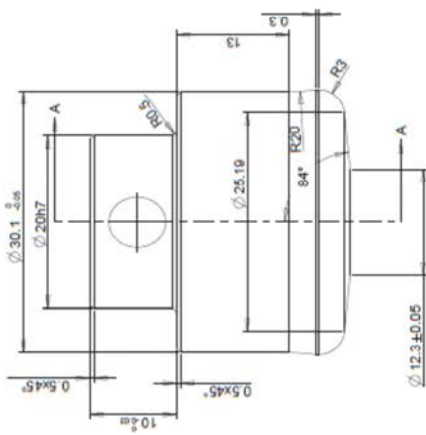
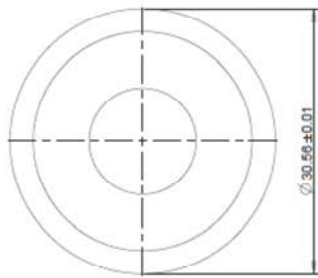
SEZIONE A-A



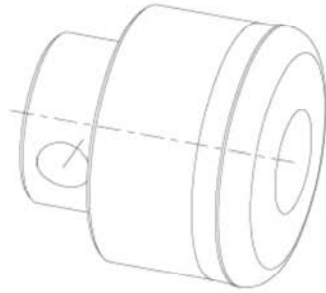
2	Piatto portatampini spessore		Materiali	N° pezzi	Trattamenti e note
Particolari	Descrizione		Fonte materiale e codice di riferimento		Prodotto foglio A2
Materie non quotate:					
Data	Disegnato	Controllato	Ingegnere	Scala:	
Revisione	1.00/01/2014		Roberto Micheli	1 : 1	
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova Titolo disegno: PIATTO PORTATAMPINI STRUMENTAZIONE Codice disegno: 1002					



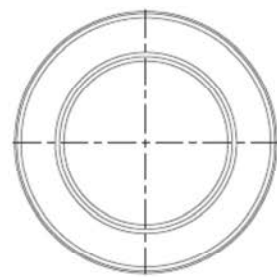
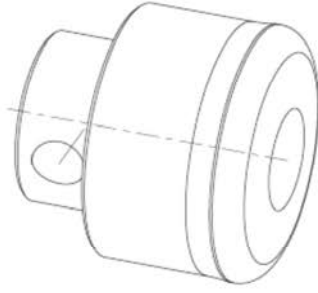
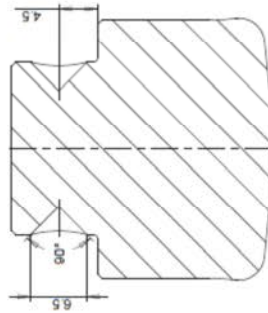
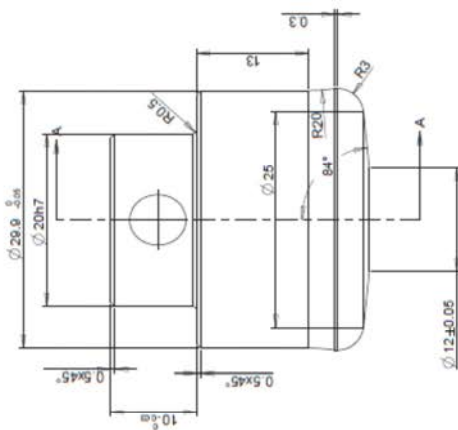
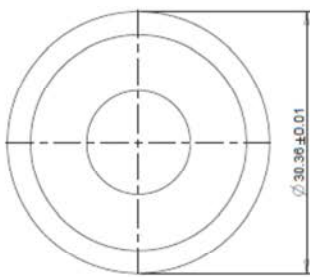
5a	Punzone "0,2mm"	ABS M3 (cod. RE 6-3-3)	1	tempra 60 + 62 HRC
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Sommi non quotati:				
Disegnato	Controllato	Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		
04/06/2014		Rugosità Ra in μm :	Scala:	
Bison Michael		0.4	2 : 1	
Titolo disegno: PUNZONE "0,2mm"				
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova				
Codice disegno: I005A				



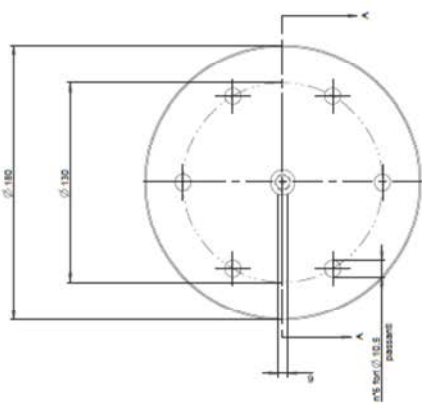
SEZIONE A-A



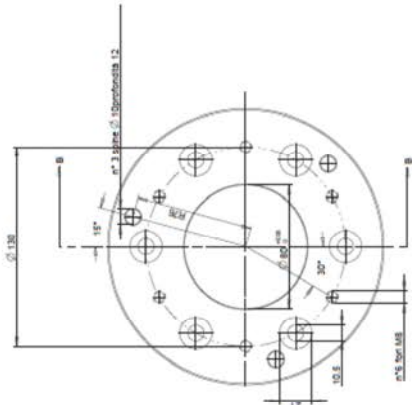
5b	Funzone "0,3mm"	UNI M2 (con M2 6-3-4)	1	tempra 60 + 62 HRC
Posizione	Descrizione			
Materiale		N° pezzi		Treatments e note
Quote senza indicazione di tolleranza:		UNI ISO 2768 - mK		Formato foglio: A3
Rugosità Ra in μm :		Scala:		
0.4		2 : 1		
Diagnato		Controllato		
Data		04/06/2014		
Firma		Bison Michael		
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova				
Titolo disegno: FUNZONE "0,3mm" Codice disegno: 1005B				



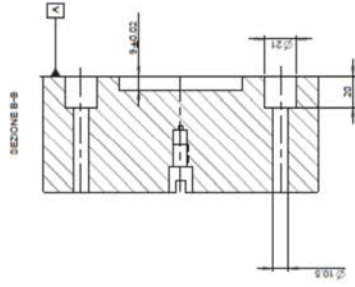
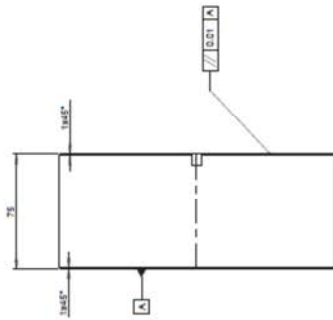
Sc	Punzone "0,4mm"	AlES MG (cod. IS 6-5-5)	1	tempra 60 + 62 HRC
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Somasti non quotati:				
Disegnato	Controllato	Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		
Data 04/06/2014		Rugosità Ra in μm : 0.4	Scala: 2 : 1	Formato foglio: A3
Firma Bacon Michael		Titolo disegno: PUNZONE "0,4mm"		
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova				
Codice disegno: I005C				



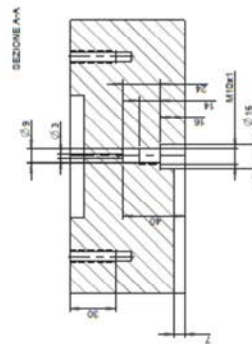
Vista ALTO



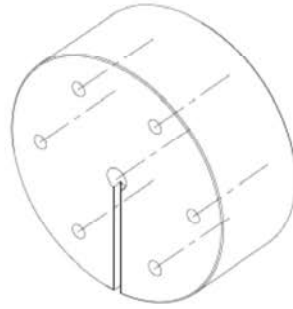
Vista BASSO



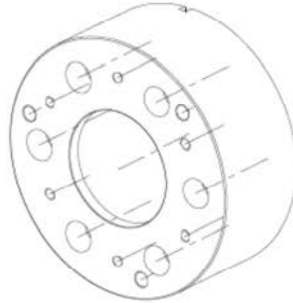
SEZIONE B-B



SEZIONE A-A

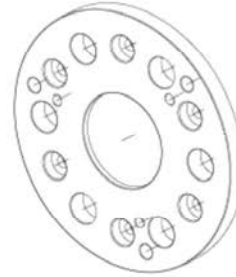
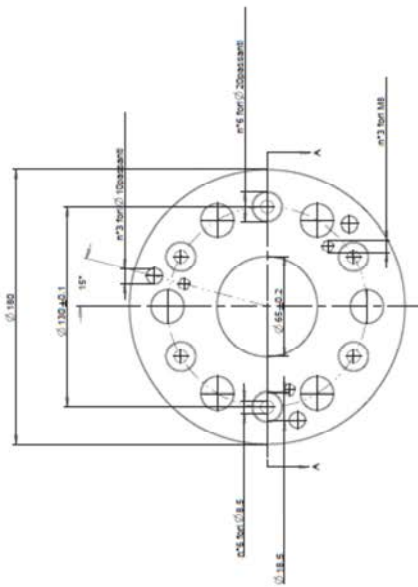


Vista ALTO

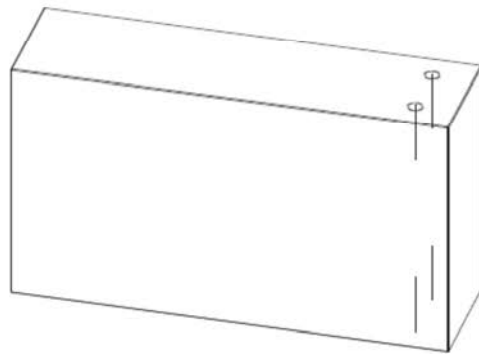
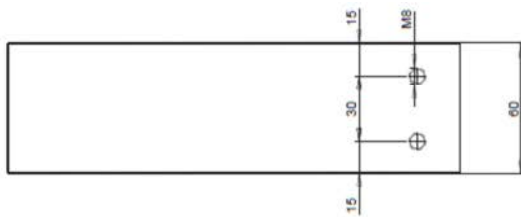
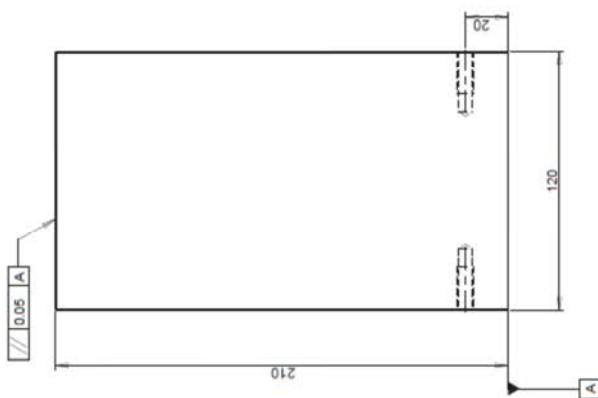


Vista BASSO

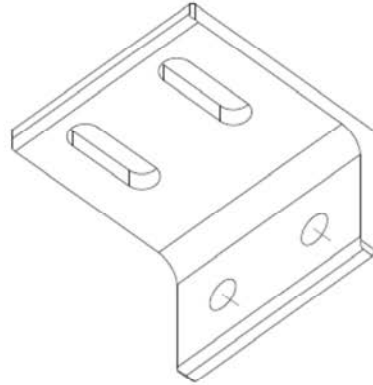
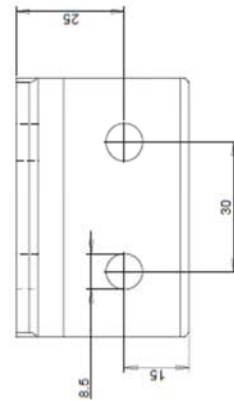
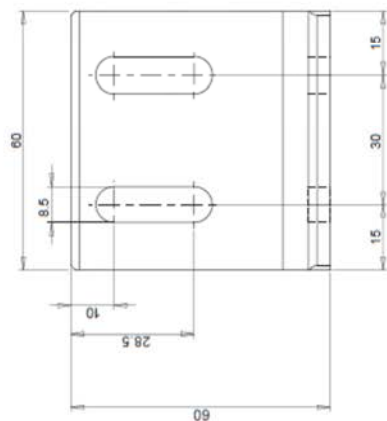
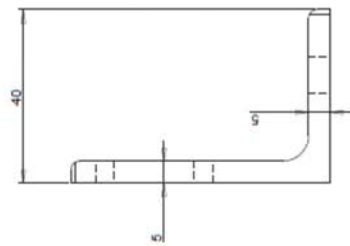
7	Cilindro per cella di carico	Sezione CAD	1	Realizzato
Proiezione	1° Angolo	1° Angolo	1° Angolo	1° Angolo
Queste sono informazioni di riferimento:				
Standard: UNI EN ISO 2748 - A2				
Disegnato: Ingegneri da la per:				
Data:	04/06/2014	Scala:	1 : 1	
Nome:	Ricco Micheli			
Dipartimento di Ingegneria Industriale				
Università di Padova				
Titolare disegno: CILINDRO PER CELLA DI CARICO				
Codice disegno: 107				



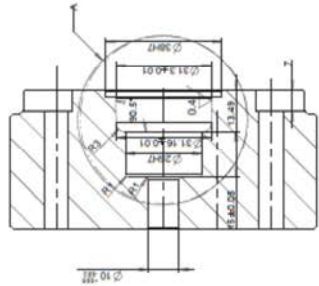
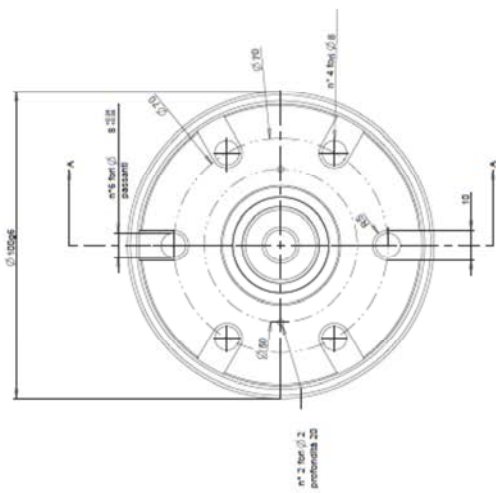
B	Flange brava serie	acciaio	1	bonificato
Posizione	Descrizione	C40	N° pezzi	Trattamenti e note
Amm. in uso giorni: 0.3 x 43° Come senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 7048 - A6				
Data	Disegnato	Controllo	Scala:	Prova tipo: A2
Rev.	04/06/2014	Ricco Micheli	1:1	
Titolo disegno: FLANGIA PERMANENTE Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova Codice disegno: 1001				



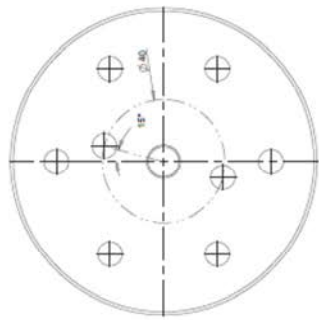
9	Finecorsa	acciaio C-40	2	bonificato
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Samassi non quotati: 0,5 x 45°				
Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		Formato foglio: A3		
Data	Disegnato	Rugosità Ra in μm :	Scala:	
Firma	04/06/2014	1,0	1 : 2	
Bison Michael		Controllato		
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova Titolo disegno: FINECORSA Codice disegno: I009				



10	Angolari per fincorsa	Fe360	4	
Posizione		Materiale		Trattamenti e note
Samussi non quotati:		Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		Formato foglio: A3
Data	Disegnato	Rugosità Ra in μm :	Scala:	
Firma	16/06/2014	1,0	1 : 1	
		Bison Michael		
		Controllato		
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova Titolo disegno: ANGOLARI PER FINCORSA Codice disegno: I010				



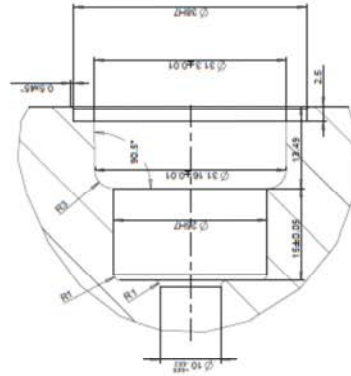
SEZIONE A-A



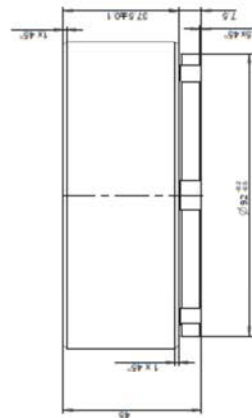
SCALA 1:2



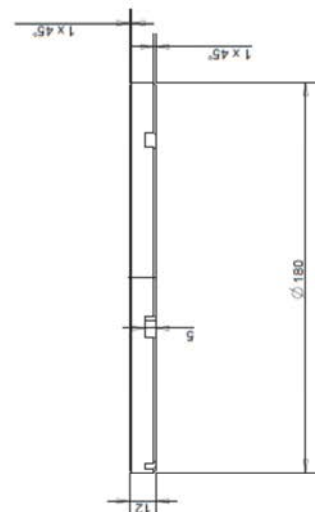
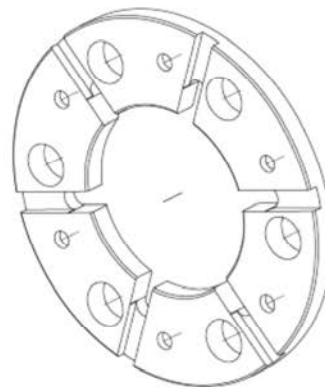
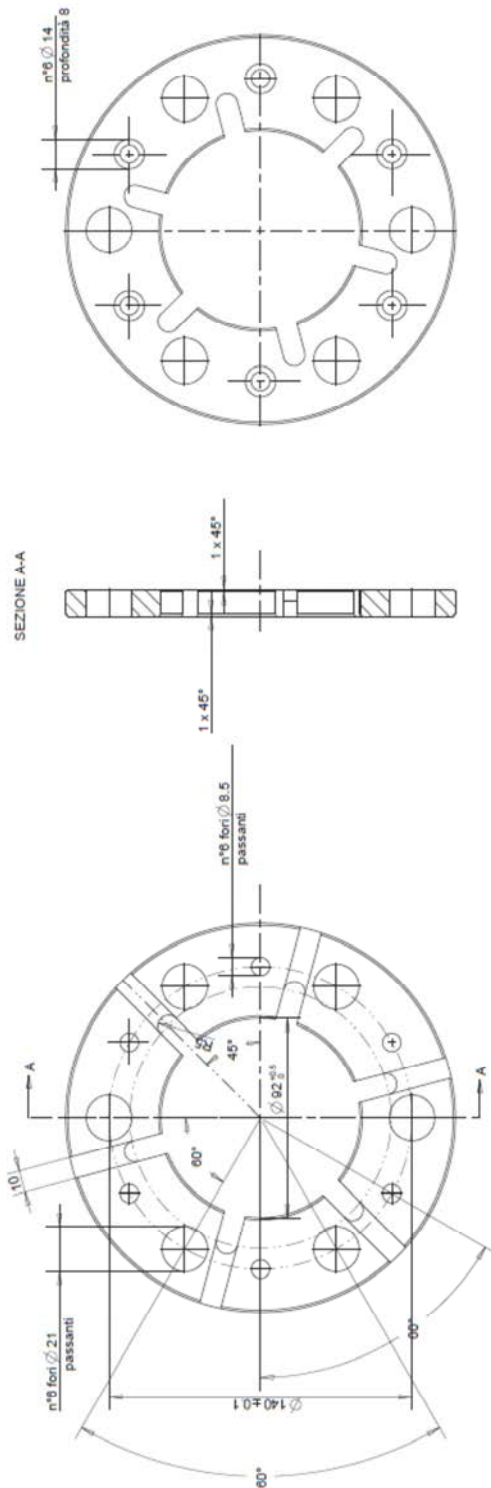
SCALA 1:2



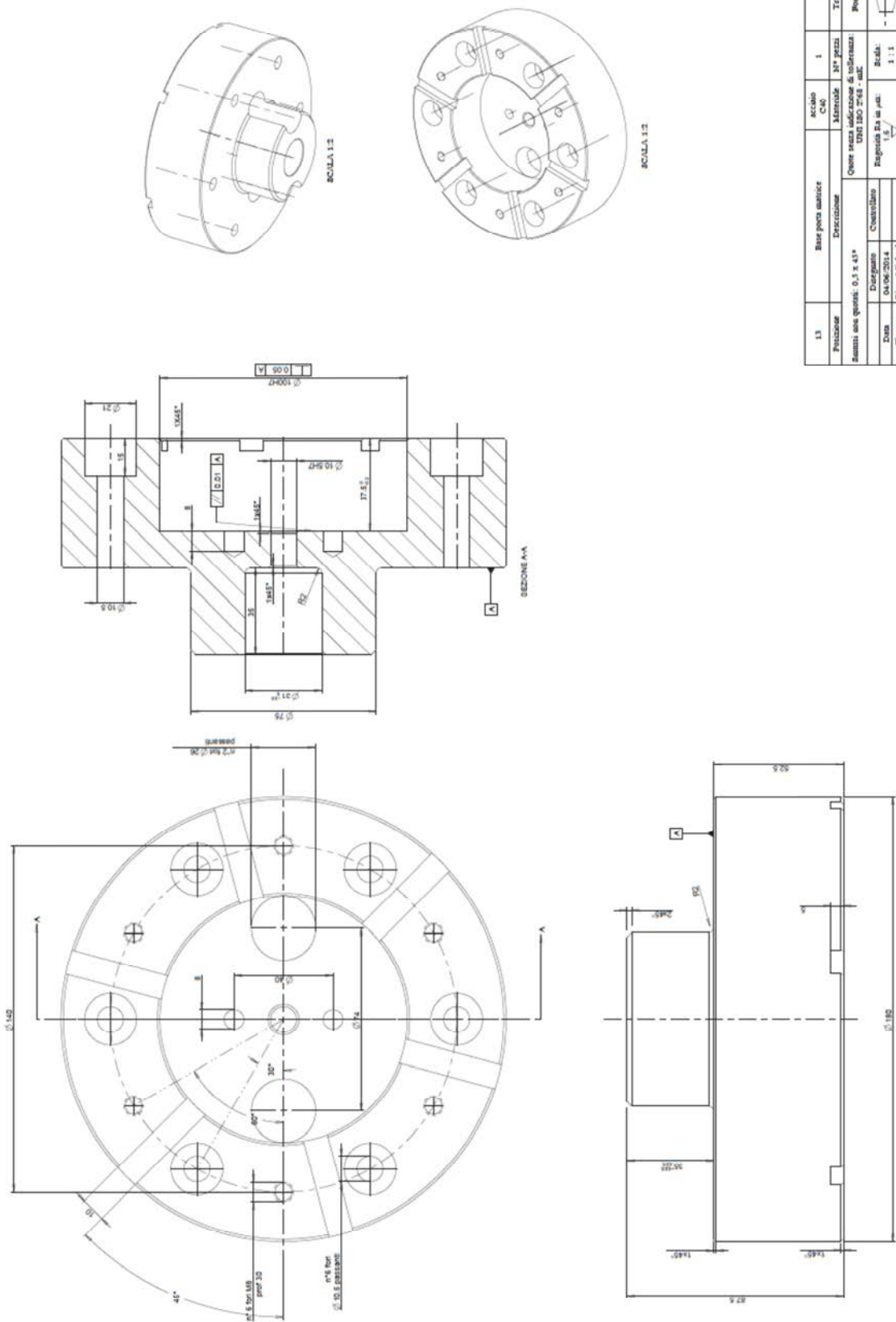
A2.1)



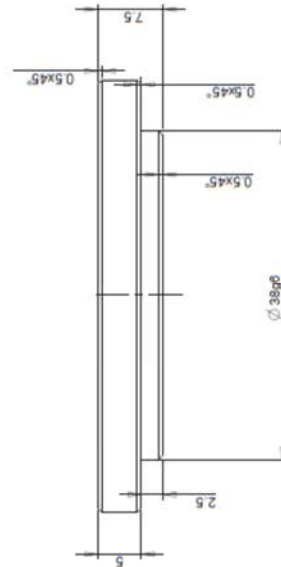
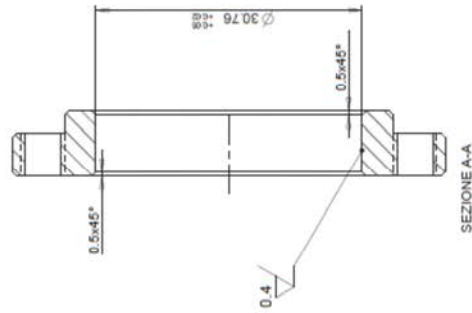
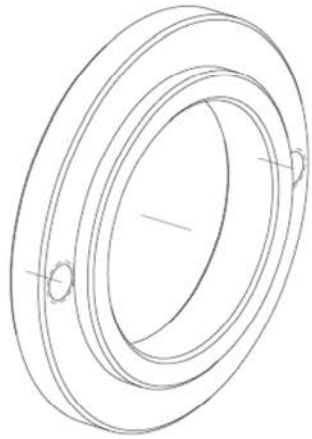
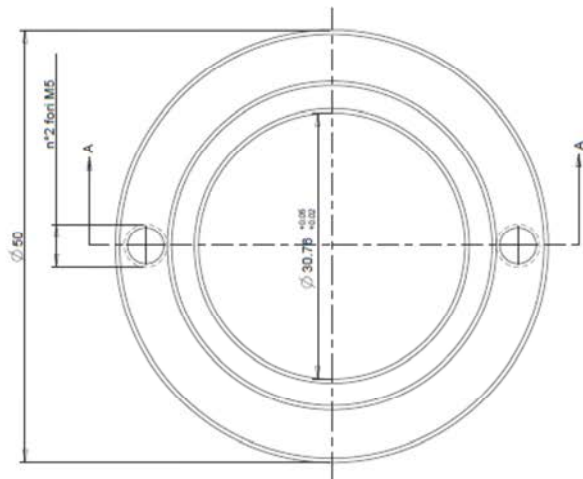
11	Metriche	Materiali	1	Temperatura 54 - 96 BREC
Posizione	Descrizione	Materiali	37° pezzi	Trattamenti e aze
Sintesi delle quote: 0,3 x 0,1				
Disegnato	Completato	Oltre senza indicazione di tolleranza		
Data	17/06/2014	UNI EN ISO 2768 - mK		
Nota	Elenco Materiali	Rapporto tra m. p. m.:		
		0,8		
		Scala:		
		1 : 1		
Dipartimento di Ingegneria Industriale		Titolo disegno: M4.17A208		
Università di Padova		Codice disegno: 101		



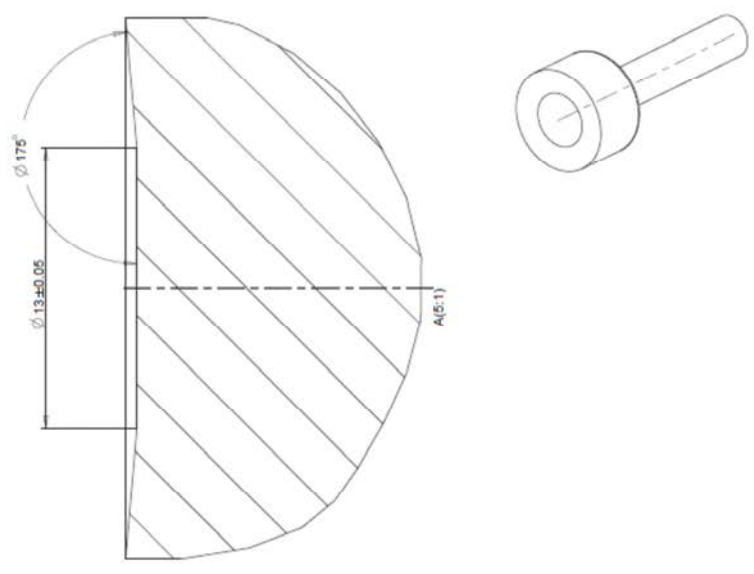
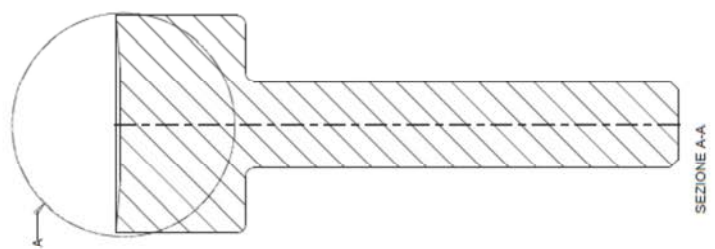
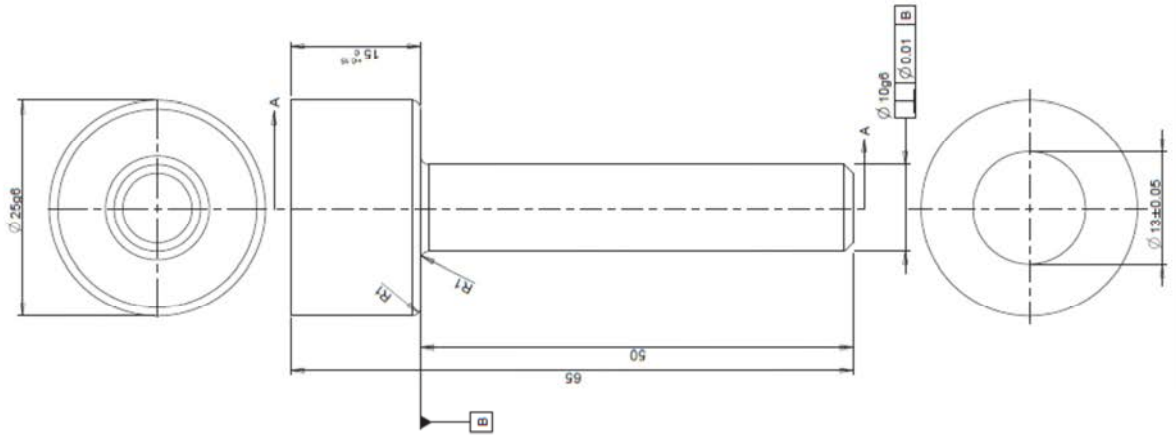
12	Flangia per chiusura matrice	acciaio C40	1	bonificato
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Smussi non quotati: 0,5 x 45°				
Disegnato	Controlato	Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		
Data 16/06/2014		Rugosità Ra in µm:	Scala:	
Firma Elson Michael		1,6	1 : 2	
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova				
Titolo disegno: FLANGIA PER CHIUSURA MATRICE Codice disegno: 1012				



13	Base porta antrace	scopo	1	bonificato
Prodotto	Descrizione	CAO	17° pezzo	Trattamenti e note
Anno: 0,5 x 0,5 Data: 04.06.2014 Disegnato: [nome] Verificato: [nome]		Cune senza infiorescenza di riferimento: UNI ISO 2768 - mK Ingegneria 3D in pdf: 1:1		
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova		Titolo disegno: BASE PORTA ANTRACHE Codice disegno: 101		

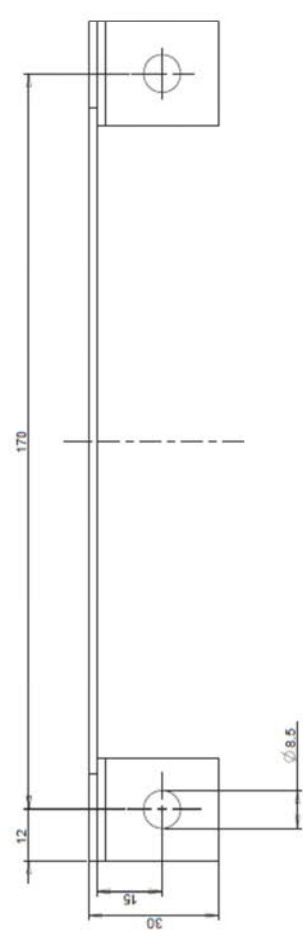
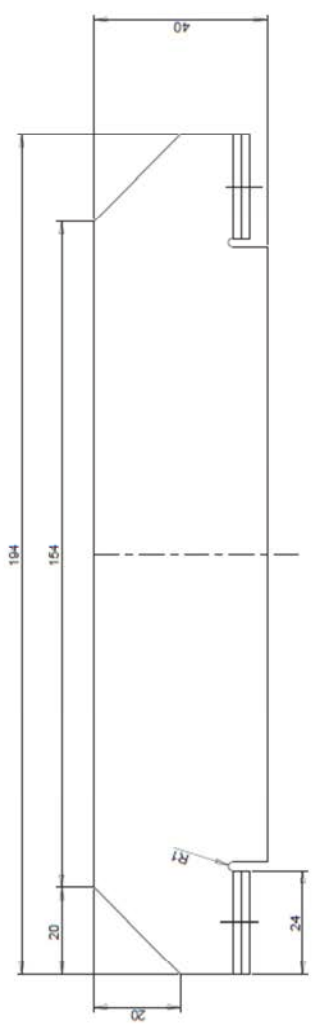
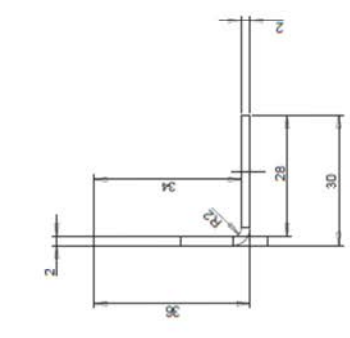


14	Anello di centraggio	acciaio C40	1	bonificato
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Smussi non quotati: $0.5 \times 45^\circ$				
Disegnato	Controlato	Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		
Data		Rugosità Ra in μm :	Scala:	
Firma		1.6	2 : 1	
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova				
Titolo disegno: ANELLO DI CENTRAGGIO Codice disegno: 1014				



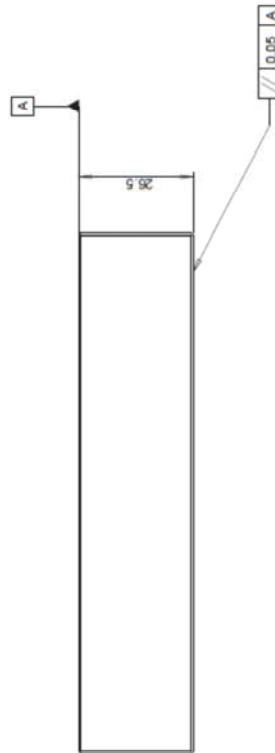
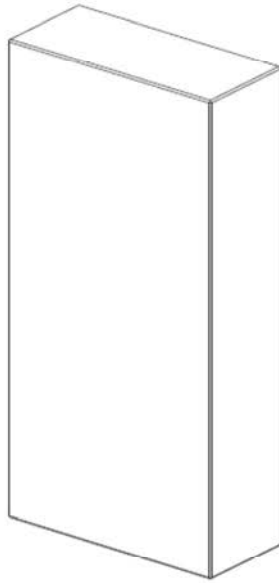
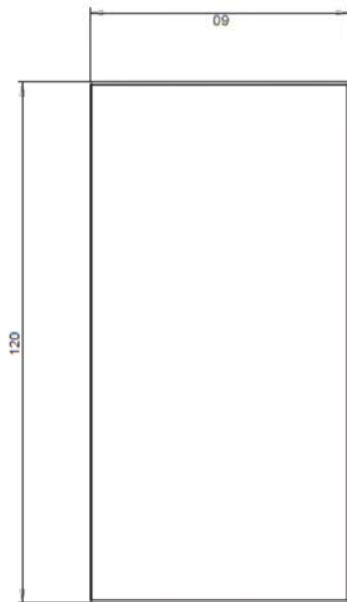
SCALA 1:1

15	Estrattore	ASIS ME (UNI EN 6-5-2)	1	tempra 60 + 62 HRC
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Smussi con quote:				
Disegnato	Controllato	Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		
Data 04/06/2014		Rugosità Ra in μm : 0.8	Scala: 2 : 1	
Firma Eison Michael				
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova		Titolo disegno: ESTRATTORE		
		Codice disegno: I015		

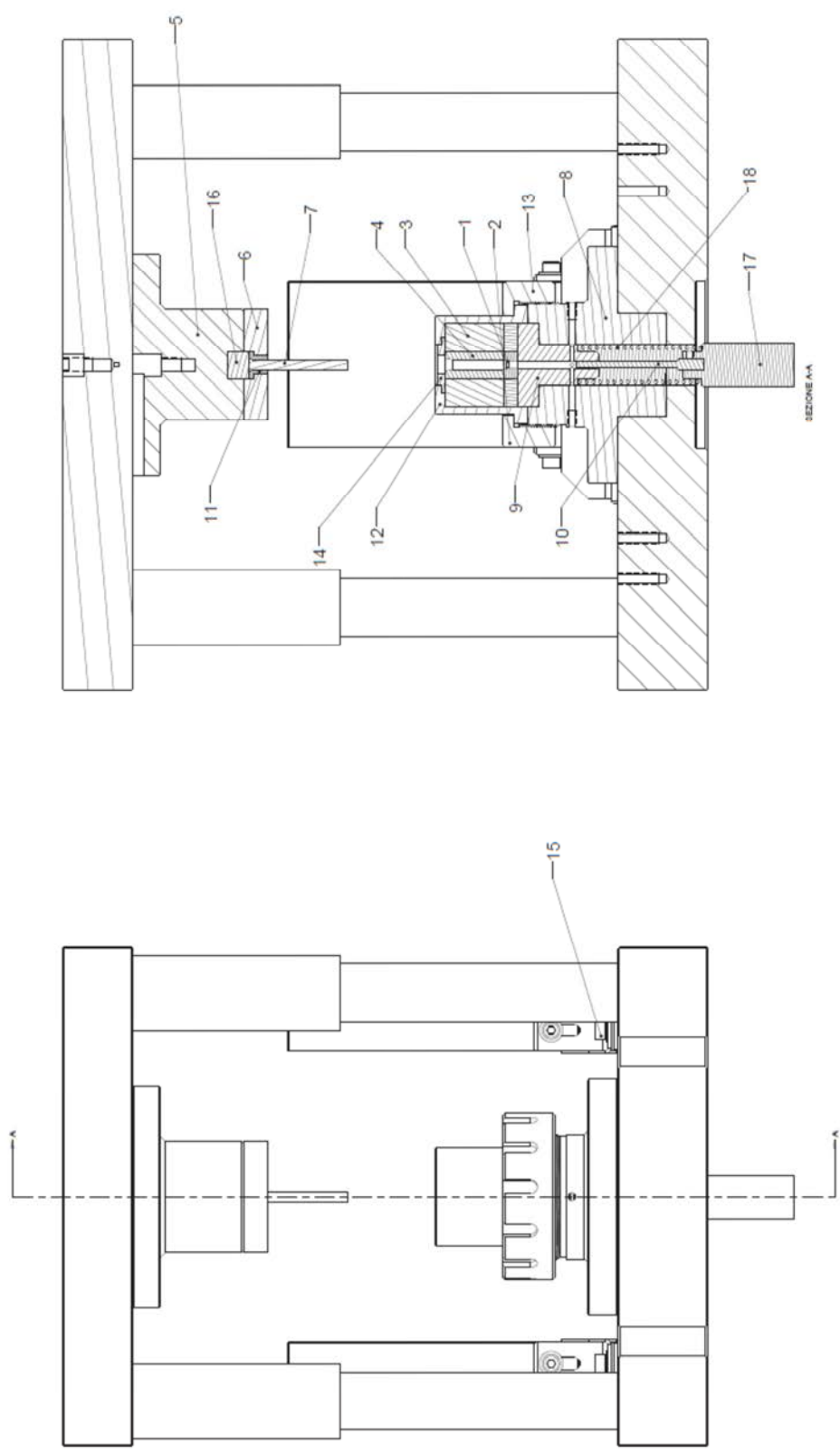


SCALA 1:2

16	Lamierini per finescorsa	Fe360	4	
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Smussi non quotati:				
Disegnato	Controllo	Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		
Data 18/06/2014		Rugosità Ra in µm: 1,8	Scala: 1 : 1	Formato foglio: A3
Firma Eason Michael		Titolo disegno: LAMIERINI PER FINECORSO		
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova				
Codice disegno: 1016				

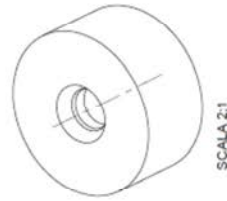
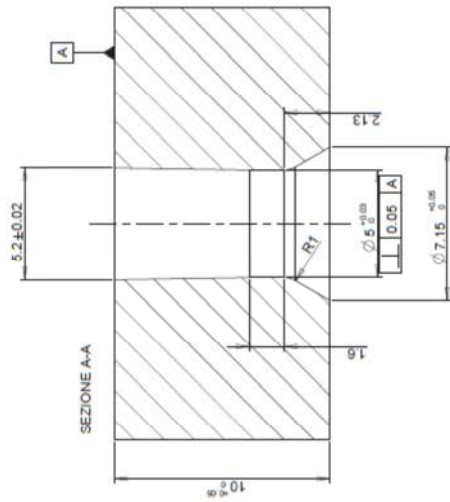
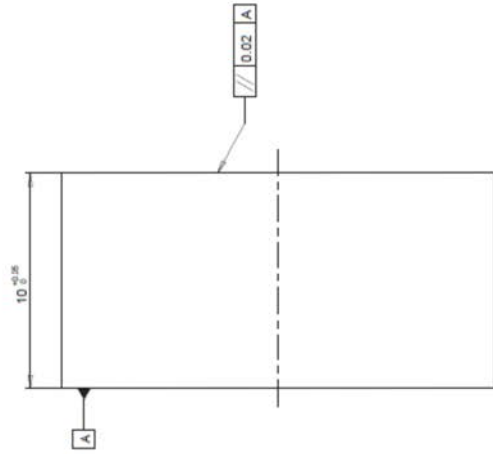
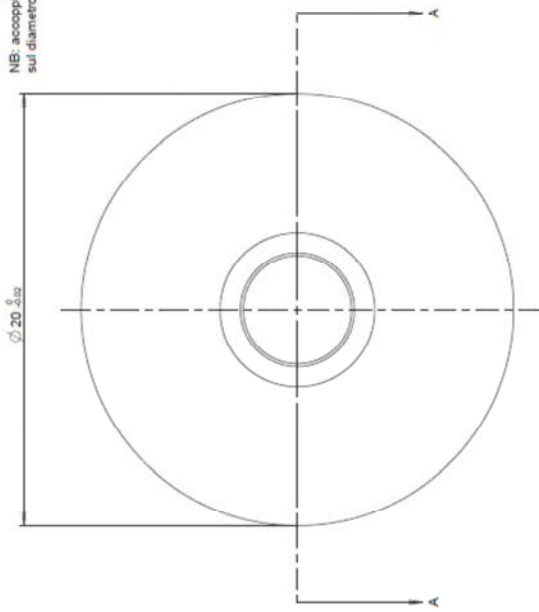


17	Spessore per fincorsa "26.5mm"	Fe360	2	Trattamenti e note
Posizione		Materiale		Formato foglio: A3
Descrizione		N° pezzi		
Smussi con quotati: 0.5x45°		Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		
Disegnato	19/06/2014	Rugosità Ra in µm:	Scala:	
Firma	Eison Michael	1.6	1 : 1	
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova		Titolo disegno: SPESORE PER FINCORSA "26.5mm" Codice disegno: 1017		



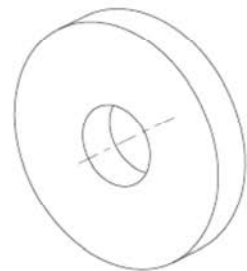
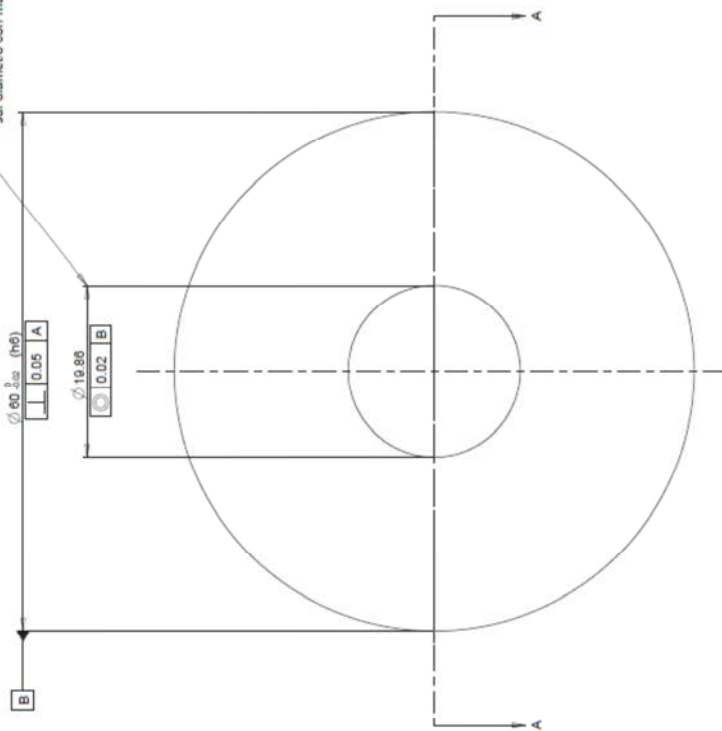
Proiezione	Materiali	N° pezzi	Trattamenti e note
Formato una quota:	Questa scala adotta le tolleranze:		Formato foglio: A2
	UNI ISO 2768 - mK		
Disegnato	Convalidato	Ingegnere RA su pdf:	Scala:
12/07/2015			1 : 2
Revisi			
Roba Michel	Titolò disegno: AAZMARI		
Dipartimento di Ingegneria Industriale			
Università di Padova			
			Colore disegno: 2000

NB: accoppiamento con interferenza 7‰
sul diametro con stress-ring per matrice



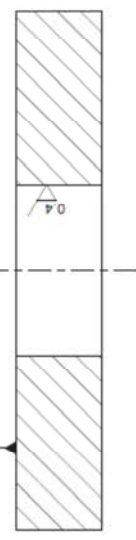
1	Matrice	Metallo duro G4	N° pezzi	da forare su stress-ring per matrice
Posizione	Descrizione	Trattamenti e note		
Smussi non quotati:				
Disegnato	Controllo	Formato foglio: A3		
Data		UNI ISO 2768 - mK		
Firma		Rugosità Ra in μm:	Scala:	
Eison Michael		0,4	5 : 1	
Dipartimento di Ingegneria Industriale		Titolo disegno: MATRICE		
Università di Padova		Codice disegno: D001		

NB: accoppiamento con interferenza 7%
sul diametro con matrice

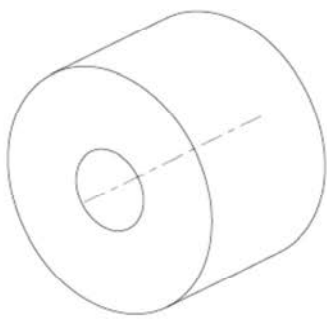
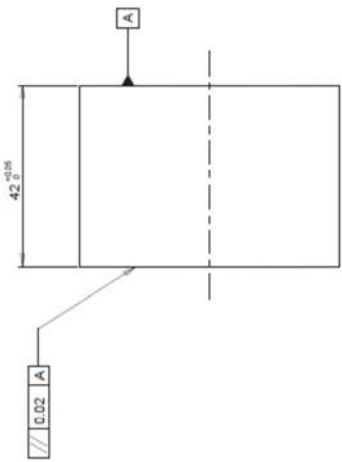
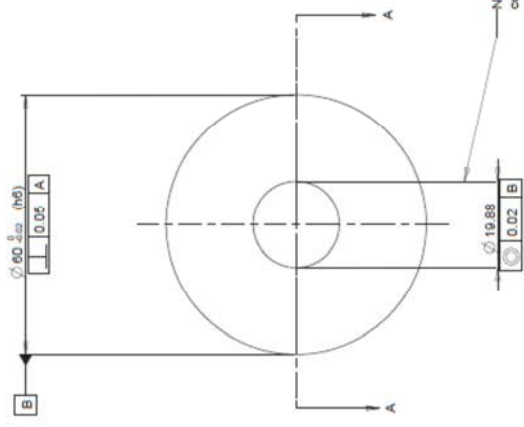


SCALA 1:1

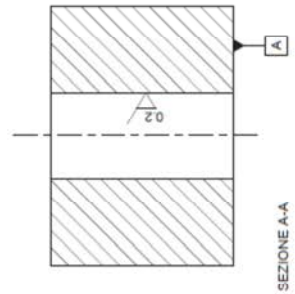
SEZIONE A-A



2	Stress-ring per matrice	1.2343 (ALSI H11)	1	Tempra 54 + 56 HRC
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK				
Disegnato	Controlato	Rugosità Ra in µm:	Scala:	
Data 05/10/2014	Firma Eison Michael	0.8 (0.4)	2:1	
Titolo disegno: STRESS-RING PER MATRICE				
Codice disegno: D002				
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova				

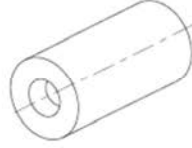
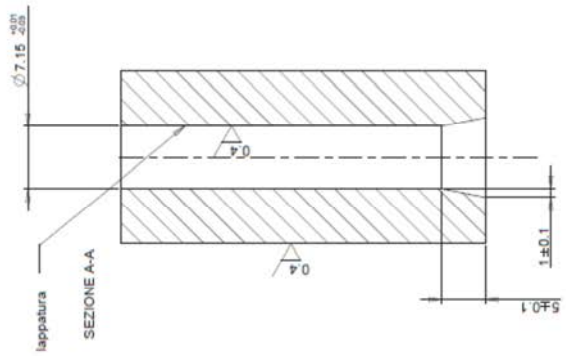
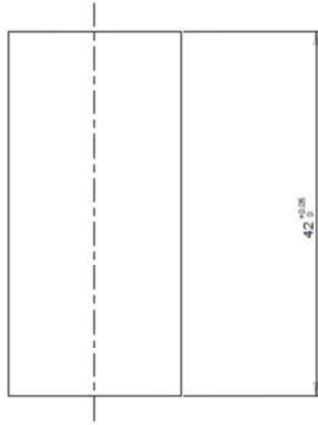
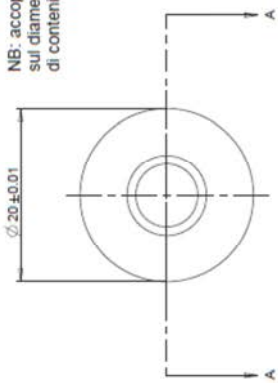


NB: accoppiamento con interferenza 6%
con anello di contenimento bilietta



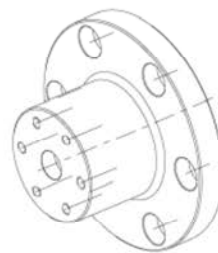
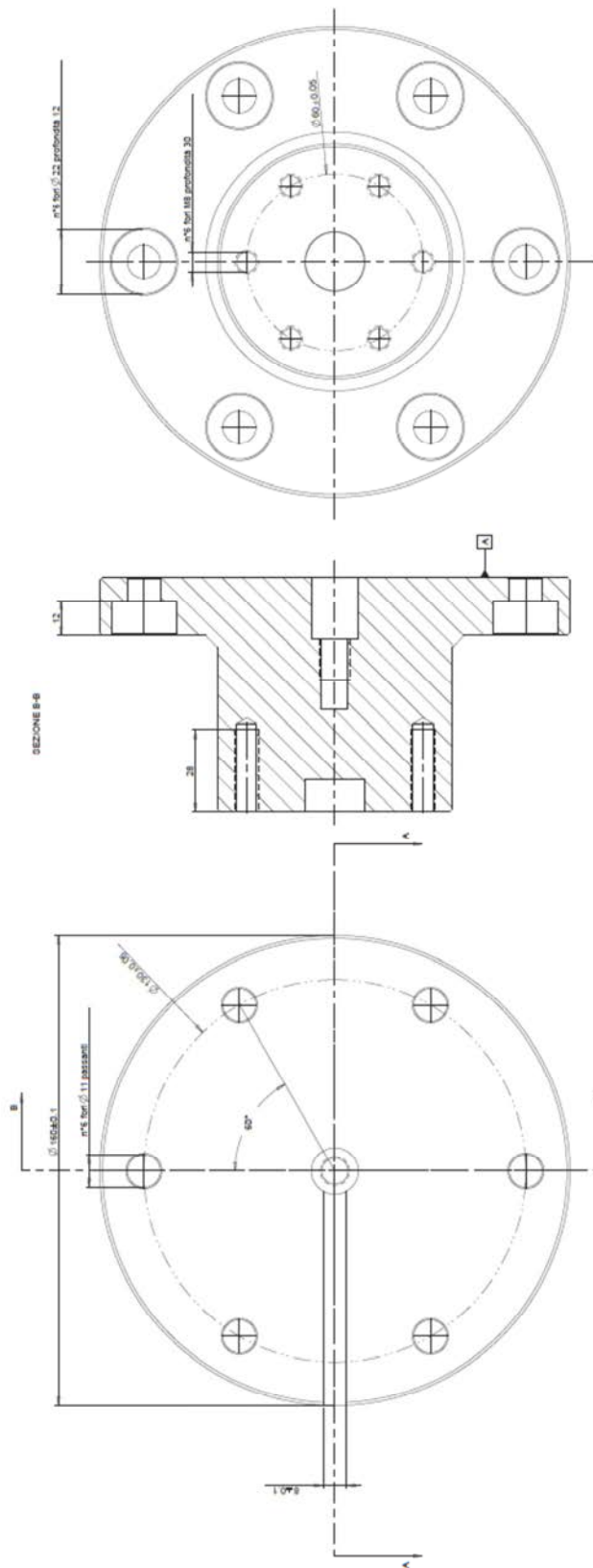
3	Stress-ring per anello di contenimento	1.2343 (AISI H11)	1	Tempra 54 ± 56 HRC
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Smussi non quotati:				
Disegnato	Controllato	Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		
Data		Rugosità Ra in µm:	Formato foglio: A3	
Firma		0.8 (0.2)	Scala: 1 : 1	
Dipartimento di Ingegneria Industriale				
Università di Padova				
Titolo disegno: STRESS-RING PER ANELLO DI CONTENIMENTO				
Codice disegno: D003				

NB: accoppiamento con interferenza 6%
 sul diametro con stress-ring per anello
 di contenimento

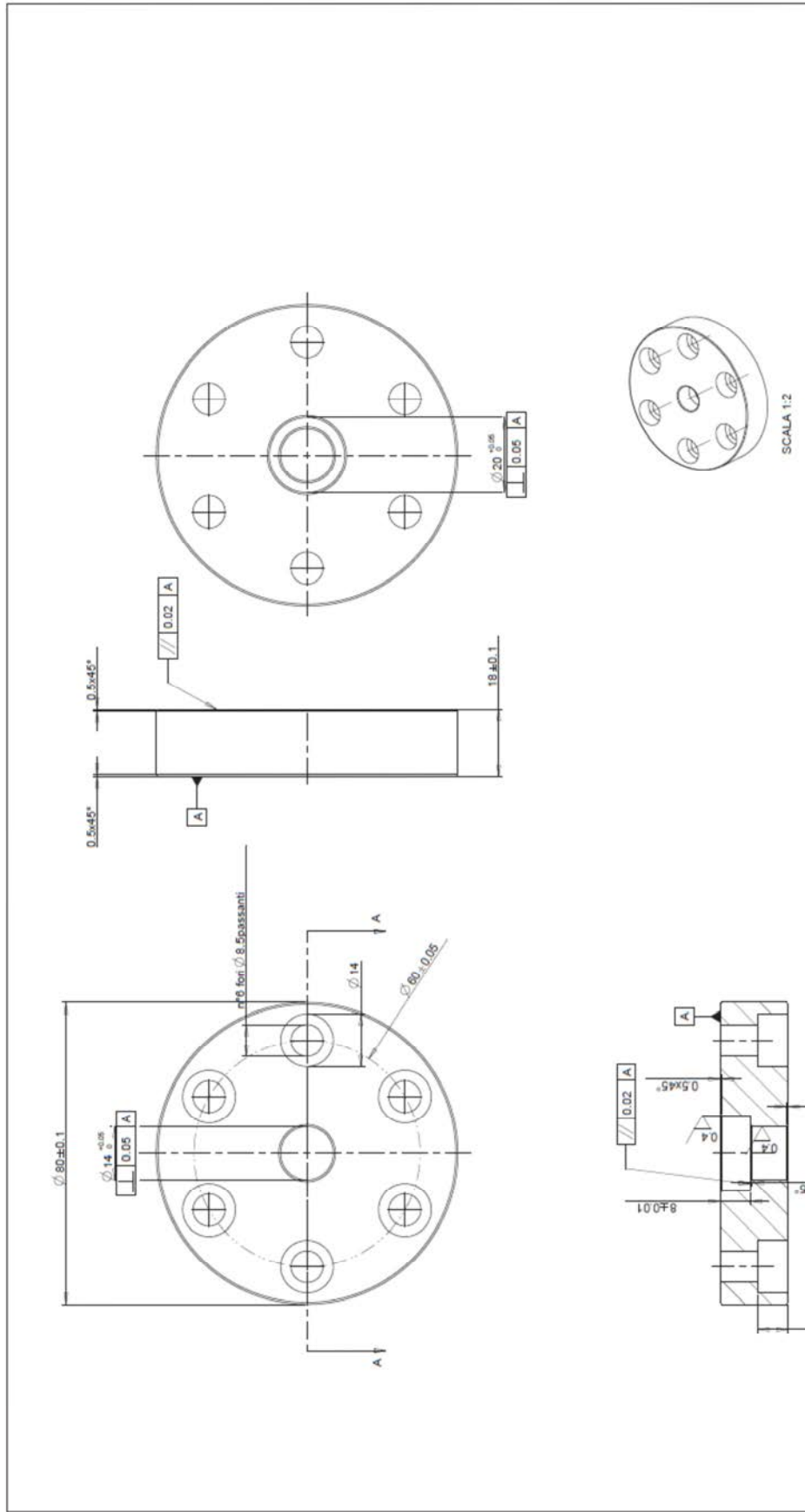


SCALA 1:1

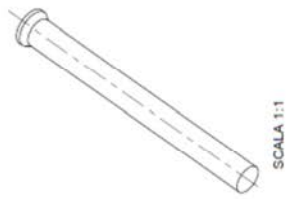
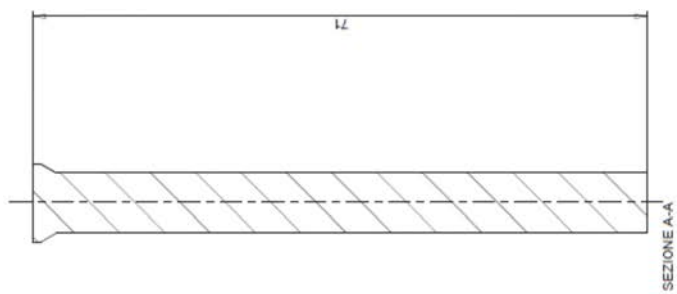
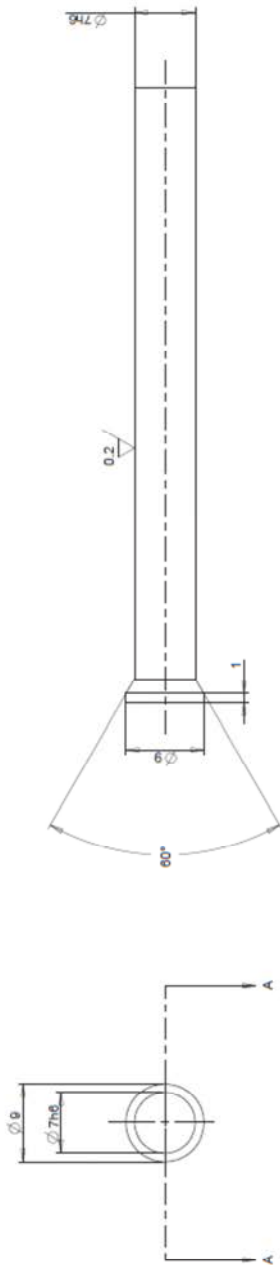
4	Aceiro di contenimento biletta	1.3343 (AISI M2)	1	Tempra 56 + 58 HRC
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Treatments e note
Senza i quoti:				
Disegnato	Controllato	Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		
Data 03/10/2014		Rugosità Ra in μm : 0.8 (0.4)	Scala: 2 : 1	Formato foglio: A3
Firma Bison Michael		-		
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova				
Titolo disegno: ANELLO DI CONTENIMENTO BILETTA Codice disegno: D004				



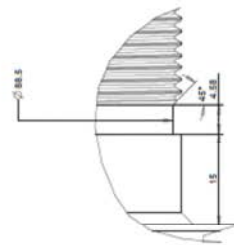
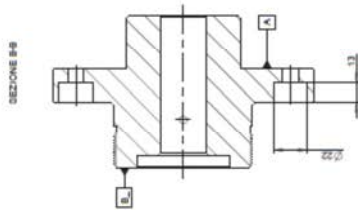
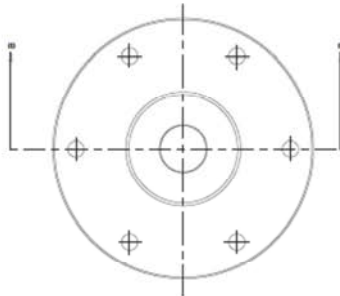
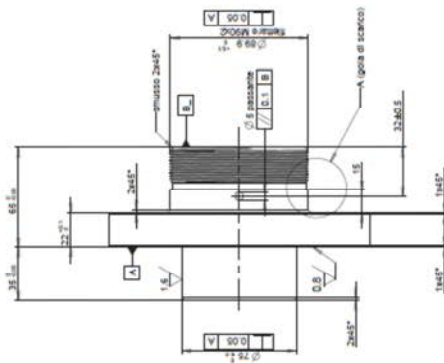
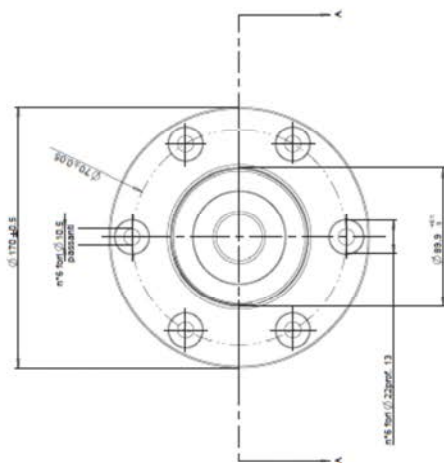
5	Cilindro per cella di carico	18NCH4005	1	Michelinia
Prodotto	Descrizione	Mat. base	M ^o pezzi	Trattamenti e note
Zanussi una quota: 0,3 x 41*				
Disegnato	Controllo	Oltre senza indicazione di tolleranza:		
Data	03/10/2014	Disegno	2x	1:1
Moda	Bisio Michiel	1/8	0,4	1:1
Titolazione: cilindro per cella di carico				
Dipartimento di Ingegneria Industriale				
Università di Padova				
Codice disegno: 0005				



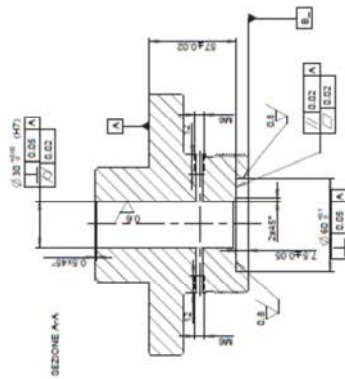
6	Supporto punzone	acciaio C40 bon.	1	Nichelatura
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK				
Disegnato 03/10/2014 Firma Eison Michael		Rugosità Ra in μm : 1.6 (0.4)		Formato foglio: A3
Scala: 1 : 1				
Titolo disegno: SUPPORTO PUNZONE				
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova				
Codice disegno: D006				



7	Punzone	Metallo duro	N° pezzi	5	Trattamenti e note
Posizione	Descrizione	Materiale			Formato foggio: A3
Simassi non quotati:		Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK			
Disegnato	Controllato	Rugosità Ra in μm :	Scala:		
Data			2 : 1		
Firma	Eison Michael	Titolo disegno: PUNZONE N 270 - forma D			
Dipartimento di Ingegneria Industriale		Codice disegno: D007			
Università di Padova					

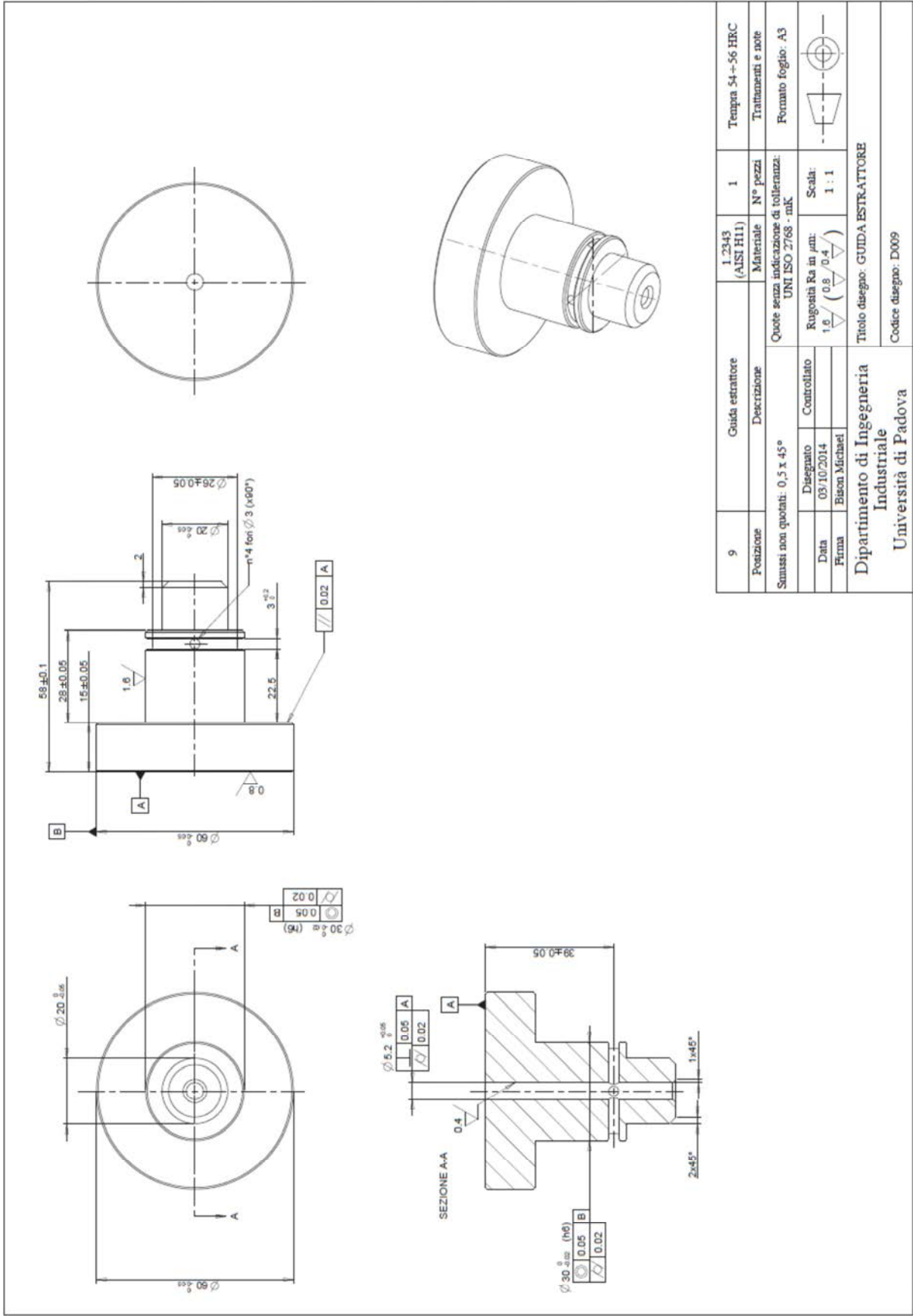


A2-1) (gola di scacco)

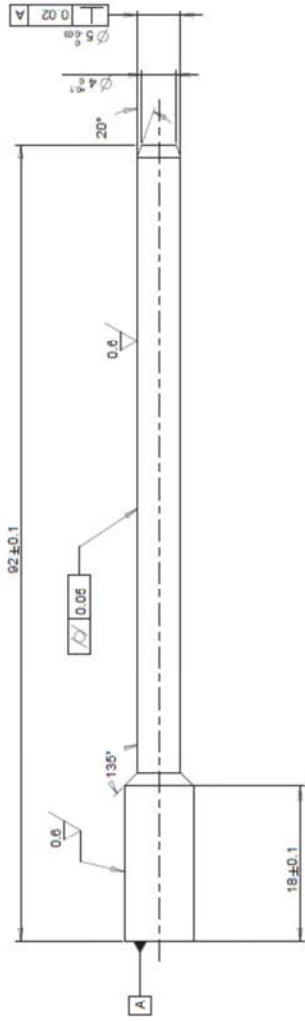


SCALA 1:2

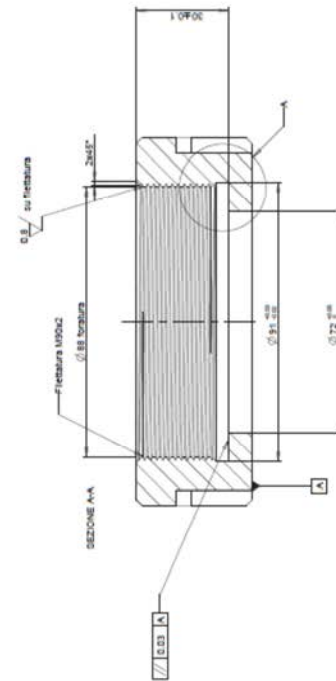
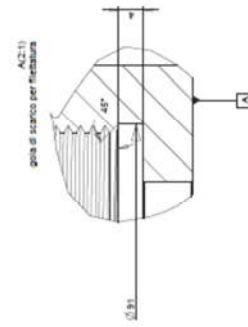
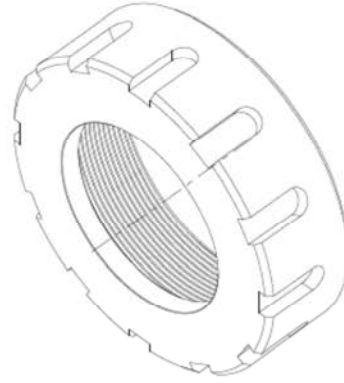
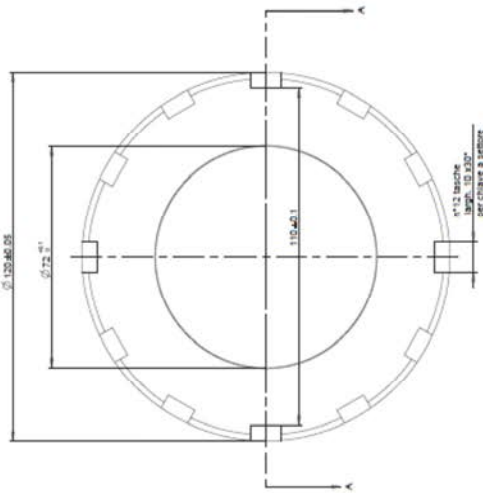
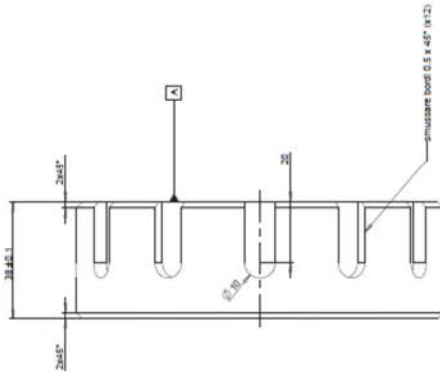
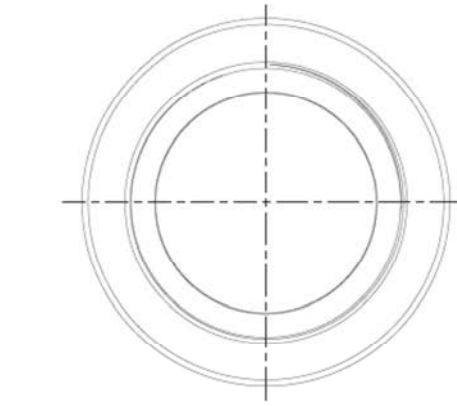
B	Flange	18NCD1605	1
Posizione	Dir. costruzione	Materiali	37° pezzi
Rimandi alla quota: 0,5 e 4,5		Questo pezzo soddisfa le tolleranze:	Trattamenti e note
Disegnato	Convalidato	UNI ISO 2768 - mK	Fornitura foglio: A2
Data		Ingresso Ra in µm:	Scabi:
03/10/2014		1,5 (0,8)	1:2
Firma	Stava Michael	Titolo disegno: B.A.B.	Colori disegno: D008
Dipartimento di Ingegneria Industriale			
Università di Padova			



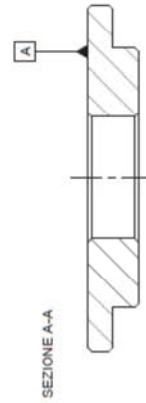
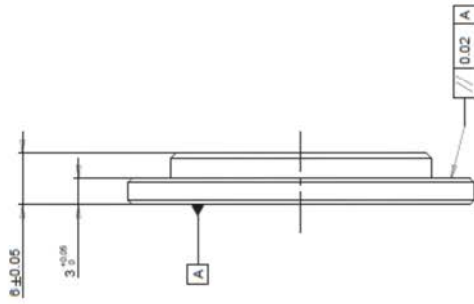
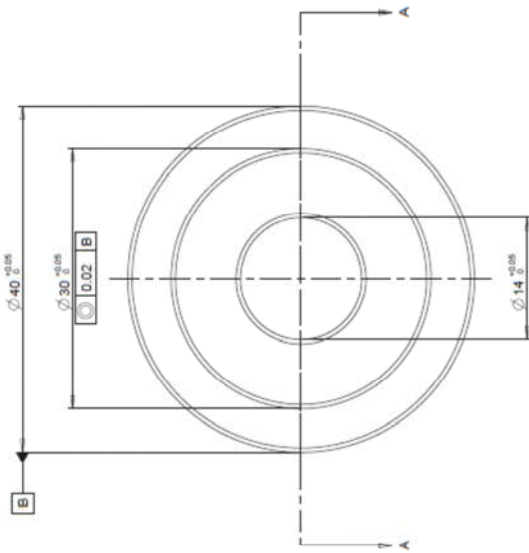
9	Guida estrattore	1.2343 (AISI H11)	1	Tempra 54-56 HRC
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Smussi non quotati: 0.5 x 45°				
Disegnato	Controllo	Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		
Data		Rugosità Ra in μm :	Scala:	Formato foglio: A3
Firma		1.6 / (0.8 / 0.4)	1 : 1	
Titolo disegno: GUIDA ESTRATTORE				
Dipartimento di Ingegneria Industriale				
Università di Padova				
Codice disegno: D009				



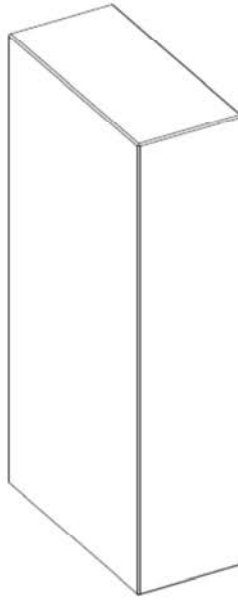
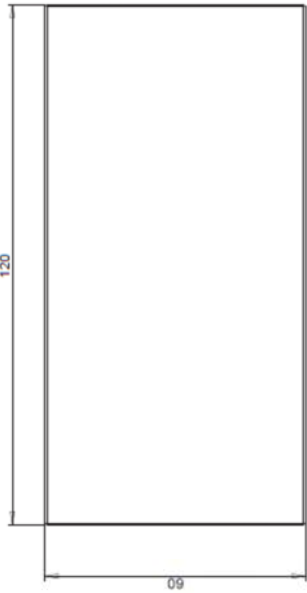
10	Estrattore	1.3343 (AISI M2)	2	Tempra 54 + 56 HRC
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Treatments e note
Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK				
Smussi non quotati: Rugosità Ra in µm: 0.6		Scala: 2 : 1		
Data	Disegnato	Controllato		
Firma	03/10/2014			
		Bison Michael		
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova				
				Titolo disegno: ESTRAITTORE Codice disegno: D010



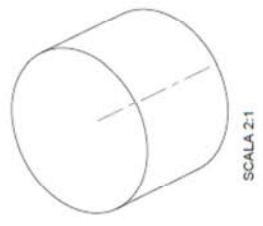
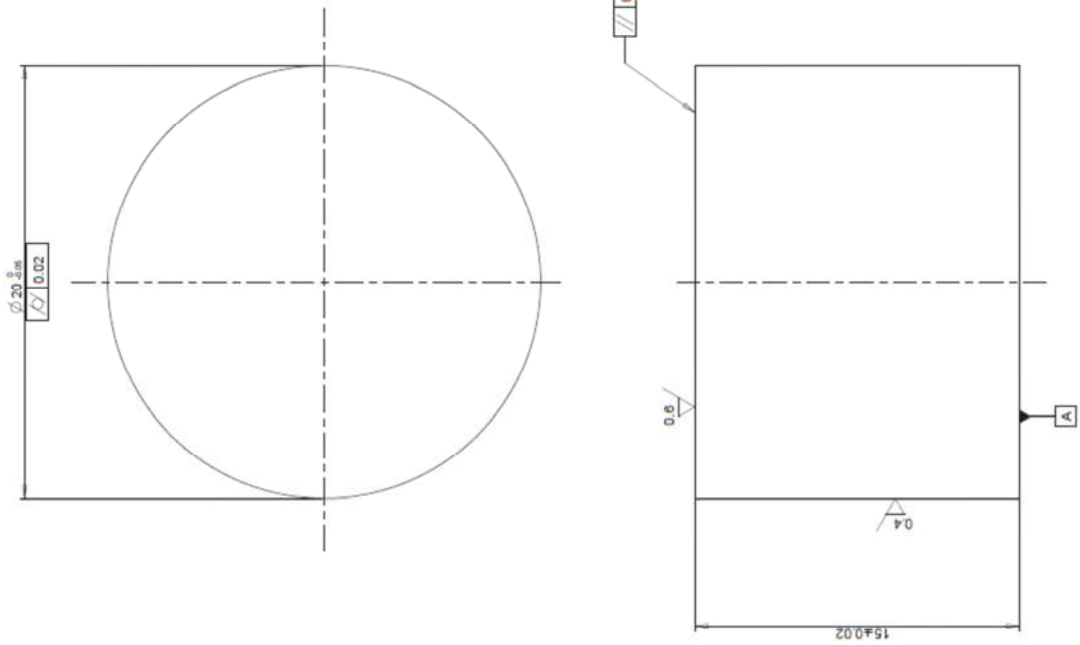
13	Chiave	1.311 40C/40A/31	1	Temperatura 20 ± 12 M/C Materiale
Prodotto	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Sommario note generali: 0.5 x 45° Queste senza indicazione di informazioni				
Disegnato	Controllato	Ingegnere P.A. su: $\varnothing 1.5$ / $\varnothing 0.8$ / $\varnothing 0.5$	Scala:	Prodotto foglio: A2
Data		03/10/2014	1:1	
Nome		Bruno Michielon		
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova Codice disegno: 000001.100002 Codice disegno: 0013				



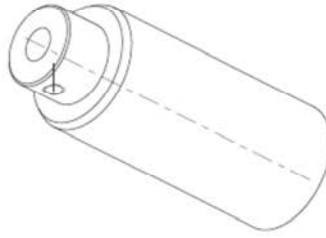
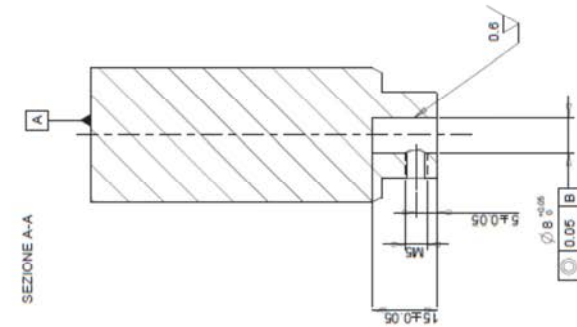
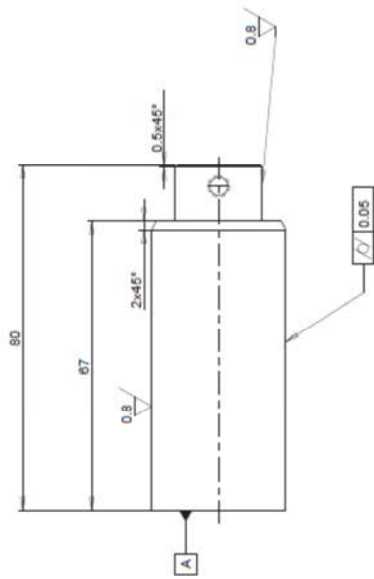
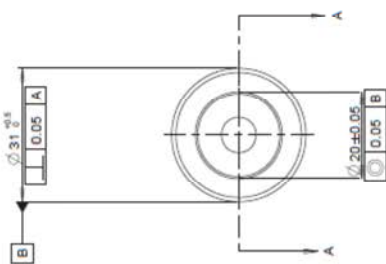
14	Anello per chiusura matrice	acciaio C40 bon.	1	Nichelatura
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Smussi non quotati: 0,5 x 45°				
Disegnato	Controlato	Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		
Data 03/10/2014		Rugosità Ra in μm :	Scala:	
Firma Eison Michael		0,8	2 : 1	
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova				
Titolo disegno: ANELLO PER CHIUSURA MATRICE				
Codice disegno: D014				



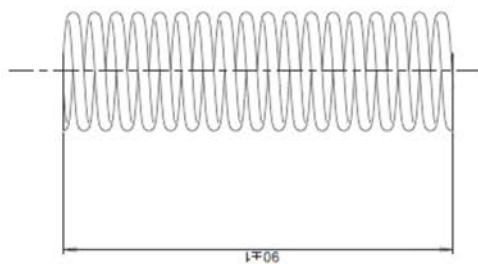
15	Spessori per finecorsa		acciaio C40 bon.	2	
Posizione	Descrizione		Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
	Smussi non quotati: 1 x 45°		Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		Formato foglio: A3
Disegnato	Controllato		Rugosità Ra in µm:	Scala:	
Data	03/10/2014		3,2	1 : 1	
Firma	Eison Michael		Titolo disegno: SPessori PER FINECORSA		
Dipartimento di Ingegneria Industriale			Codice disegno: D015		
Università di Padova					



16	Cilindro base punzone	Metallo duro	5	
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Smussi non quotati:				
Disegnato	Controllo	Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		
Data: 05/10/2014		Rugosità Ra in μm :	Scala:	Formato foglio: A3
Firma: Eison Michael		0.6	5 : 1	
Dipartimento di Ingegneria Industriale				
Università di Padova				
Titolo disegno: CILINDRO BASE FUNZIONE (PRESSURE PAD)				
Codice disegno: D016				



17	Supporto estrattore	1.2343 (H11)	1	Tempra 54 + 56 HRC
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Smussi non quotati:				
Disegnato	Controllato	Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		
Data		Rugosità Ra in μm :	Scala:	Formato foglio: A3
Firma	Bison Michael	1.6	1 : 1	
Titolo disegno: SUPPORTO ESTRATTORE				
Dipartimento di Ingegneria Industriale				
Università di Padova				
Codice disegno: D017				

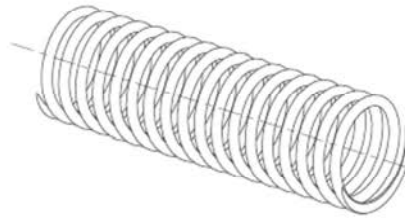


tagliare



diámetro spira 2,5 mm
 diámetro medio 25 mm
 longitude libre 116 mm
 longitude sotto carico 34,8 mm

CODICE: D13110



18	Molla	Acciaio SA 1070-1 31	2	
Posizione	Descrizione	Materiale	N° pezzi	Trattamenti e note
Smussi non quotati:		Quote senza indicazione di tolleranza: UNI ISO 2768 - mK		
Data	Disegnato	Rugosità Ra in μm :	Scala:	
Firma	Controlato		1 : 1	
Dipartimento di Ingegneria Industriale Università di Padova		Titolo disegno: MOLLA D13110		
		Codice disegno: D018		

BIBLIOGRAFIA

- [1] Schuler GmbH - *Metal Forming Handbook* - Springer
- [2] Taylan Altan, Gracious Ngaile, Gangshu Shen - *Cold and Hot Forging: Fundamentals and Applications* - ASM International, 2005
- [3] *International Cold Forging Group 1967-1992, Objectives History Published Documents*, 1992
- [4] Serope Kalpakjian, Steven R. Schmid - *Manufacturing Processes for Engineering Materials* - Pearson Prentice Hall (fifth edition), 2007
- [5] Andrea Ghiotti, Stefania Bruschi - Progetto e prototipazione del processo produttivo (slides) - Materiale didattico:
<http://www.im.dii.unipd.it/> e <https://elearning.unipd.it/dii/>
- [6] Fritz Klocke - *Manufacturing Processes 4 - Forming* – Springer
- [7] Ing. Mario Rossi - *Stampaggio a freddo delle lamiere* - Hoepli, 1958
- [8] Henry S. Valberg - *Applied Metal Forming: Including FEM Analysis* - Cambridge, 2010
- [9] Ezio Iurzolla - *Il calcolo dei recipienti a pressione* - Cortina (Padova), 1981
- [10] M. Bauser, G. Sauer, and K. Siegert - *Extrusion, Second Edition* - ASM International, 2006
- [11] Pradip K. Saha - *Aluminum Extrusion Technology* - ASM International, 2000

