



UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI PADOVA

FACOLTÀ DI INGEGNERIA

CORSO DI LAUREA IN INGEGNERIA GESTIONALE

DIPARTIMENTO DI TECNICA E GESTIONE DEI SISTEMI INDUSTRIALI

TESI DI LAUREA

**SIMULAZIONE NUMERICA DEL PROCESSO
DI MICROESTRUSIONE IDROSTATICA DI UN ACCIAIO
A BASSO TENORE DI CARBONIO**

Relatore: Ch.mo Prof. Guido Berti
Correlatore: Dr. Ing. Manuel Monti

Laureanda: Anna Dal Lago

Anno accademico: 2010/2011

INDICE

INTRODUZIONE.....	5
--------------------------	----------

CAPITOLO 1 - Effetto della miniaturizzazione sul comportamento del materiale in processi di micro formatura

1.1 La micro formatura.....	7
1.2 Il comportamento del materiale.....	10
1.3 Tribologia.....	13
1.3.1 L'attrito.....	13
1.3.2 Double cup extrusion.....	15
1.3.3 Open and closed lubricant pockets.....	19
1.3.3.1 Riscaldamento dovuto all'attrito.....	21
1.3.3.2 Metodo Upper bound.....	21
1.3.4 Lubrificazione.....	24
1.3.5 Modello meccanico reologico.....	25
1.4 Estrusione.....	28
1.4.1 Generalità.....	28
1.4.2 Difettosità.....	34
1.4.3 Estrusione idrostatica.....	35
1.4.3.1 Estrusione idrostatica semplice dei materiali fragili....	36

CAPITOLO 2 – Risultati sperimentali

2.1 Microestrusione idrostatica.....	41
2.2 Prova di micro-estrusione idrostatica.....	44
2.2.1 Apparato strumentale.....	44
2.2.1.1 I lubrificanti.....	46
2.2.2 Risultati della prova.....	48
2.3 Prova di trazione.....	55
2.3.1 Apparecchiatura.....	55
2.3.2 Risultati della prova.....	56

CAPITOLO 3 - Messa a punto del modello FEM per la simulazione numerica del processo di estrusione idrostatica

3.1 Metodo degli elementi finiti.....	57
3.2 Messa a punto del modello.....	59
3.2.1 Primo modello.....	59
3.2.2 Secondo modello.....	61
3.2.3 Terzo modello.....	62
3.2.4.Perfezionamento del modello: fase finale.....	64
3.2.4.1.Ulteriori considerazioni in fase di perfezionamento del modello.....	64
3.3 Modello definitivo.....	68
3.3.1.Parametri tecnici del modello con Simufact GP 9.0.....	68

CAPITOLO 4 - Risultati delle simulazioni e determinazione del coefficiente d'attrito

4.1 Il coefficiente d'attrito.....	79
4.2 Analisi dei risultati.....	80
CONCLUSIONI.....	83
BIBLIOGRAFIA.....	85

INTRODUZIONE

Lo scopo del presente lavoro di tesi è lo sviluppo di un modello FEM del processo di microestrusione idrostatica a freddo attraverso un software di simulazione, nel tentativo di riprodurre le prove di microestrusione idrostatica su fili di acciaio a basso tenore di carbonio condotte sperimentalmente in laboratorio.

Il modello concepito sarà poi utilizzato per la determinazione del coefficiente d'attrito relativo alle sperimentazioni di laboratorio sulla particolare lavorazione meccanica di microestrusione idrostatica.

Il lavoro si inserisce all'interno di un progetto di ricerca del Dipartimento di Tecnica e Gestione degli impianti industriali (DTG), il cui obiettivo è lo sviluppo di modelli reologici e tribologici affidabili da utilizzare in micro formatura.

La produzione di componenti di dimensioni ridotte sta assumendo sempre più importanza data la diffusione maggiore di prodotti industriali derivanti da microtecnologia quali ad esempio telefoni cellulari o apparecchiature mediche.

Si è assistito ad un crescente interesse alle tecniche di micro formatura massiva dei metalli poiché si tratta di processi caratterizzati da elevati tassi di produttività, minimi sprechi, tolleranze ristrette ed eccellenti proprietà meccaniche del prodotto finale.

Studi presenti in letteratura hanno dimostrato come il comportamento del materiale non sia lo stesso variando le dimensioni del prodotto finale, ma sia influenzato dalle lunghezze che intervengono nel processo di down-scaling. Le variabili su cui indagare saranno la tribologia, il tipo e il coefficiente d'attrito, la lubrificazione, il modello reologico, tipiche del componente sperimentale e della microstruttura utilizzata per definire il processo.

CAPITOLO 1

Effetto della miniaturizzazione sul comportamento del materiale in processi di micro formatura

1.1 La micro formatura

Con il termine micro formatura si intende la produzione di parti o strutture con almeno due dimensioni significative, caratterizzate da lunghezza inferiore al millimetro.

L'interesse per le microlavorazioni, in particolare la micro formatura, ha visto nell'ultimo decennio un notevole sviluppo, [1]. La realizzazione di sistemi di dimensioni estremamente ridotte consente non soltanto grandi vantaggi d'ingombro, ma in alcuni casi il raggiungimento di prestazioni altrimenti impossibili da ottenere. Tali sistemi trovano impiego in molteplici settori, dalla micromeccanica, all'elettronica, alla biomedica. Negli anni novanta iniziò l'interesse per la produzione di tali micro componenti, che venivano realizzati soprattutto per tornitura o fresatura e non per micro formatura in quanto la conoscenza sulle tecnologie di formatura non può essere trasferita al mondo del micro.

Si è notato che la semplice riduzione nelle dimensioni dei pezzi da lavorare non porta ad un ridimensionamento corretto in quanto le interazioni tra materiale, lubrificanti e strumenti di deformazione massiva sono complesse e differiscono dalla macro estrusione, perciò i modelli nel mondo macro non possono essere direttamente trasferiti al mondo micro e devono essere modificati ed ottimizzati.

Un sistema di micro formatura può essere suddiviso in quattro campi di interesse:

- il materiale;
- gli strumenti;
- il processo;
- i macchinari e l'attrezzatura.

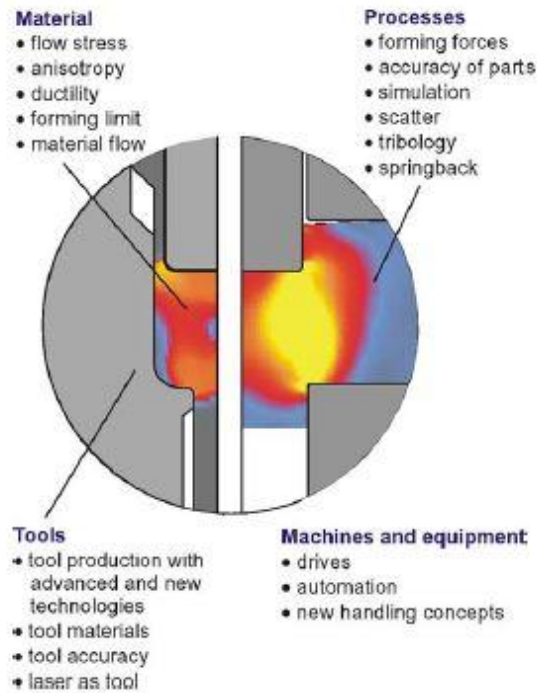


Fig. 1.1: Problemi del micro mondo.

Il comportamento del materiale non è lineare perché soggetto a *size effects* che si presentano durante il ridimensionamento. La tensione di flusso, la duttilità, il limite di formabilità e di conseguenza il flusso del materiale dipendono dal nuovo rapporto tra le dimensioni del campione e la sua microstruttura.

I problemi relativi agli strumenti si riferiscono alla difficoltà di realizzare utensili di dimensioni ridotte, ma precisi.

Particolarmente difficoltosa risulta essere la realizzazione delle complesse forme interne nelle matrici di estrusione con tolleranze ristrette ed una finitura superficiale soddisfacente.

Un lato interessante della miniaturizzazione degli utensili risulta essere la possibilità di realizzare gli stessi con materiali di qualità superiore, in quanto le limitate dimensioni permettono di mantenere sotto controllo i costi.

Il problema principale per i macchinari e gli strumenti sono la precisione unita all'elevata velocità. Le difficoltà sono amplificate dal fatto che la superficie dove afferrare il micro componente risulta estremamente piccola; inoltre il peso esiguo di queste parti mette in luce problemi di distacco tra pezzo e attrezzatura, causati dall'importanza che vengono ad assumere le forze di adesione.

Il processo dipende in buona percentuale dal materiale, e gli effetti sul materiale dipendono dal processo, anche se ci sono ulteriori fattori di disturbo quali le forze, gli elementi della tribologia, l'accuratezza dei pezzi ottenuti.

Molte studi hanno rivelato la natura e il meccanismo degli *size effects*: sono dovuti a due particolari fattori quali le tensioni sul materiale e l'attrito, come approfondito nel paragrafo 1.2.

1.2 Il comportamento del materiale

Nella formatura massiva, il comportamento del materiale cambia con il ridimensionamento delle grandezze, dovuto ai cosiddetti *size effects*, cioè effetti dimensionali, [2]. I *size effects* influenzano le tensioni di flusso, l'anisotropia e la duttilità, impedendo l'applicazione del *know-how* relativo ai processi tradizionali su micro-scala.

Altri parametri, quali la microstruttura del materiale e la topografia, restano costanti nella micro formatura.

Al fine di analizzare il comportamento del materiale al presentarsi degli *size effects* è possibile creare:

- un campione sul quale viene effettuato un trattamento termico in modo da aumentare le dimensioni della grana, mantenendo costante le dimensioni della geometria, dette *grain size scaling*;
- un campione in cui la dimensione della grana rimane costante al variare delle dimensioni della geometria del campione, detto *specimen size scaling*.

Prendendo in esame campioni miniaturizzati usati per rilevare il comportamento del materiale sottoposto a tensione, si notano *size effects* diversi: diminuendo le dimensioni del campione si nota una riduzione delle tensioni di flusso.

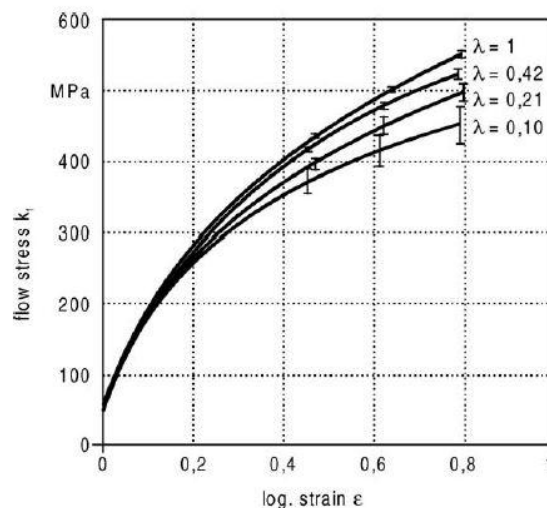


Fig. 1.2: Diagramma tensione/deformazione.

Tale osservazione è stata provata da *Kals et al.*, nel campo delle leghe metalliche, applicando delle prove di trazione a dei provini di CuZn15 e di CuNi18Zn20 per componenti elettronici. *Kocanda et al.* hanno studiato il comportamento usando provini solo di rame, *Raulea et al.* con l'alluminio, *Picard e Micheal* hanno realizzato delle prove di stampaggio con fogli di lega di rame di diversi spessori, mentre *Geiger* ha

testato prove di ricalcatura e di trazione su provini di CuZn15 e CuSn6, riducendo le dimensioni del campione iniziale con la teoria della similarità, moltiplicando cioè le dimensioni del campione e i parametri dell'attrezzatura per il fattore di scala λ , mentre le forze di processo sono in relazione con λ^2 . I grani che si trovano sulla superficie di un campione sottoposto a trazione sono meno vincolati rispetto a quelli presenti nel cuore del provino. Le dislocazioni si muovono attraverso i grani durante la deformazione e si accumulano sui bordi grano, ma non nella superficie libera. Questo porta ad una minore tempratura e minore resistenza alla deformazione superficiale. Al diminuire delle dimensioni del campione, con le dimensioni della microstruttura invariate, aumenta il numero dei grani superficiali, perciò diminuiscono le curve di tensione di flusso. Il decremento delle tensioni viene definito *surface layer model*.

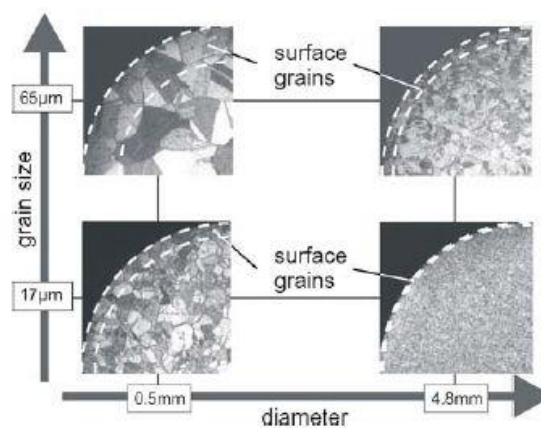


Fig. 1.3: Porzione della superficie del grano.

Si è inoltre notato che i *size effects*, nei processi di deformazione plastica, possono manifestarsi in due modi: (a) con differenze nella risposta del materiale e (b) con differenze nell'attrito superficiale. Per comprendere il fenomeno è quindi necessario utilizzare una tecnica sperimentale che permetta di separare questi due aspetti.

Una ricerca dell'Università di Pisa, Dipartimento di Ingegneria Meccanica, Nucleare e Produzione ha condotto una ricerca focalizzata sul coefficiente di attrito dinamico e che presenta una metodologia sperimentale che permette di valutare la dipendenza di questo parametro dalla dimensione dei componenti. L'attrito, in particolare quello dinamico, è fondamentale in molti processi tecnologici sia per asportazione di truciolo che per deformazione plastica.

I risultati sperimentali hanno permesso di concludere che i coefficienti di attrito non variano significativamente con la dimensione del grano e l'effetto di scala è dunque da imputare ad una differente risposta plastica del materiale, come evidenziato da analisi microstrutturali effettuate su perni ottenuti per microestrusione. L'ipotesi di isotropia del

materiale cessa di essere valida quando ogni grano del materiale occupa porzioni notevoli del volume dei micro perni. La dimensione relativa, la posizione e l'orientamento dei singoli grani hanno infatti un impatto significativo sul processo di estrusione a queste scale.

1.3 Tribologia

La tribologia è la scienza che studia l'attrito, la lubrificazione e l'usura di superfici a contatto e in moto relativo e gioca un ruolo fondamentale nella micro formatura.

1.3.1 L'attrito

L'attrito è una forza dissipativa che esercita la resistenza al moto relativo di due corpi che strisciano uno sull'altro sotto l'azione di un carico normale. I processi di lavorazione dei metalli sono molto soggetti ad attrito a causa dei moti e delle forze presenti tra utensili, stampi e pezzi. L'attrito comporta dissipazione di energia che genera calore, portando ad un aumento di temperatura, possibile causa di difetti di lavorazione e condiziona il flusso e la deformazione dei materiali. Può rappresentare anche un fattore positivo, ad esempio nella laminazione.

Esistono varie teorie per spiegare il fenomeno dell'attrito. Un modello elementare è quello di *Coulomb*, che afferma che la causa dell'attrito sia l'interazione meccanica tra le asprezze delle superfici a contatto.

La teoria adesiva dell'attrito si basa sull'osservazione che due superfici metalliche pulite e non lubrificate si toccano solo in corrispondenza di una frazione della loro area nominale di contatto. Il carico statico all'interfaccia è sopportato solamente dalle asperità che si toccano. La somma delle aree di contatto viene detta area reale di contatto A_r .

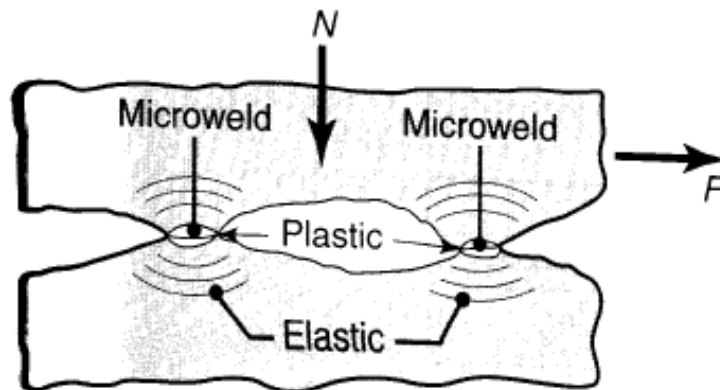


Fig. 1.4: Punti di contatto tra due punti.

Per carichi normali bassi e con un'area di contatto estesa, la tensione normale in corrispondenza delle giunzioni è bassa e quindi si mantiene in campo elastico. Quando il carico cresce, la tensione aumenta portando eventualmente le giunzioni a deformazione plastica. Accrescendo il carico, l'area di contatto delle asperità aumenta e si formano nuove giunzioni.

Il forte contatto delle asperità genera un legame adesivo e la forza di tale legame dipende dalle proprietà fisiche e meccaniche dei metalli, dalla temperatura e dalla natura dello spessore .

Lo scorrimento tra due corpi sottoposti ad un carico normale N è possibile solo applicando una forza tangenziale F . Secondo la teoria adesiva dell'attrito, F è la forza di taglio richiesta per rompere le giunzioni e viene chiamata forza d'attrito. Il coefficiente d'attrito μ è definito all'interfaccia nell'equazione 1.1:

$$\mu = \frac{F}{N} = \frac{\tau A_r}{\sigma A_r} = \frac{\tau}{\sigma} \quad (1.1)$$

dove τ è la resistenza a taglio della giunzione e σ è la tensione normale.

Un'interfaccia molto resistente richiede una forza tangenziale elevata per vincere l'attrito e provocare lo scorrimento relativo. Il coefficiente d'attrito può esser ridotto sia diminuendo la resistenza a taglio, sia aumentando la durezza dei materiali in contatto, rappresentata da σ .

In assenza di disturbi, l'area reale di contatto può idealmente crescere fino ad eguagliare l'area nominale di contatto, A . Tale area rappresenta la massima area di contatto possibile e la forza d'attrito risulta pari alla forza necessaria per tagliare il materiale. In questo modo viene a realizzarsi la condizione di *sticking* tra le due superfici, cioè che lo sforzo d'attrito ha raggiunto il suo valore limite. La condizione di *sticking* su un'interfaccia mobile non significa necessariamente completa adesione all'interfaccia come nella saldatura; piuttosto indica che la tensione d'attrito sulla superficie ha raggiunto la tensione di snervamento del materiale k .

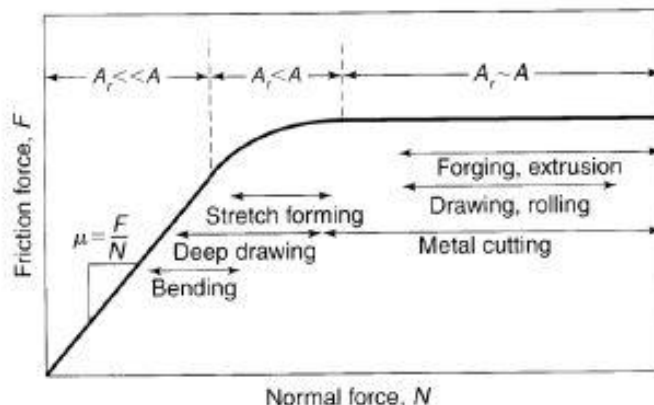


Fig. 1.5: Relazione tra forza d'attrito F e forza normale N .

Si può notare che quando l'area reale di contatto A_r si avvicina all'area nominale A , la forza d'attrito raggiunge il valore massimo e si stabilizza.

Un modello più recente si basa sulla definizione di un *fattore di attrito* o *fattore di taglio* m , eq. 1.2:

$$m = \frac{\tau_i}{k} \quad (1.2)$$

dove τ_i è la resistenza a taglio dell'interfaccia e k è la tensione di snervamento a taglio del materiale più tenero tra le due superfici.

In tale modello, quando $m = 0$ non è presente attrito, mentre quando $m = 1$ si ha la completa adesione tra le due superfici.

Il valore di m è indipendente quindi dalla forza e dalla tensione normale perché la tensione tangenziale di snervamento di uno strato sottile di materiale non è influenzata dalla grandezza della tensione normale.

1.3.2 Double cup extrusion

Il coefficiente d'attrito viene generalmente determinato per via sperimentale sui campioni specifici o durante i processi di lavorazione, [3]. Il *size effect* nell'attrito è stato studiato per la prima volta utilizzando la *ring compression test*, ovvero la prova di compressione dell'anello nella quale si sottolineava un aumento del coefficiente d'attrito al diminuire delle dimensioni del campione.

Successivamente si svolse uno studio più approfondito utilizzando la *double cup extrusion* (DCE). Questo test fornisce risultati più rappresentativi dell'attuale situazione nella micro-estrusione diretta in quanto genera un'elevata espansione superficiale ed elevate pressioni, superiori rispetto al *ring compression test*.

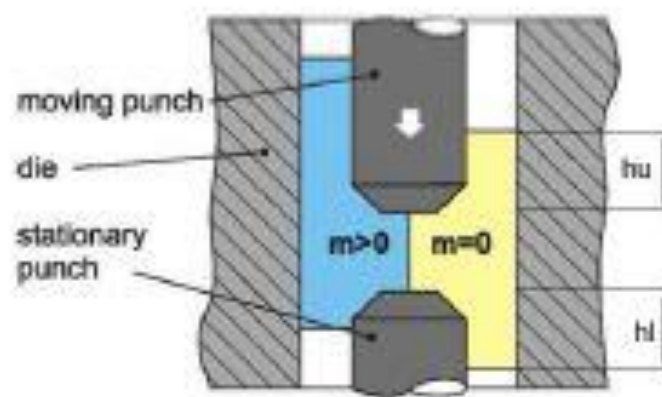


Fig. 1.6: DCE test.

Durante l'esperimento, una billetta cilindrica viene posizionata in una matrice tra un punzone mobile ed uno stazionario di identiche dimensioni. Il punzone superiore si muove verso il basso causando la deformazione del materiale plasticamente che va a formare due coppe con altezza rispettivamente h_u e h_i .

Nel caso teorico di assenza di attrito ($m = 0$), entrambe le coppe avrebbero la stessa altezza, mentre in condizioni di *sticking*, (condizione di incollaggio superficiale, $m = 1$) il materiale fluisce solo sulla coppa superiore.

Se $0 \leq m \leq 1$ l'altezza della coppa superiore e di quella inferiore raggiungono valori intermedi rispetto ai casi estremi illustrati in figura 1.7; il materiale fluisce a formare entrambe le coppe, ma quella superiore avrà altezza maggiore.

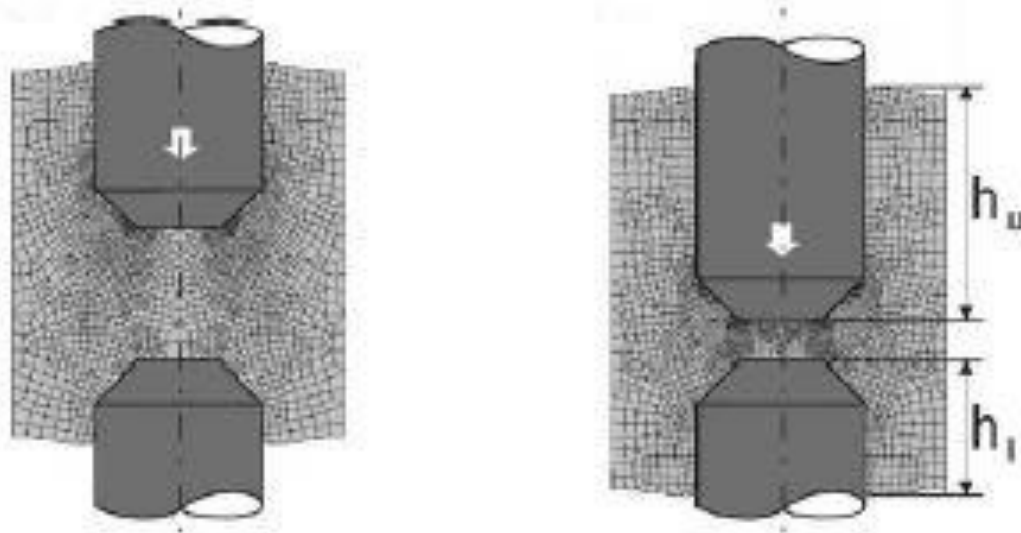


Fig. 1.7: Simulazione al FEM del DCE test.

Questo comportamento si spiega con le diverse velocità relative tra punzone fisso e mobile, matrice e billetta.

La variazione nelle altezze delle coppe, espressa con il rapporto tra le altezze h_u/h_i assume valori apprezzabili anche se l'attrito varia di poco.

E' però importante notare come la variazione di altezza durante il processo non avviene in modo graduale o proporzionale, a causa delle condizioni d'attrito non costanti durante la corsa del punzone mobile.

Per eseguire i test sono state utilizzate billette in CuZn15 geometricamente simili con diametro di 4, 2, 1 e 0.5 mm e con rapporto unitario tra il diametro della billetta D_0 e la sua altezza h_0 , cioè $D_0/h_0=1$. Le dimensioni medie del grano sono $5 \mu\text{m}$ e la rugosità superficiale si attesta tra $Ra=0.025 \mu\text{m}$ e $0.05 \mu\text{m}$.

Una volta eseguita l'estrusione, le due parti vengono sezionate a metà.

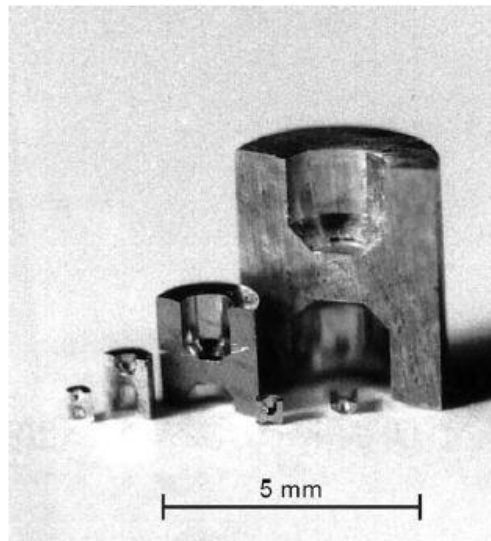


Fig. 1.8: Risultati del DCE test.

Poiché i campioni sono geometricamente simili, il cambiamento nelle condizioni di attrito con la miniaturizzazione del campione può essere direttamente determinato comparando i rapporti tra le altezze delle coppe.

Per avere un'idea del fattore di attrito m corrispondente ad un certo valore del rapporto tra le altezze delle coppe è stata eseguita una simulazione numerica con il software agli elementi finiti (FEM) DEFORM-2D impiegando i dati ottenuti durante gli esperimenti di formatura con il DCE test.

Il grafico in fig. 1.9 riporta il valore del rapporto tra le altezze delle coppe al variare dell'avanzamento relativo del punzone.

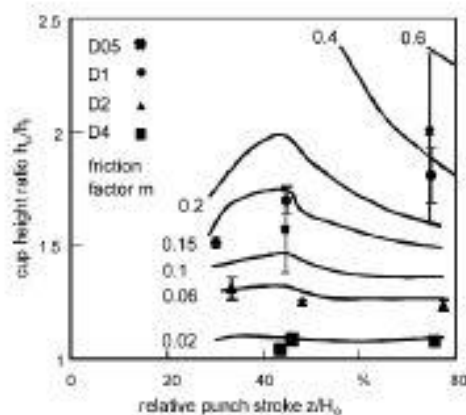


Fig. 1.9: Relazione tra l'altezza del *cup extrusion* e H_0 .

Si può facilmente notare come il rapporto tra le altezze, e quindi l'attrito, crescano al decrescere delle dimensioni del provino. Il DCE test conferma le osservazioni di *Engel*, cioè che l'attrito aumenta con la riduzione delle dimensioni del campione e inoltre si verifica un incremento della dispersione dei risultati.

Poiché le condizioni tribologiche tra utensile e pezzo in lavorazione dei metalli sono di massima importanza per la fattibilità del processo, si può dimostrare che l'attrito è aumentato di un fattore 20 con il *down-scaling*. Questo non può essere descritto dalle leggi dell'attrito convenzionali, ma può essere spiegato dal modello Open and closed lubricant pockets.

1.3.3 Open and closed lubricant pockets

Per spiegare il comportamento del coefficiente d'attrito nella riduzione dimensionale è stato sviluppato il modello degli *Open and Closed Lubricant Pockets*, denominato anche *dynamic and static Lubricant Pockets*, [4].

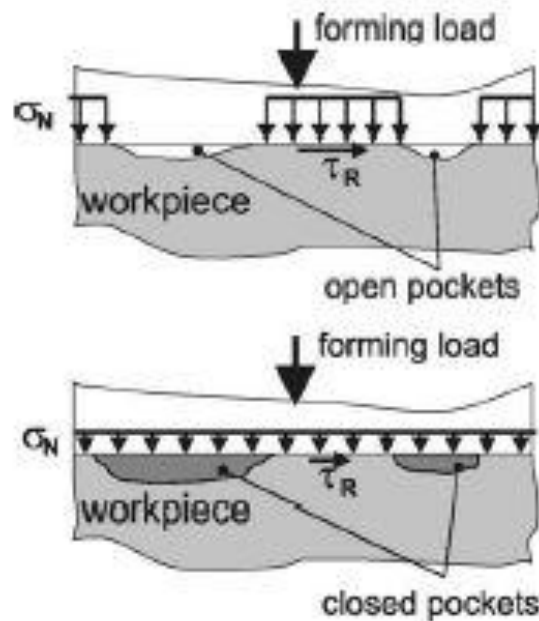


Fig. 1.10: Open e closed pockets.

Tale modello si basa sul fatto che quando un carico è applicato su una superficie lubrificata di una billetta, le asperità, dette picchi di rugosità, cominciano a deformare plasticamente così che si verifica un aumento della pressione del lubrificante intrappolato nelle valli rugose.

Questo è vero fintanto che le depressioni generate dalla rugosità formano delle micro tasche chiuse dette *closed lubricant pockets*, impedendo al lubrificante di fuoriuscire. Però le micro-tasche localizzate agli estremi della superficie non possono trattenere il lubrificante, in quanto sono direttamente collegate con l'esterno. Tali zone prendono il nome di *open lubricant pockets*: in questo caso con l'aumento della pressione il lubrificante sfugge, pregiudicando la possibilità di trasmettere il carico su tutta la superficie. Il carico va quindi ad agire solo sulle asperità, provocando su di esse una pressione normale superiore ed incrementando così le forze di attrito.

Al contrario i *closed lubricant pockets* non hanno sbocco sui bordi della superficie, intrappolando il lubrificante nelle micro-tasche che si vengono a formare. Il lubrificante è quindi pressurizzato ed aiuta a trasmettere il carico, riducendo la pressione normale sulle asperità e quindi l'attrito.

Si può pertanto concludere che i *closed lubricant pockets* aiutano a ridurre l'attrito,

diversamente dagli *open lubricant pockets* i quali sono presenti fino ad una certa distanza dal bordo della superficie.

Applicando questo modello al DCE test precedentemente descritto, con la riduzione delle dimensioni del provino si verifica un aumento del rapporto tra *open* e *closed lubricant pockets*; nel caso più estremo i *closed lubricant pockets* possono scomparire del tutto.

E' infatti noto che in provini di dimensioni diverse ma aventi la stessa topografia superficiale, la profondità dell'area interessata dagli *open lubricant pockets* rimane costante, denominata x .

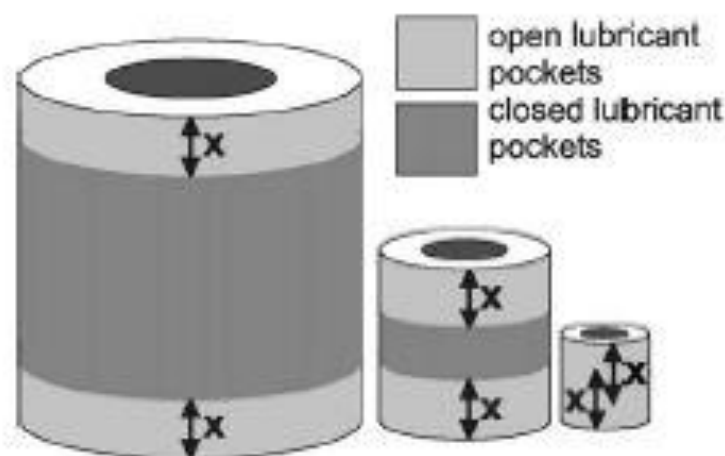


Fig. 1.11: Effetti della miniaturizzazione con gli open e closed lubricants pockets.

Questo fenomeno può essere facilmente confermato attraverso il rilevamento della rugosità superficiale del provino dopo l'estrusione: nelle due regioni ai bordi del campione si evidenzia, infatti, un abbassamento delle asperità, e quindi del valore della rugosità, indicando la presenza degli *open lubricant pockets*. La misura della profondità di tale regione, in provini diversi, risulta essere costante indipendentemente dalle dimensioni di questi ultimi.

Con la progressiva miniaturizzazione dei campioni, anche nel caso di esperimenti che mantengono il diametro D_0 costante e variandone l'altezza, si verifica la riduzione e in seguito la scomparsa dell'area centrale di *closed lubricant pockets* portando ad un incremento significativo dell'attrito.

Bisogna comunque sottolineare che il modello appena esposto è valido solamente nel caso di lubrificanti fluidi. Utilizzando lubrificanti solidi questi non possono fuoriuscire dagli *open lubricant pockets* che, di fatto, possono essere paragonati ai *closed*

lubricant pockets: come risultato si osservano valori dell'attrito non influenzati dagli effetti dimensionali.

1.3.3.1 Riscaldamento dovuto all'attrito

L'energia dissipata per vincere l'attrito viene sperperata in gran parte sotto forma di calore, mentre la restante rimane come energia interna. Il calore prodotto dall'attrito provoca un innalzamento della temperatura e una redistribuzione del gradiente termico. Tale fenomeno è dovuto non solo alla frizione, ma anche alla velocità di lavorazione, alla rugosità del materiale e alle sue proprietà fisiche.

1.3.3.2 Metodo upper bound

Il metodo *upper bound* consiste nell'uguagliare il lavoro svolto nell'unità di tempo dalle forze esterne con quello dissipato dalle tensioni tangenziali sui piani di scorrimento. È necessario ipotizzare dei modi di scorrimento di parti del materiale in deformazione, che devono essere coerenti con le variazioni di forma e con i movimenti dell'utensile. Il risultato dell'applicazione di questo metodo è il valore numerico della forza necessaria alla deformazione, sicuramente superiore a quello effettivo, da cui il nome *upper bound*. Introducendo nelle ipotesi iniziali uno o più parametri, è possibile stimare più accuratamente i carichi minimizzando i risultati ottenuti in funzione delle variazioni dei parametri stessi. Il metodo è di particolare interesse pratico in quanto in molti casi è sufficiente conoscere il carico che provoca la deformazione. Tramite questo metodo è possibile calcolare la pressione di estrusione al pistone necessaria a portare la sezione della billetta da A_0 ad A_f .

Sotto le ipotesi semplificative di assenza di attrito e deformazioni interne omogenee, l'energia assorbita dall'unità di volume per la deformazione plastica è pari alla tensione di flusso media moltiplicata per l'allungamento finale ϵ_f .

L'energia assorbita dall'intera billetta durante la deformazione plastica è espressa dalla relazione:

$$W_{assorbita} = A_0 L_0 \bar{Y} \ln \frac{A_0}{A_f} \quad (1.3)$$

dove A_0 e L_0 sono rispettivamente l'area della sezione e la lunghezza della billetta iniziale, \bar{Y} rappresenta la tensione di flusso media del materiale.

Per quanto riguarda il lavoro fornito dalle forze esterne, il suo valore è dato da:

$$W_{F \text{ estrena}} = pA_0L_0 \quad (1.4)$$

dove p rappresenta la pressione di estrusione al pistone.

Eguagliando il lavoro compiuto dalle forze esterne con quello della billetta in lavorazione, si ottiene la formula per il calcolo della pressione di estrusione p:

$$p = \bar{Y} \ln \frac{A_0}{A_f} \quad (1.5)$$

Sfruttando il criterio energetico sopra illustrato, Avitzur ha sviluppato un modello analitico per valutare la pressione di estrusione al pistone, prendendo in considerazione, oltre al lavoro di deformazione ideale, anche il lavoro di deformazione interna ridondante ed il lavoro dissipato dalle forze di attrito.

Le assunzioni di tale modello sono:

- Analisi con il criterio energetico (metodo “upper bound”);
- Simmetria alla rotazione;
- Tensione di flusso dal materiale costante;
- Coerenza con il criterio di Von Mises;
- Velocità della mesh che scorre a contatto con la superficie di contenimento costante anche dopo la deviazione di direzione ad opera dell’imbocco della matrice.

La forza complessiva di estrusione P è data dalla somma dei seguenti termini:

$$p = p_i + p_R + p_M + p_C \quad (1.6)$$

dove

- P_i è la forza richiesta per le deformazioni interne omogenee:

$$P_i = \bar{Y} \ln \frac{A_0}{A_f} \quad (1.7)$$

- P_R è la forza richiesta per le deformazioni a taglio nella zona di riduzione, dovute al lavoro ridondante di deformazione:

$$P_R = 2 \frac{\bar{Y}}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\sin \alpha} - \cot \alpha \right) \quad (1.8)$$

- P_m è la forza richiesta per vincere gli attriti lungo la superficie della Matrice:

$$P_m = \frac{\bar{Y}}{\sqrt{3}} \cot \alpha \ln \frac{A_0}{A_f} \quad (1.9)$$

- P_c è la formula richiesta per vincere gli attriti lungo la superficie del contenitore:

$$P_C = 2 \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} m_2 \left(\frac{2L}{D_0} - \left(1 - \frac{1}{\sqrt{R}} \right) \cot g \alpha \right) \quad (1.10)$$

Nelle formule precedenti, L è la lunghezza della billetta, m_1 ed m_2 sono i fattori di attrito rispettivamente lungo la matrice e lungo il contenitore.

1.3.4 Lubrificazione

Nelle lavorazioni dei materiali, l'interfaccia tra utensili, matrici, stampi e pezzi è soggetta a molte variabili, tra le quali le più importanti sono:

- Pressione di contatto, che può assumere valori variabili dal campo elastico a multipli della tensione di snervamento del materiale lavorato;
- Velocità, che ha un range di variabilità molto elevato;
- Temperatura, che muta dalla T_{ambiente} alla T_{fusione} del materiale.

Quando due superfici strisciano uno contro l'altra in condizioni di pressioni, velocità e temperature elevate e in assenza di strati protettivi all'interfaccia, attrito ed usura risultano consistenti, anche se possono essere ridotti interponendo tra le due superfici una sostanza in grado di diminuire la tensione di taglio necessaria per permettere lo strisciamento, detta lubrificante.

Le principali funzioni dei lubrificanti per le lavorazioni metallurgiche sono:

- Ridurre l'attrito, in modo da ridurre anche le forze e l'energia richieste a prevenire l'incremento di temperatura;
- Ridurre l'usura e il grippaggio;
- Migliorare il flusso di materiale negli stampi;
- Agire come barriera termica tra le superfici di pezzi, stampi e matrici;
- Fungere da agente di distacco per favorire l'estrazione dei pezzi dagli stampi;
- Proteggere le superfici dalla corrosione.

Nella lavorazione metallurgica si possono usare varie tipologie di lubrificanti.

Tra i fluidi per la lavorazione troviamo:

- Gli olii lubrificanti caratterizzati da un'elevata resistenza dello strato fluido e buona bagnabilità. Possono essere minerali, animali o vegetali;
- Le emulsioni, ottenute mescolando due liquidi insolubili e additivi;
- Le soluzioni sintetiche, costituite da componenti inorganici e prodotti chimici diluiti in acqua;
- I saponi, i grassi e le cere.

I fluidi lubrificanti vengono mescolati con vari additivi, compresi agenti antiossidanti, anticorrosivi, antisettici, antischiume e contro l'odore.

Tra i lubrificanti solidi si distinguono:

- La grafite, che ha bassa resistenza a taglio lungo i suoi piani di sfaldamento e quindi un basso coefficiente d'attrito;
- Il bisolfuro di molibdeno;
- I rivestimenti in materiali polimerici e metalli teneri;
- Il vetro;

- I trattamenti superficiali di conversione;
- Il fullerene.

1.3.5 Modello meccanico reologico

Le teorie esposte fino ad ora sull'influenza degli effetti dimensionali sull'attrito hanno un carattere qualitativo; per sviluppare un approccio più dettagliato e di tipo quantitativo è stato teorizzato un modello meccanico-reologico.

Il modello preso in considerazione nasce da una legge generalizzata sull'attrito sviluppata da Wanheim/ Bay, eq. 1.11:

$$\tau = f \alpha_{RC} k \quad (1.11)$$

dove

τ : tensione di flusso del materiale;

f : il coefficiente d'attrito;

k : tensione di snervamento del materiale;

α_{RC} : il rapporto tra l'area di contatto reale e l'area di contatto apparente.

La legge 1.11 si può esprimere anche come:

$$\frac{\tau}{k} = f \alpha_{RC} = m \quad (1.12)$$

L'obiettivo dello studio svolto è sottolineare che il coefficiente d'attrito m aumenta di 20 volte nella riduzione dal modello macro al micro, diminuendo il campione di 8 volte nella geometria.

A differenza delle precedenti trattazioni sull'attrito, il parametro m viene sostituito dal prodotto $f * \alpha_{RC}$, dove entrambi i fattori sono affetti dall'effetto dimensionale e in particolare α_{RC} risulta dominante.

La tensione normale σ è un parametro molto influente nell'analisi delle legge 1.11, in quanto è responsabile del livellamento delle asperità, regolando l'entità del rapporto α_{RC} . Per rappresentare la legge si traccia la tensione d'attrito rispetto alla pressione normale, entrambe normalizzate alle corrispondenti tensioni k e k_f rispettivamente.

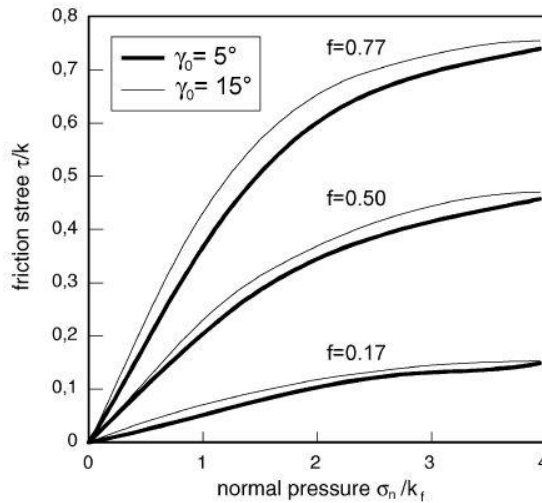


Fig. 1.12: Rapporto tra il coefficiente d'attrito e la pressione normale.

Da questo grafico, la funzione corrispondente di α_{RC} può essere rappresentata nella figura 1.13 dove si nota l'incidenza di un altro fattore geometrico, cioè l'angolo medio di asperità γ_0 , compreso fra i 5° e i 15° .

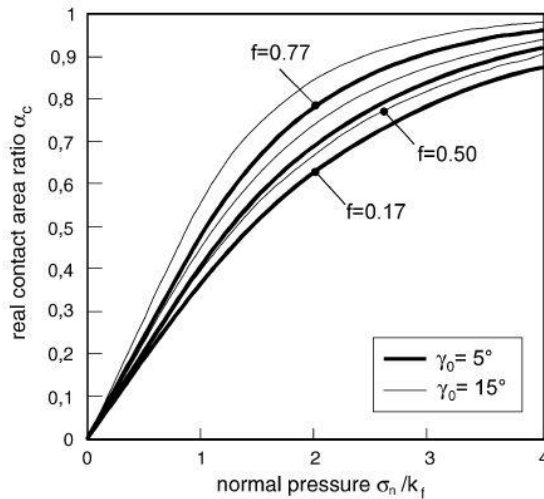


Fig. 1.13: Rapporto fra la reale area di contatto e la pressione normale.

Il parametro α_{RC} , rappresentato precedentemente, può essere scritto in forma generale come:

$$\alpha_{RC} = \frac{\tau}{k_f} = \psi\left(\frac{\sigma_n}{k_f}, f\right) \quad (1.13)$$

I grafici 1.12 e 1.13 sono validi solamente nel caso in cui le pressioni normali siano interamente agenti sulla RCA, cioè *real contact area*.

Nel caso vi sia la presenza di lubrificante, ricordando il modello degli *open and closed lubricant pockets*, questa condizione non è verificata in quanto parte della pressione viene scaricata anche negli avvallamenti delle asperità superficiali tramite il lubrificante stesso. Vi è quindi un ulteriore parametro da considerare, ossia la pressione idrostatica, che agisce riducendo la pressione sull'area reale di contatto e di conseguenza l'attrito.

La pressione normale σ_n che agisce sull'intera superficie in condizioni di lubrificazione quindi è data dalla relazione:

$$\sigma_n = \sigma_n^0 + p \quad (1.14)$$

dove σ_n^0 rappresenta la tensione che, in assenza di un'adeguata lubrificazione, porta ad ottenere lo stesso valore di α_{RC} e p rappresenta la frazione di tensione dovuta alla pressione idrostatica.

In considerazione del modello degli *open and closed lubricant pockets* si sviluppa una relazione più dettagliata per descrivere σ_n :

$$\sigma_n = \sigma_n^0 + \left(1 - \frac{1 - \alpha_{RC}}{\lambda}\right)p \quad (1.15)$$

dove λ rappresenta il fattore di scala.

Il modello appena esposto permette di analizzare l'influenza della riduzione dimensionale sull'attrito, altrimenti non valutabile con le teorie tradizionali. Infatti, senza scomporre il fattore d'attrito m in due componenti, una delle quali va a considerare la porzione di area reale di contatto tra le superfici, non sarebbe possibile legare analiticamente gli effetti dimensionali, inglobati tramite il fattore di scala λ , con la variazione nei valori dell'attrito.

1.4 Estrusione

1.4.1 Generalità

L'estrusione è un processo di formatura massiva che induce un cambiamento nella forma del grezzo di partenza mediante deformazione plastica, a freddo o a caldo. Consiste nel forzare per compressione il materiale a passare attraverso una matrice, o filiera, che riproduce la forma esterna del pezzo che si vuole ottenere provocando una deformazione plastica del pezzo e un recupero elastico trascurabile, in quanto la zona soggetta a deformazione plastica è molto maggiore dell'elastica. Non è possibile realizzare una produzione continua in senso stretto. La lunghezza del massello è infatti limitata sia dalla corsa del pistone di estrusione, sia dall'aumento delle forze di attrito tra contenitore e billetta stessa nel caso di estrusione diretta o inversa.

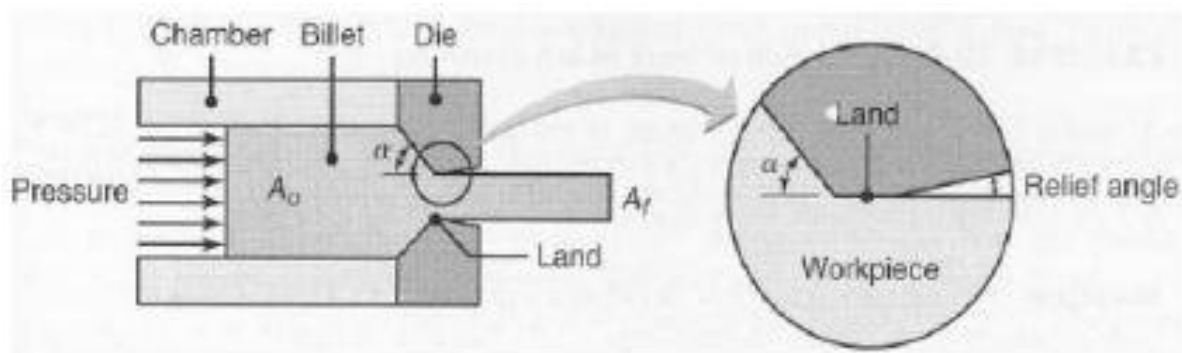


Fig. 1.14: Processo di estrusione.

Con la tecnica dell'estrusione si possono produrre componenti che vanno dai semplici alberi a sezione circolare fino ai componenti più complessi come travi aventi sezione più o meno elaborata, prevedendo un'anima per riprodurre la cavità interna se necessario. Tale tecnica di deformazione è utilizzata per la lavorazione di materiali metallici come l'acciaio, l'alluminio o il rame, la gomma, la plastica e altri materiali.

I tipi di processo di estrusione si possono suddividere in 4 macro-categorie, discriminate in base alla loro configurazione progettuale:

- a) Estrusione diretta;
- b) Estrusione inversa;
- c) Estrusione ad impatto;
- d) Estrusione idrostatica.

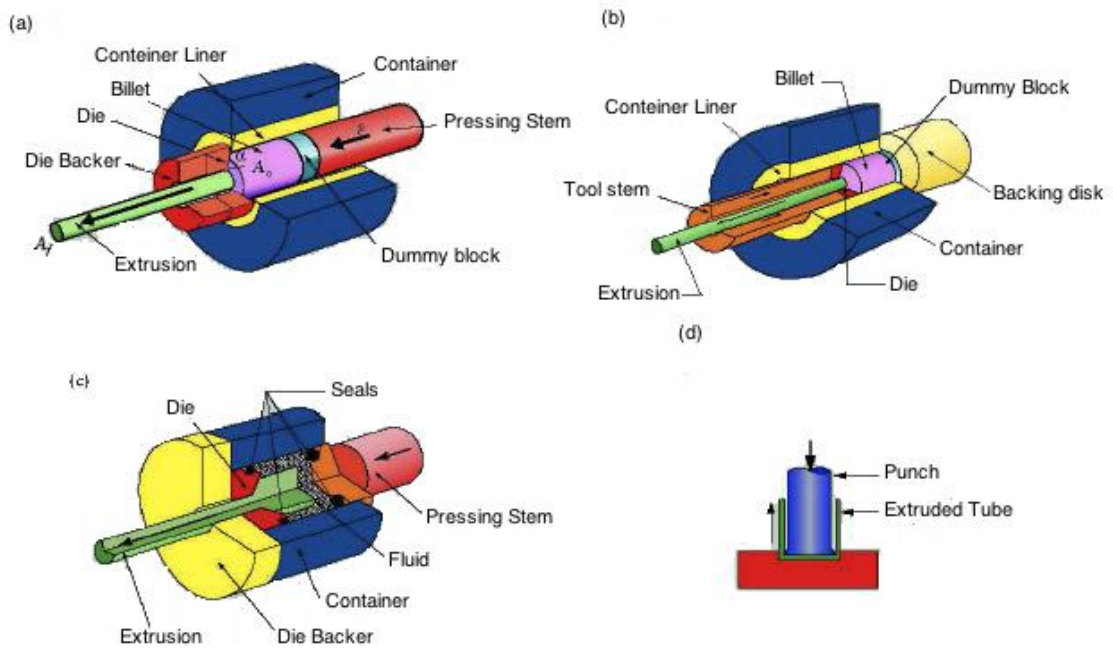


Fig. 1.15: Tipologie di estrusione: a) diretta; b) inversa; c) idrostatica; d) ad impatto.

a) Estrusione diretta: una billetta riscaldata a temperatura sufficiente per ottenere la massima plasticità, viene introdotta in un cilindro, detto recipiente, che termina ad un estremo con un foro di forma corrispondente alla sezione che si vuol ottenere, cioè la matrice. Il pistone comprime il massello metallico alloggiato nel contenitore e lo costringe a passare nella matrice. Il pezzo estruso fuoriesce dalla matrice spostandosi nello stesso verso secondo cui si sposta il pistone: per questo motivo l'estrusione è denominata "diretta". Una piccola porzione di materiale, il fondello, rimane non estrusa e viene asportata con una segatrice.

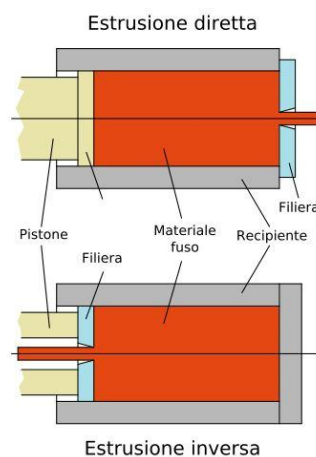


Fig. 1.16: Estrusione diretta ed inversa

- b) Estrusione inversa: la cavità contenente il massello è chiusa ad un estremo ed il pistone è costituito da un cilindro cavo alla cui testa è fissata la matrice. Questo pistone tubolare, avanzando, obbliga il metallo plastico a passare attraverso la filiera posta all'estremità; il metallo non si muove rispetto al proprio contenitore e l'attrito risulta diminuito, per cui anche la pressione necessaria risulta minore, ma il diametro del prodotto estruso è limitato dalla presenza dell'asta pressante cava.
- c) Estrusione ad impatto: il punzone scende a velocità elevata ed impatta sul materiale che viene estruso in direzione opposta a quella di avanzamento del pistone. Questo processo viene impiegato nella realizzazione di tubi pieghevoli. Nel processo risulta critico l'allineamento tra il punzone e lo stampo al fine di garantire l'omogeneità dello spessore del componente finale.
- d) Estrusione idrostatica: questo processo verrà preso in analisi nel paragrafo 1.4.3.

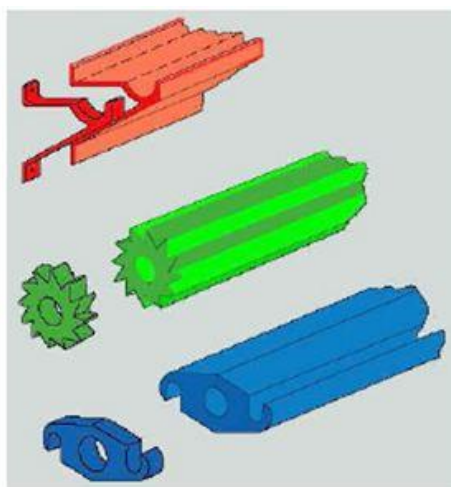


Fig. 1.16 e 1.17: Esempi di prodotti ottenuti per sezionamento di estrusi.

Nell'esaminare il processo di estrusione bisogna considerare tre elementi:

- La pressa, che deve essere di potenza adeguata in modo da vincere le forze che si generano durante il processo.
- Il materiale metallico, che deve essere sufficientemente plastico e se necessario riscaldato a temperatura opportuna per aumentare la sua lavorabilità.
- La matrice, la cui forma influenza le forze di processo e da cui dipende la sezione del prodotto estruso.

Ci sono diversi parametri che descrivono il processo di estrusione:

- Il rapporto di estrusione, R , è definito come:

$$R = \frac{A_0}{A_f} \quad (1.16)$$

dove A_0 è la sezione trasversale della billetta e A_f è la sezione trasversale dell'estruso.

- La deformazione reale che il materiale subisce in condizioni di forza di estrusione ideale e in assenza di attrito è:

$$\varepsilon_r = \ln \frac{A_0}{A_f} = \ln \frac{L_f}{L_0} = \ln(R) \quad (1.17)$$

dove A_0, A_f, L_0 ed L_f sono le aree e le lunghezze della billetta e dell'estruso. Per un materiale perfettamente plastico con una tensione di snervamento Y , l'energia dissipata nella deformazione plastica per unità di volume, u , è:

$$u = Y \cdot \varepsilon_r. \quad (1.18)$$

Il lavoro fatto sulla billetta diventa:

$$L = A_0 L_0 u = A_0 L_0 Y \varepsilon_l = F L_0 = p A_0 L_0 \quad (1.19)$$

dove p è la pressione del pistone e vale:

$$p = u = Y \ln \frac{A_0}{A_f} = Y \ln(R). \quad (1.20)$$

Per materiali con comportamento incrudente, Y deve esser sostituita da \bar{Y} , valore della tensione media di flusso.

- Sulla base del metodo dello slab e per piccoli angoli, si può dimostrare che in presenza di attrito tra billetta e stampo, ma in assenza di attrito tra billetta e contenitore, la pressione di estrusione, p , è data da:

$$p = Y \left(1 + \frac{\tan \alpha}{\mu} \right) [R^{\mu \cot \alpha} - 1]. \quad (1.21)$$

- Angolo di matrice ottimale. L'angolo di matrice è un fattore fondamentale per l'influenza che esso ha sulle forze nel processo di estrusione. La forza ideale è indipendente dall'angolo di matrice, mentre la forza dovuta all'attrito aumenta al diminuire dell'angolo della matrice. Il lavoro di deformazione ridondante, che entra in gioco quando c'è deformazione non omogenea, aumenta all'aumentare dell'angolo di matrice. La forza richiesta per vincere l'attrito cala con il crescere dell'angolo in quanto diminuisce la lunghezza del percorso.

Nella figura 1.18, la curva a rappresenta la forza totale di estrusione, somma di tutte le tre componenti, la b la forza ideale, la c la forza richiesta per il lavoro di deformazione ridondante e la d la forza richiesta per superare le forze d'attrito.

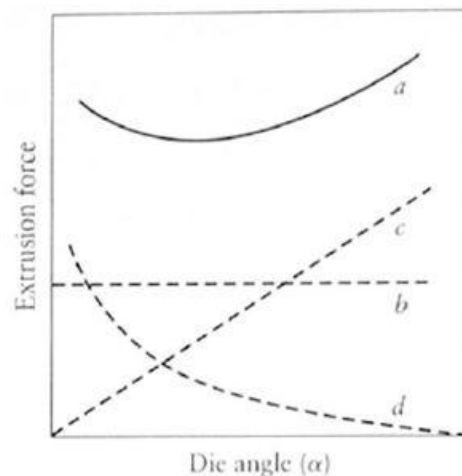


Fig. 1.18: Rappresentazione schematica della forza di estrusione in funzione dell'angolo della matrice

Come per tutte le lavorazioni per deformazione plastica, il flusso di materiale è molto importante anche nell'estrusione poiché influenza la qualità e le proprietà meccaniche del prodotto finale.

Il materiale scorre in senso longitudinale in modo simile ad un fluido incomprimibile che si muove in un canale. Di conseguenza, il prodotto finale presenta grani cristallini molto allungati (esistono delle orientazioni preferenziali).

La presenza o l'assenza di attrito tra il metallo e le pareti del contenitore determinano un diverso flusso di materia entro il pezzo modificandone così le proprietà meccaniche e determinano la comparsa di difetti.

Le tipiche mappe di flusso del materiale sono mostrate nella seguente figura:

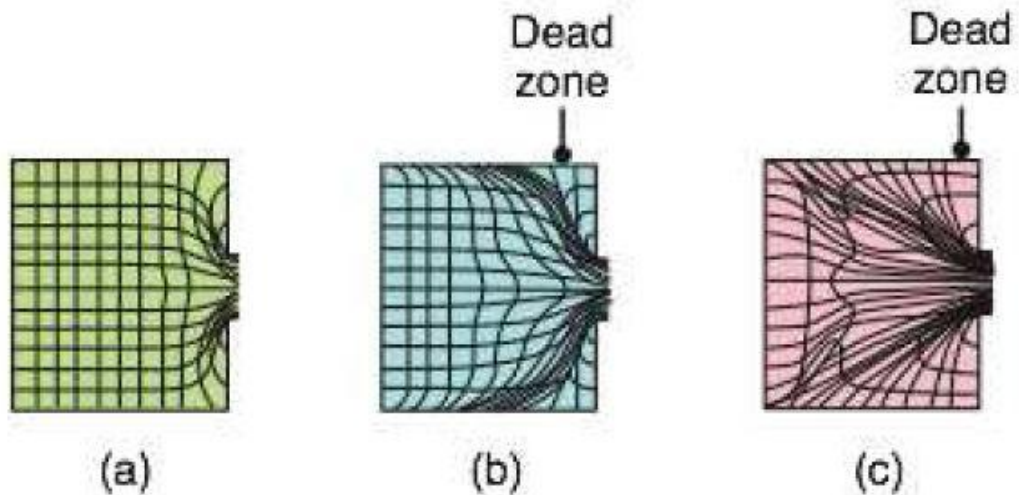


Fig. 1.19: Tipologia di flusso

- a) Flusso di metallo omogeneo, avviene in assenza di attrito all'interfaccia. Il lubrificante ha un'elevata efficacia.
- b) Nel caso in cui l'attrito sia alto, si sviluppa una zona morta e la superficie della billetta entra nella zona di taglio e può essere estrusa, provocando difetti interni.
- c) Dato l'elevato attrito con il contenitore, la zona morta si estende all'indietro e se l'estrusione avviene a caldo abbiamo anche la formazione di un gradiente con difetti a tubo.

Il processo di estrusione, a freddo o a caldo, viene usato quando il processo è economicamente attraente per:

- Risparmio di materiale;
- Riduzione o eliminazione delle lavorazioni o delle operazioni di rettifica a causa della buona finitura superficiale e precisione dimensionale dei pezzi di estruso;
- Buon deflusso di calore del processo, che aumenta le proprietà meccaniche delle parti estruse.

1.4.2 Difettosità

I difetti del processo di estrusione che si notano nel materiale lavorato sono:

- Cricche superficiali: sono generate da velocità, temperature ed attriti troppo elevati. Si vengono a creare delle cricche intergranulari e sono solitamente il risultato della fragilità del materiale. Per limitare la difettosità si possono ridurre velocità e temperatura oppure utilizzare un lubrificante migliore.
- *Stick-slip*: sono cricche superficiali che si formano alle basse temperature, dove il materiale aderisce alle pareti e la pressione di estrusione aumenta rapidamente. Il materiale tende a scivolare in avanti e poi rallentare improvvisamente appena la pressione si abbassa. Il difetto è conosciuto anche come difetto a bambù e si incontra soprattutto nell'estrusione idrostatica, dove si può avere un aumento di viscosità del fluido per le elevate pressioni. Per evitare tale difettosità c'è la necessità di incrementare la velocità di estrusione e di usare un lubrificante migliore.
- Difetti di estrusione e risucchi: si tratta della tendenza di portare verso il centro della billetta inclusioni di ossidi e impurità che vengono inglobati e indirizzati verso il centro del pezzo, rendendo inutilizzabile quella porzione di materiale. La difettosità può essere limitata rendendo più uniforme il flusso del materiale, asportando del materiale sulla superficie della billetta prima dell'operazione di estrusione, oppure utilizzando uno spintore con diametro minore di quello del contenitore in modo da lasciare sul guscio del contenitore le impurità durante il processo.
- Cricche interne: conosciute anche come cricche a punta di freccia o *chevron cracking*, si possono trovare nella zona centrale dell'estruso. Sono dovute ad uno stato idrostatico di trazione che si presenta al centro della billetta. Le variabili che influenzano la pressione idrostatica sono l'angolo della matrice di estrusione, il rapporto di estrusione e l'attrito. Possono essere limitate aumentando l'attrito e diminuendo l'angolo alla matrice.

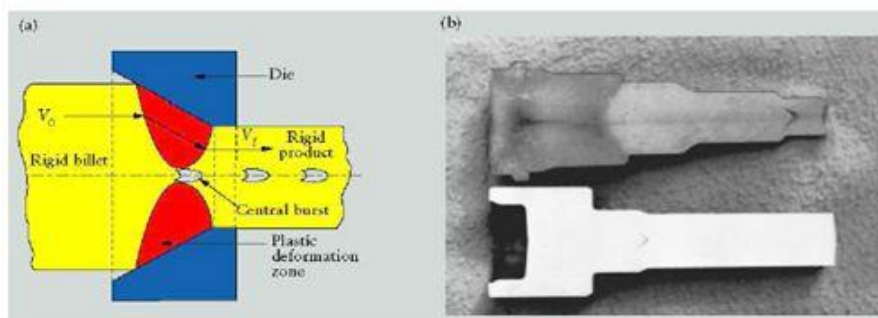


Fig. 1.20: Cricche a punta di freccia.

1.4.3 Estrusione idrostatica

L'estrusione idrostatica è un processo di deformazione massiva che si caratterizza per la differente applicazione del carico esterno rispetto alle tecniche di estrusione tradizionale. Nella fattispecie, la forza necessaria all'estrusione è applicata dall'azione di un fluido che circonda completamente la billetta, pressurizzandola in misura sufficiente ad estruderla attraverso la matrice.

Tale tecnica estrusiva è prevista sia in ambiente termostato ad elevate temperature, che a temperatura ambiente e, grazie ai suoi molteplici vantaggi, viene impiegata per l'estrusione di materiali particolarmente fragili altrimenti non lavorabili con le normali tecniche estrusive.

I principali vantaggi dell'estrusione idrostatica rispetto ai tradizionali metodi estrusivi sono:

- L'assenza di attrito tra billetta e contenitore: ciò riduce sensibilmente la forza estrusiva necessaria.
- La pressione di estrusione più bassa e l'attrito ridotto consentono l'utilizzo di rapporti di estrusione più alti ed eventualmente temperature inferiori.
- La pressione costante lungo tutta la superficie della billetta consente l'utilizzo di masselli non perfettamente rettilinei.

Contrariamente, i principali svantaggi includono:

- La difficoltà di contenimento del fluido ad alta pressione, fino a 2 GPa, che richiede sigilli affidabili tra contenitore e pistone pressurizzatore: le tecnologie a tali livelli di tenuta necessarie sono disponibili, ma sono piuttosto costose.
- L'utilizzo di un volume di fluido molto superiore al volume utile della billetta implica un aumento del volume di movimentazione del liquido e quindi la sua sostituzione ad ogni ciclo, un ridotto controllo della velocità della billetta a causa dei potenziali *stick-slip* e quindi un accumulo di energia nel fluido compresso. Inoltre si riduce l'efficienza dell'intero processo in termini di rapporto volumetrico billetta-contenitore e c'è la comparsa di ulteriori complicazioni a temperature elevate.

Una soluzione intermedia tra una normale estrusione e quella idrostatica è il processo *Hydrafilm* ovvero una tecnica che prevede di apporre il lubrificante sul solo massello ed utilizzare un impianto estrusivo tradizionale.

Nel più semplice metodo di estrusione idrostatica il metallo viene estruso attraverso una matrice conica opportunamente realizzata con un adeguato angolo di attacco, mentre il pistone di testa viene movimentato da un sistema idraulico esterno che applica una pressione costante. L'estrusione vera e propria ha inizio nel momento in

cui la pressione idrostatica raggiunge un livello sufficientemente alto in funzione delle sollecitazioni dovute al flusso di materiale e del rapporto di estrusione.

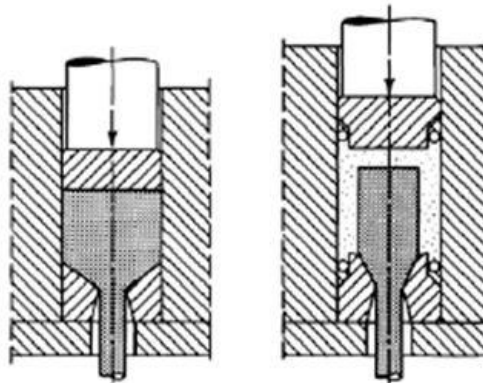


Fig. 1.21: Confronto fra estrusione diretta ed estrusione idrostatica.

La pressione idrostatica, costante e ortogonale lungo tutta la superficie della billetta, tende a valori di picco in fase di avvio del processo. Nella prima fase infatti il flusso del metallo a contatto con la matrice è ostacolato dall'attrito fin tanto che non si crea un film di lubrificante tra la matrice e la billetta e si raggiungono le condizioni di stazionarietà. Tale picco può raggiungere valori anche molto elevati soprattutto se si verifica una rottura della pellicola lubrificante.

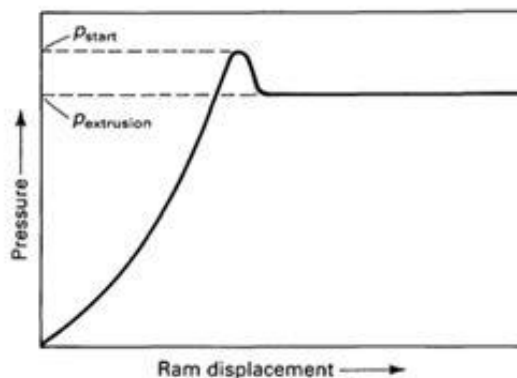


Fig. 1.22: Variazione della pressione al variare della corsa del pistone

Successivamente a questo picco, la pressione tende a diminuire rapidamente fino a raggiungere un valore costante dovuto all'assenza di attrito sulle pareti del contenitore. In questa seconda fase possono verificarsi periodiche oscillazioni della pressione dovute all'effetto di slittamento noto come *stick-slip*, eliminabile con l'uso di ammortizzatori viscosi e riducendo al minimo la quantità di fluido utilizzato.

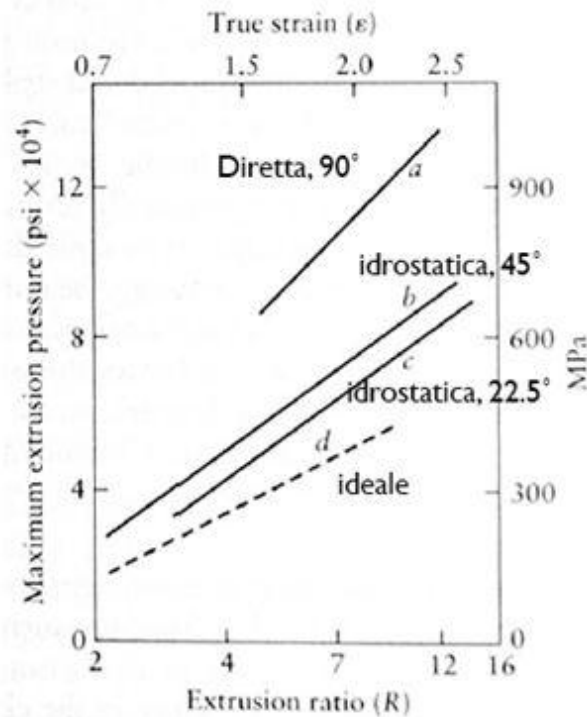


Fig. 1.23: Pressione di estrusione in funzione del rapporto di estrusione per una lega di alluminio.

- a) Estrusione diretta con $\alpha = 90^\circ$;
- b) Estrusione idrostatica con $\alpha = 45^\circ$;
- c) Estrusione idrostatica con $\alpha = 22.5^\circ$;
- d) Deformazione omogenea ideale, ottenuta per calcolo numerico.

La pressione necessaria all'estrusione in fase stazionaria, *steady-state*, dipende invece dalla tipologia di materiale lavorato, ed è correlata linearmente al logaritmo naturale del rapporto R di estrusione secondo l'equazione empirica:

$$p = K_1 \ln R + K_2 \quad (1.22)$$

dove k_1 e k_2 sono costanti.

La figura 1.23 illustra tale rapporto per l'estrusione a freddo di billette per differenti tipologie di lega. La pendenza delle linee risulta essere leggermente più ripida per sezioni più complesse.

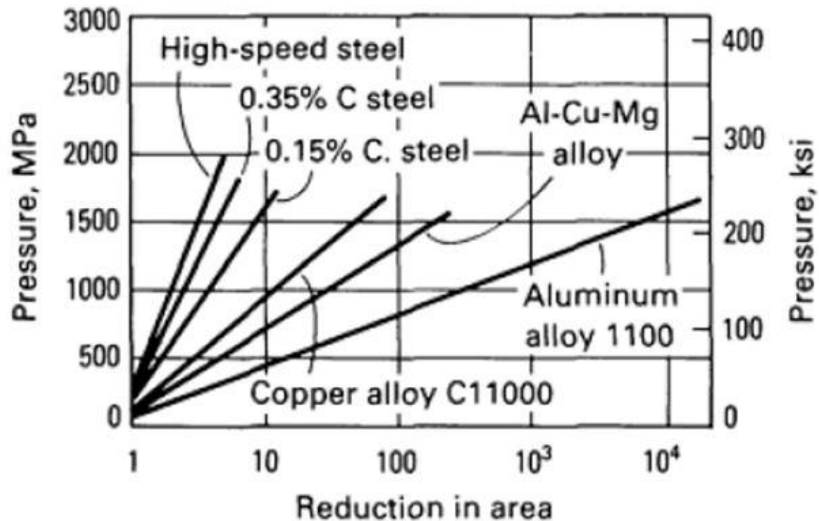


Fig. 1.23: Variazione della pressione di estrusione al variare della riduzione di area nell'estrusione a freddo.

1.4.4 Estrusione idrostatica semplice dei materiali fragili

La maggior parte dei materiali fragili sono soggetti, durante l'estrusione, alla formazione di cricche sulle superfici circonferenziali, ovvero trasversali, e su quelle longitudinali della porzione di billetta estrusa. Questo fenomeno può essere evitato utilizzando la metodologia *fluid-to-fluid*, per cui la billetta viene idrostaticamente estrusa in un liquido a pressione più bassa. Per contro, tale metodologia prevede costi operativi e delle attrezzature molto elevati e inoltre le lunghezze di estrusione sono limitate dalla lunghezza della camera secondaria e dall'aumento della pressione del fluido necessaria per l'estrusione. Per tali motivi il metodo *fluid-to-fluid* può non essere adatto per molte applicazioni industriali.

La difficoltà nell'estrudere metalli a bassa duttilità è stata affrontata in maniera differente dai ricercatori della *Battelle Columbus Division*, i quali hanno stabilito che le cricche, o le prime fratture si sviluppano nella parte posteriore, immediatamente prima del piano di uscita, e che la superficie di rottura a trazione è il risultato di tensioni residue. La direzione delle tensioni residue, longitudinali o trasversali, da origine a crepe sia trasversali che longitudinali. Si è successivamente scoperto che è possibile invertire tali tensioni residue causate da precedenti sollecitazioni di compressione con una successiva riduzione a basso contenuto di zona (<2%). A tal fine gli stessi ricercatori hanno realizzato una filiera-matrice a doppia riduzione del 2% nel secondo passaggio. Si ritiene che la seconda riduzione impedisca la formazione di cricche imponendo una contropressione anulare sul materiale estruso, contrastando così le sollecitazioni di trazione assiale derivanti dalle tensioni residue, dalla flessione elastica

e dall'attrito. Questo metodo è stato applicato con successo nell'estrusione di materiali friabili, tra cui il berillio e leghe di molibdeno.

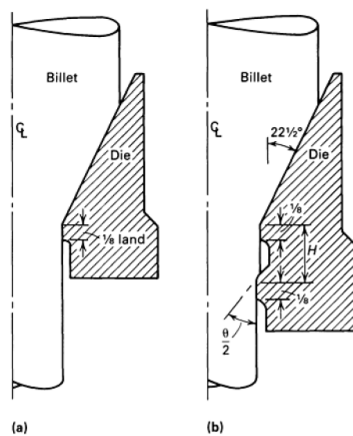


Fig. 1.24: (a)matrice normale; (b)matrice a doppia estrusione

CAPITOLO 2

Risultati sperimentali

2.1 Microestrusione idrostatica

Il processo di microestrusione idrostatica non si differenzia in alcun modo dal processo macroestrusivo in termini di apparati sperimentali necessari. Differiscono invece i parametri di sensibilità degli equipaggiamenti in termini di tenuta e precisione: risulta più complessa la gestione dei parametri di processo a causa della presenza del fluido intermedio, il quale, durante l'avanzamento della billetta è soggetto a fluttuazioni di pressioni considerevoli. L'instabilità del fluido rappresenta lo svantaggio principale del processo di estrusione micro idrostatica in quanto non permette un completo controllo della velocità della lavorazione, mentre è un fenomeno meno accentuato in ambiente macroscopico.

In generale, a causa delle difficoltà di realizzazione dell'apparato di estrusione già per i processi di macro scala e considerando le crescenti difficoltà nella realizzazione degli elementi di tenuta lavorando su microscala, la letteratura riguardante questo processo è scarsa.

Una sperimentazione continua ha però evidenziato un differente andamento della manifestazione dell'attrito in ambiente microscopico: risulta infatti che al diminuire delle dimensioni l'attrito non aumenta in maniera proporzionale ma segue un andamento più simile all'esponenziale.

Altro fattore di rilievo è la durata di applicazione del carico, come evidenzia l'analisi condotta dal Dipartimento di Tecnologia Meccanica dell'Università di Padova. [13]

La prova conseguita nell'esperimento prevedeva l'estrusione di una billetta di acciaio a basso tenore di carbonio lunga 5 mm con una riduzione di diametro da 0.300 a 0.269 mm. Il fluido è stato pressurizzato attraverso un attuatore manuale fino a 420 MPa.

Dai dati si deduce come l'incremento della durata del processo e del contributo della pressione di estrusione indichino un incremento del tratto estruso, anche se le variazioni dovute all'aumento del tempo di applicazione del carico risultano essere molto meno sensibili per pressioni ridotte come da figura 2.1.[14]

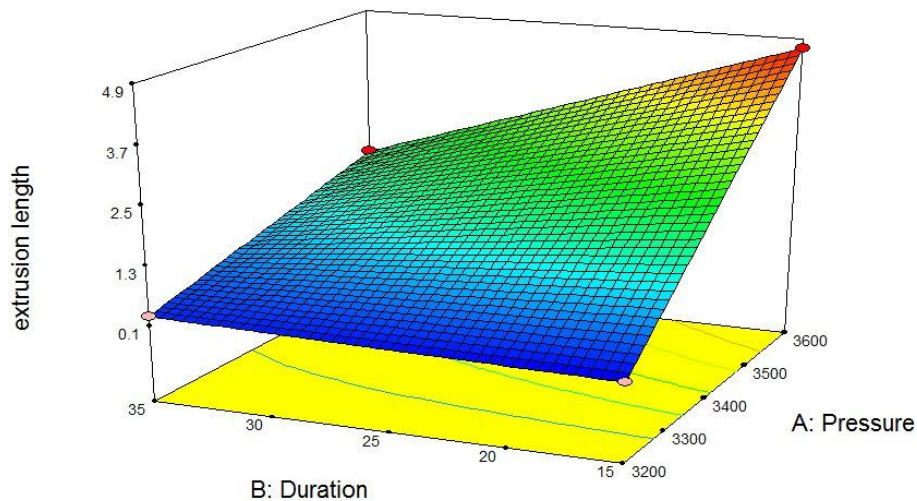


Fig. 2.1: Analisi dell'andamento delle lunghezze estruse come funzione della pressione e della durata del processo.

La successiva analisi delle dimensioni del grano ha evidenziato che la struttura del grano al cuore, con un diametro di 0.249 mm, è molto simile a quella del materiale della pre-estrusione avente dimensione del grano pari a $4 \mu m$ con deviazione standard di $2 \mu m$. Nei dintorni della superficie esterna, invece, su un'area di $10 \mu m$, come si osserva dalla figura 2.2, si nota in maniera marcata una deformazione elevata del grano in direzione radiale: in questa fascia è impraticabile la misurazione delle dimensioni del grano a causa delle ridottissime dimensioni.

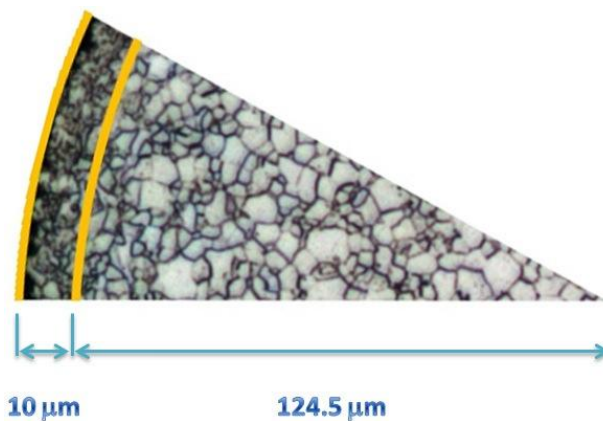


Fig. 2.2: Micrografia di una sezione estrusa.

L'analisi di micro durezza *Vickers* permette quindi di definire due zone all'interno della sezione del provino: una prima zona localizzata entro un raggio di $0.085 \mu m$ con una durezza compresa tra i 125 e i 140 HV, e una seconda zona di raggio superiore a $0,115 \mu m$ avente un range di durezza tra i 160 e i 170 HV come si evince dalla figura 2.3.

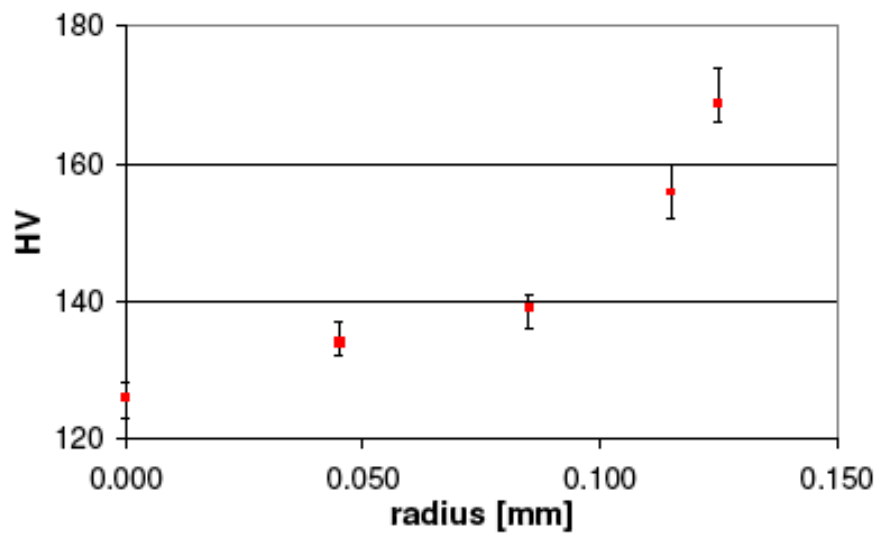


Fig. 2.3: Microdurezza *Vickers* di un pezzo estruso a partire dal centro della superficie.

Dai dati raccolti siamo in grado di affermare che il processo di microestrusione tende quindi a migliorare le proprietà meccaniche del materiale, in quanto induce un affinamento delle dimensioni dei grani che va aumentando in direzione radiale.

2.2 Prova di micro-estrusione idrostatica

Riprodurre il processo di estrusione in micro dimensioni non è semplice, in quanto è necessaria un'attrezzatura in grado di resistere alle alte pressioni, e in commercio non sono disponibili macchine per l'estrusione idrostatica di microcomponenti.

In seguito ad una approfondita ricerca di mercato, è stato acquistato un generatore di pressione che permette di comprimere l'olio fino alle pressioni che si desiderano applicare. [13]

2.2.1 Apparato strumentale

L'apparato sperimentale della prova di micro-estrusione è costituito da:

- Un generatore di pressione;
- Un nipple per il collegamento tra generatore e T;
- Una T a tra vie;
- Un nipple per il collegamento tra T e sensore di pressione;
- Un sensore di Pressione;
- Un tappo con foro passante;
- Una matrice.

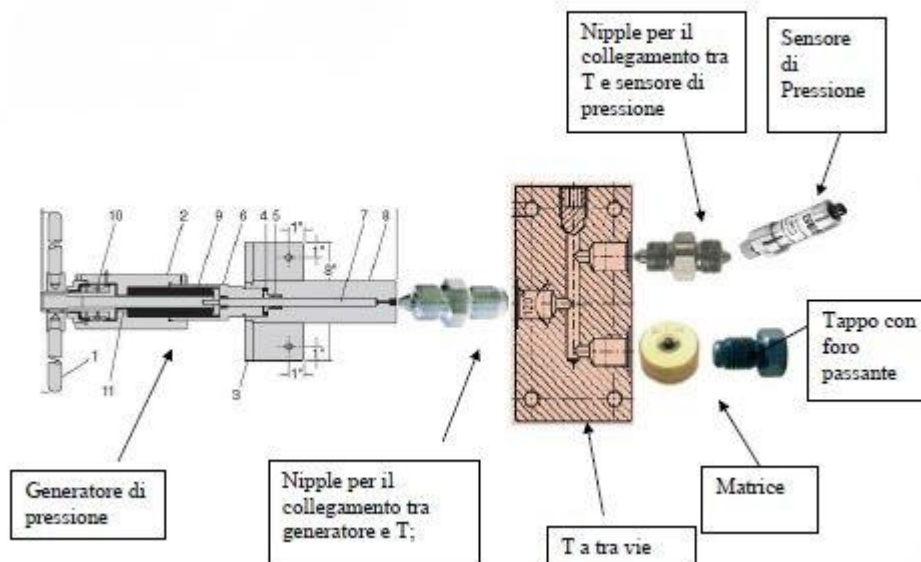


Fig. 2.4: Generatore di pressione e circuito.

Il principio di funzionamento del generatore di pressione è il seguente: una manovella azionata per rivoluzione da un operatore agisce su un pistone primario che, a sua volta avvitandosi fa avanzare il pistone di compressione all'interno della camera di alta

pressione. L'olio, grazie al T a tre vie, esercita la pressione sia sul filo da estrarre, sia sul sensore di pressione permettendo così la lettura del carico.

I vari componenti vengono assemblati con la seguente modalità:

1. Vengono fissati i *nipples* per il collegamento del blocco di distribuzione al sensore di pressione e al generatore di pressione. È necessario controllare che per entrambi i *nipples* sia applicata una forza di serraggio sufficiente alla deformazione plastica della parte conica degli stessi.
2. Successivamente viene inserito il filo da estrarre nella matrice, la quale viene posizionata nello spazio creato *ad hoc* dalla riduzione della lunghezza del blocco per la matrice.
3. Il blocco della matrice viene congiunto al blocco di distribuzione assicurandosi che la forza di serraggio sia sufficiente a deformare plasticamente la parte conica della matrice lavorata al fine di ottenere la tenuta stagna.
4. Il pistone del generatore di pressione deve essere portato a fine corsa, la camera deve essere completamente libera e il generatore posto in posizione verticale.
5. Il fluido andrà inserito nel generatore di pressione dalla sede filettata fino al completo riempimento del volume della camera. Questa operazione deve avvenire utilizzando una siringa in modo da permettere all'aria presente nella camera di uscire.
6. Il blocco di distribuzione deve essere assemblato al generatore di pressione.
7. Il livello del fluido deve essere rabboccato dal foro del nipple del sensore di pressione in modo da riempire completamente il volume del blocco di distribuzione, l'operazione deve essere svolta ancora una volta utilizzando la siringa.
8. Collegare il sensore di pressione.
9. Assicurare l'apparato per micro-estrazione idrostatica al tavolo di lavoro in posizione orizzontale.

La configurazione finale dell'apparato è mostrata nelle figure 2.5 e 2.6:



Fig. 2.5 e 2.6: Apparato sperimentale per la prova di micro-estrusione.

2.2.1.1 I lubrificanti

Per simulare un modello FEM del processo di estrusione idrostatica, sono stati analizzati i dati sperimentali ottenuti dalle prove di trazione e di microestrusione su un filo di acciaio a basso tenore di carbonio. Il materiale utilizzato nell'estrusione è acciaio a basso tenore di carbonio, proveniente dalla trafiliera Beri Enrico & C.

La sua composizione segue i dati in tabella 2.1:

Componente	C	Mn	Si	P	S	Al
% Analisi	0,045	0,33	0,052	0,017	0,005	0,041

Tabella 2.2

Il filo è stato fornito ricotto con un diametro di 0.30 mm, che dovrà assumere le nuove dimensioni diametrali pari a 0.27 mm.

I lubrificanti utilizzati sono:

- ChemetallGardolube DO 338, un olio emulsionabile in acqua, composto da esteri di acidi grassi, inibitori di corrosione e tensioattivi, con densità di 0.99 g/cm^3 , viscosità a 23° C , (LVT g34 V50) = 350 cP.
- Mina di matita di durezza B stesa sulla circonferenza del filo lungo tutta la lunghezza da estrarre. È caratterizzata da densità pari a 1900 Kg/m^3 , calore specifico pari a $0.71 \text{ Kg/Kg} \cdot ^\circ\text{C}$, conduttività termica pari a $178 \text{ W/m} \cdot ^\circ\text{C}$ e diffusività termica pari a $13.2 \text{ m}^2/\text{s} \cdot 10^5$.

2.2.2 Risultati della prova

È stato definito un piano di simulazioni, dove le variabili prese in considerazione sono state il tempo di lavorazione e la pressione di estrusione alle quali è soggetto il campione.

Definita una pressione, sono state svolte prove per tempi pari a 10, 20 e 30 minuti. Le pressioni prese in considerazione sono state 280, 310, 325 e 340 MPa. Per valori superiori il generatore di pressione non assicura una tenuta perfetta con tempi di lavorazione pari a quelli della sperimentazione. Nella tabella 2.3 si può notare il risultato sperimentale medio relativo ad ogni tipologia di prova.

Pressione [bar]	Tempo [min]	Lunghezza estruso [mm]
280	10	0,040455
	20	0,092849
	30	0,084702
310	10	0,115745
	20	0,172072
	30	0,179096
325	10	0,349623
	20	0,431094
	30	0,465789
340	10	0,579427
	20	1,220976
	30	1,821912

Tabella 2.3: Risultati sperimentali medi.

Plottando i risultati delle diverse prove si è notato che non c'è un aumento lineare tra tempi di lavorazione e lunghezze estruse ottenute. Tale osservazione deriva da diversi fattori:

- Pressione di estrusione. Si è notato che la pressione pari a 280 MPa è un valore troppo basso rispetto alla pressione ideale di lavorazione per il processo considerato. I valori di estruso ottenuto non sono accettabili in quanto crescono non linearmente riscontrando un valore sperimentale dopo 30 minuti di applicazione della pressione inferiore al valore ottenuto dopo 20 minuti di applicazione.

La pressione di 340 MPa sembra essere la più adeguata alla micro-estrusione idrostatica, ma non si possono fare prove con valori maggiori in quanto l'attrezzatura a disposizione ha dei limiti fisici di tenuta.

- Tempi di lavorazione non esatti. I tempi previsti di lavorazione sono tempi medi, in quanto non sono esattamente pari al valore teorico, anche se l'errore sperimentale è inferiore all'1 %. Il carico di pressione viene fatto agire in rampa a partire dal valore nullo, fino alla pressione che si vuole far agire in tempi di rampa che variano dai 50 ai 90 secondi, e lo stesso vale per la rampa di discesa. La variabilità elevata di questo intervallo di tempo è dovuta all'intervento di un operatore non meccanico che fa agire il volano del generatore di pressione.
- Difficoltà di misurazione dell'estruso. Le dimensioni diametrali del filo sono molto ridotte, quindi sono necessari strumenti quali il microscopio per la misurazione del tratto di filo estruso.

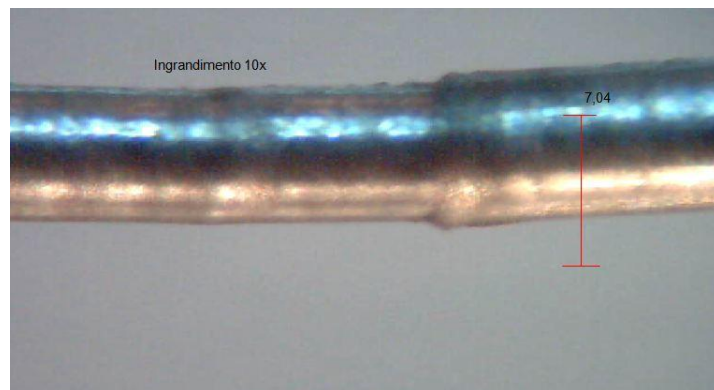


Fig. 2.7: Visione al microscopio del campione.

Nella figura 2.7 si può notare che ci sono ancora i segni della trafilatura longitudinale e ci sono delle crepe circolari sul filo dovute all'effetto di *stick slip*.

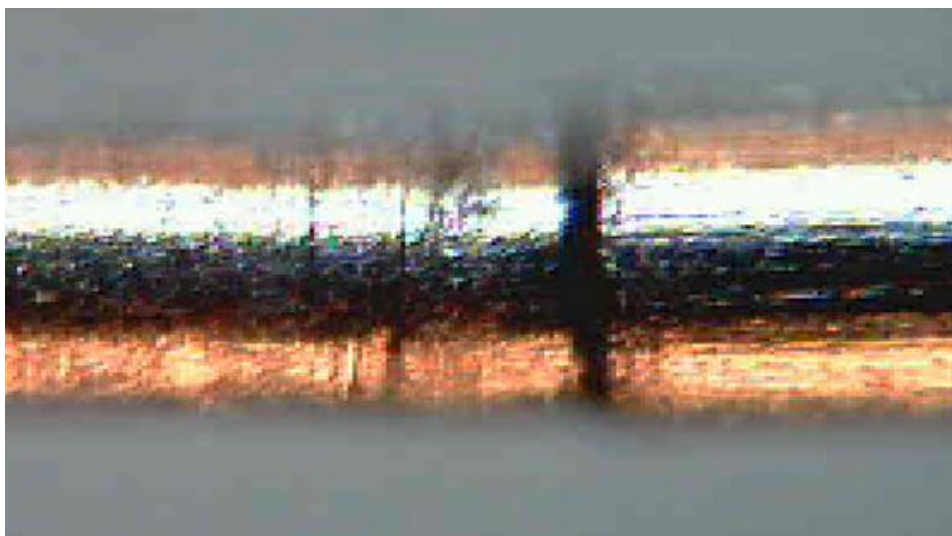


Fig. 2.8: Crepe circolari sul filo estruso.

Per misurare il tratto estruso si prende come punto di partenza il segno della trafilatura, come tratto finale invece si considera un punto intermedio nel cono d'ombra nero, creato per effetto ottico dal microscopio sulla zona di filo finale a contatto con la matrice, che risulta essere inclinata.

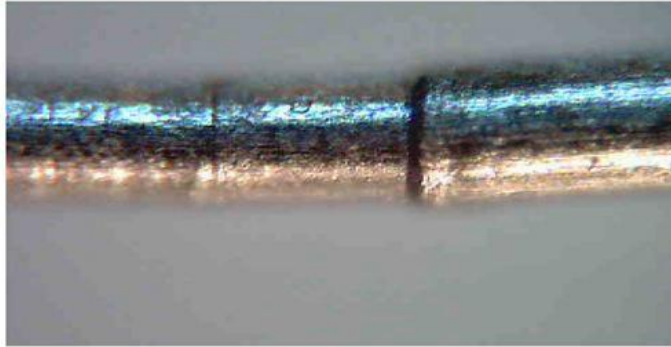


Fig. 2.9: Particolare del cono d'ombra.

- Ampia dispersione sperimentale dai dati. Le misurazioni rilevate presentano una spiccata variabilità. Seguendo le eq. 2.1 e 2.2:

$$\bar{x} = \sum_{i=1}^N x_i \quad (2.1)$$

$$\sigma_x = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n}} \quad (2.2)$$

è stata redatta una tabella, fig. 2.11, con la media e gli scarti quadratici per ogni pressione ed intervallo di tempo applicati.

Pressione [bar]	Tempo [min]	Lunghezza estruso [mm]	Δ_{estruso} [mm]
2800	10	0,040454545	0,002949811
3100	10	0,115744949	0,01282566
3250	10	0,34962279	0,091883248
3400	10	0,579427083	0,056773592
2800	20	0,092848801	0,034084932
3100	20	0,172072285	0,00901182
3250	20	0,43109375	0,080096224
3400	20	1,220976102	0,143929281
2800	30	0,084701705	1,69967E-17
3100	30	0,179095644	0,015292869
3250	30	0,465789141	0,094440332

Tabella 2.4: Dati sperimentali.

Si può notare che non c'è una relazione lineare tra pressione e tempo applicati al campione e lunghezza dell'estruso ottenuta. Come si vede nel grafico in 3d di fig. 2.10, solo la pressione pari a 340 MPa cresce proporzionalmente.

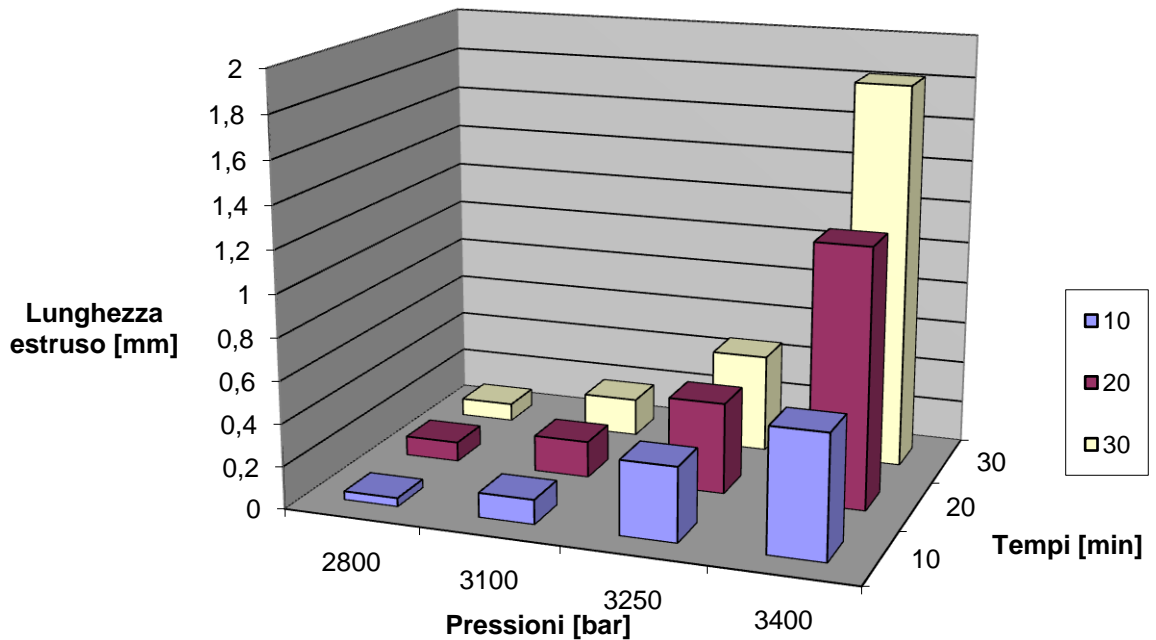


Fig. 2.10: Visione in 3d dei dati sperimentali.

Il $\Delta_{estruso}$ può arrivare ad essere il 36.71 % della lunghezza dell'estruso, un valore decisamente troppo alto, anche tenendo conto dell'incertezza sperimentale.

La velocità di estrusione del processo è stata ricavata analiticamente attraverso la legge oraria del moto, eq. 2.3:

$$x = v \cdot t \quad (2.3)$$

Di seguito, in tabella 2.5 sono riportati i valori di velocità medi in mm/s , calcolati per ogni pressione e tempo applicati al generatore di pressione. I valori sono da considerarsi medi, in quanto ricavati analiticamente da lunghezze medie dell'estruso.

Pressione [bar]	Tempo [min]	Velocità media [mm/s]
280	600	0,00006536
	1200	0,00007810
	1800	0,00004669
310	600	0,00019258
	1200	0,00014384
	1800	0,00009957
325	600	0,00058226
	1200	0,00035724
	1800	0,00025900
340	600	0,00096572
	1200	0,00101840
	1800	0,00101264

Tabella 2.5: Tabella con le velocità medie.

Le velocità non seguono un andamento spiccatamente lineare:

- Il valore medio aumenta all'aumentare delle pressioni applicate al carico;
- Con pressione costante e variando il tempo, non c'è proporzionalità tra i due fattori, in quanto a pressioni basse si ha velocità maggiore con tempi più brevi, mentre a pressioni alte, la velocità aumenta con tempi maggiori.

La velocità media tiene conto di diverse componenti di velocità:

- La velocità v_0 è presente nel primo intervallo di tempo in cui è applicata una rampa di pressione. La rampa parte dal valore nullo di pressione, fino a raggiungere la pressione prevista dal piano delle simulazioni. Le velocità in tale intervallo cresce costantemente secondo una componente di accelerazione diversa da 0.
- La velocità v_1 presente nell'intervallo di tempo in cui si ha realmente l'estrusione, costante e non influenzata da una componente di accelerazione, ma dall'effetto di *stick slip*.
- La velocità v_2 è presente nell'ultimo intervallo di tempo, dove è applicata una rampa di pressione di discesa. La rampa parte dal valore costante di pressione, fino ad annullarsi. La velocità in tale intervallo decresce costantemente secondo una componente di accelerazione diversa da 0 negativa, ma la componente cinematica è tendente allo zero per la diminuzione delle pressioni.

Si attua una selezione di dati più attendibili che verranno poi confrontati con i valori ottenuti dalle simulazioni numeriche dei processi di formatura.

Si scelgono come valori attendibili solo i dati sperimentali delle prove espletati in tabella 2.6 e 2.8, perché le pressioni in questione sono le più adeguate con le quali svolgere l'operazione di estrusione, i dati sono caratterizzati da minore variabilità e maggiore proporzionalità.

A 325 MPa, si attua la seguente selezione:

Pressione [bar]	Tempo [s]	Lunghezza estruso [mm]	Note
325	10	0,37	Valore valido
		0,43	Valore non valido, presente a 20' e 30'
		0,25	Valore valido
	20	0,49	Valore valido
		0,34	Valore non valido, presente a 10'
		0,47	Valore valido
	30	0,57	Valore valido
		0,38	Valore non valido, presente a 10' e 20'
		0,45	Valore non valido, presente a 10' e 20'

Tabella 2.6: Valori a 325 MPa.

Dalla selezione si ottengono i seguenti valori medi per ogni intervallo di tempo:

Pressione [bar]	Tempo [s]	Lunghezza estruso [mm]
325	10	0,31
	20	0,48
	30	0,57

Tabella 2.7: Valori attendibili a 325 MPa.

Per la pressione di 340 MPa, si segue lo stesso procedimento visto nella tabella 2.6:

Pressione [bar]	Tempo [s]	Lunghezza estruso [mm]	Note
340	10	0,607239583	Valore valido
		0,616931818	Valore valido
		0,514109848	Valore valido
	20	1,205147623	Valore non valido, presente a 30'
		1,372165365	Valore non valido, troppo elevato
		1,085615318	Valore valido
	30	2,380821528	Valore non valido, troppo elevato
		1,809904674	Valore valido
		1,275011254	Valore valido

Tabella 2.8: Valori a 340 MPa.

I valori medi per la pressione a 340 MPa si osservano in tabella 2.9:

Pressione [bar]	Tempo [s]	Lunghezza estruso [mm]
340	10	0,58
	20	1,09
	30	1,54

Tabella 2.9: Valori attendibili a 340 MPa.

I valori ottenuti per le pressioni di 325 MPa e di 340 MPa seguono un andamento lineare e crescono proporzionalmente grazie alla selezione applicata sui valori ottenuti dalla sperimentazione. In prima analisi, i dati empirici avevano tendenza non omogenea per la difficoltà di rilevazione sperimentale, come citato nel paragrafo 2.2.1. Sono stati eliminati i valori relativi ad un determinato Δ_t che apparivano erroneamente anche in Δ_t differenti, dando luogo così ad una ridondanza di Δ_x che sporcavano il risultato sperimentale.

2.3 Prova di trazione

È stata eseguita ripetutamente una prova di trazione del filo di acciaio a basso tenore di carbonio per caratterizzare il materiale, ricavando sperimentalmente i coefficienti K ed n , tipici della curva di tensione/deformazione di un materiale plastico, secondo la formula :

$$\sigma = K * \varepsilon^n \quad (2.4)$$

2.3.1 Apparecchiatura

La prova consiste nel tirare un filo ad una velocità costante di 50 mm/min tramite l'apparecchiatura mostrata in figura 2.14.



Fig. 2.14: Attrezzatura per la prova di trazione.

Le due estremità del filo vengono avvolte e fissate ad una puleggia. Una puleggia è solidale ad una cella di carico fissata alla struttura, l'altra invece è solidale con un piano mobile messo in movimento lungo l'asse del filo grazie ad un collegamento con una vite senza fine, azionata da un motorino a corrente continua.

L'avanzamento della vite è reso continuo e costante, nonostante l'aumento progressivo della forza agente nel filo, grazie ad un controllo a circuito chiuso che, tramite un encoder che legge la velocità di rotazione della vite ed un controllore tipo PID, è in grado di azzerare l'errore tra l'avanzamento reale della vite e l'avanzamento desiderato.

Tramite il programma di acquisizione dati possiamo rilevare, per ogni intervallo di tempo desiderato, la corrispondente forza di trazione letta dalla cella di carico.

L'importazione e l'analisi dei dati in Excel permette di ricavare la curva di tensione/deformazione del campione di filo, confrontata poi con il modello analitico dell'eq. 2.4.

In figura 2.15 si riporta l'andamento della tensione-deformazione *ingegneristica*.

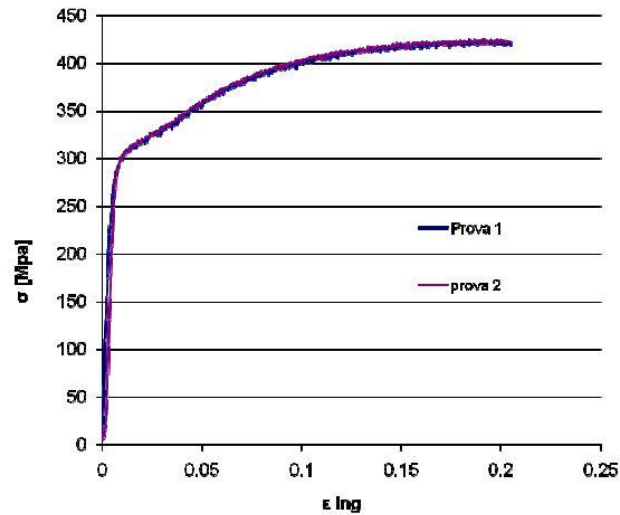


Fig.2.15: Andamento della tensione-deformazione ingegneristica

2.3.2 Risultati della prova

Attraverso le formulazioni analitiche eq. 2.5 ed eq. 2.6, si è ricavata la curva vera del materiale:

$$\varepsilon = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) = \ln(1 + e) \quad (2.5)$$

$$\sigma_{true} = e^c \cdot \sigma_{ing}. \quad (2.6)$$

Essendo $\sigma = K \cdot \varepsilon^n$ la funzione che governa il tratto plastico, si è tracciata l'intercetta dei dati sperimentali solamente nel tratto plastico.

La funzione calcolata è : $\sigma = 749.3 \cdot \varepsilon^{0.227}$.

Si è per cui caratterizzato il filo in esame attraverso i coefficienti K ed n :

$$K = 750 \text{ MPa}$$

$$n = 0.227.$$

Da questa prova si sono determinati anche i valori di:

- tensione a rottura: $Y_R = 750 \text{ MPa}$;
- tensione di snervamento $Y_S = 290 \text{ MPa}$;
- tensione di flusso media $\bar{Y} = 429 \text{ MPa}$.

CAPITOLO 3

Messa a punto del modello FEM per la simulazione numerica del processo di estrusione idrostatica

3.1 Metodo degli elementi finiti

Il metodo degli elementi finiti, detto FEM, è una tecnica numerica adeguata per cercare soluzioni veritiere di problemi descritti da equazioni differenziali alle derivate parziali, riducendo queste ultime ad un sistema di equazioni algebriche. Il metodo FEM mantiene una posizione dominante nel panorama delle tecniche numeriche di approssimazione. Tale procedimento si applica a corpi fisici passibili ad essere suddivisi in un certo numero, anche molto grande, di elementi di forma definita e dimensioni contenute, ed ogni singolo elemento finito viene considerato un campo di integrazione numerica con caratteristiche omogenee. La peculiarità del metodo è la discretizzazione attraverso la creazione di una griglia, detta *mesh*, composta da primitive, rappresentate dagli *elementi finiti*, di forma codificata.

Nella sua forma originaria e tutt'ora più diffusa, il metodo agli elementi finiti viene utilizzato per risolvere problemi poggianti su leggi costitutive di tipo lineare, come i problemi di sforzo/deformazione in campo elastico, la diffusione del calore all'interno di un corpo materiale. Alcune soluzioni più raffinate consentono di esplorare il comportamento dei materiali anche in campo fortemente non lineare, ipotizzando comportamenti di tipo plastico o visco/plastico.

Per arrivare al modello si seguono delle fasi fondamentali, ognuna delle quali comporta l'inserimento di errori nella soluzione finale:

- Modellazione: questa fase è presente in tutti gli studi di ingegneria. Si passa dal sistema fisico ad un modello matematico, che astrae alcuni aspetti di interesse del sistema fisico, focalizzando l'attenzione su poche variabili aggregate di interesse e "filtrando" le rimanenti. A differenza delle trattazioni analitiche è sufficiente che il modello matematico scelto sia adeguato alle geometrie semplici degli elementi finiti. La scelta di un tipo di elemento in un programma software equivale ad una scelta implicita del modello matematico che vi è alla base.

- Discretizzazione: in una simulazione per via numerica è necessario passare da un numero infinito di gradi di libertà ad un numero finito, situazione propria della *mesh*. La discretizzazione, nello spazio o nel tempo, ha lo scopo di ottenere un modello discreto caratterizzato da un numero finito di gradi di libertà.

3.2 Messa a punto del modello

L'elaborazione, e la successiva messa a punto di un modello riprodotto fedelmente il processo di microestrusione idrostatica è risultato essere molto più complesso di quanto inizialmente preventivato.

È stato necessario, innanzitutto, acquisire le competenze adeguate ad un corretto utilizzo del software di analisi agli elementi finiti Simufact GP 9.0 per la ricerca del modello ottimale.

3.2.1 Primo modello

Si è deciso di sfruttare la particolare geometria assialsimmetrica del complesso pistone, contenitore, matrice e billetta al fine di riprodurre il processo di microestrusione con un'analisi bidimensionale. Inizialmente si sono calcolate le coordinate geometriche degli elementi costituenti il sistema, tenendo ben presente che l'angolo della matrice estrusiva deve corrispondere esattamente alla realtà, pari ad $\alpha = 7^\circ$.

Nella progettazione del modello, si è pensato di riprodurre la pressione idrostatica introducendo l'azione di due forze ortogonali alle superfici trasversali e longitudinali della billetta ed agenti sui nodi superficiali della billetta.

Tale stratagemma non ha portato ad una soluzione accettabile in quanto l'azione delle forze si scarica su nodi in movimento, e non su coordinate spaziali statiche. Ciò comporta che le forze trasversali riproducano fedelmente la realtà dato che agiscono costantemente, mentre le forze longitudinali, applicate ai nodi, continuano ad agire anche quando il nodo della billetta è già oltre la matrice di estrusione, non riproducendo la realtà.

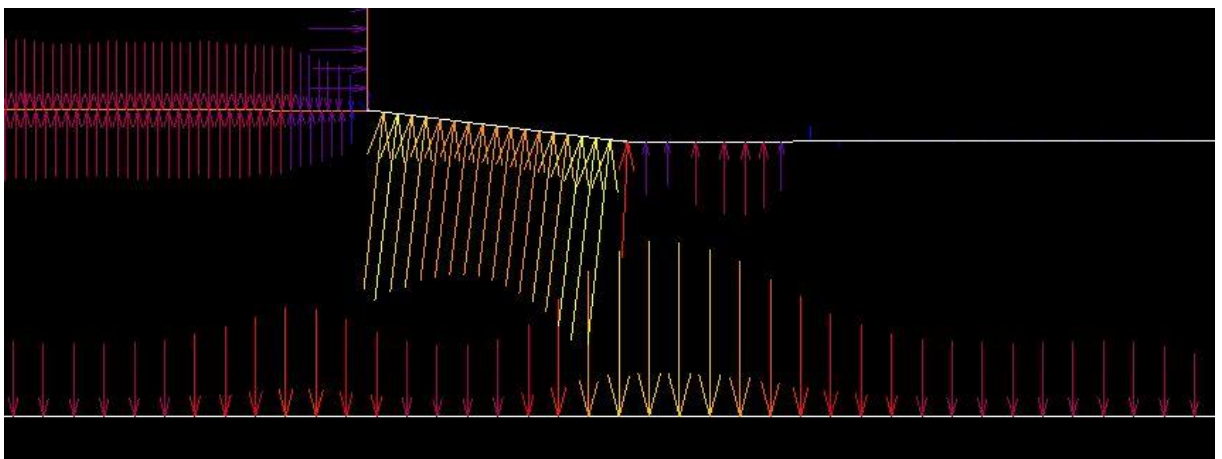


Fig.3.1: Modello con forze longitudinali applicate ai nodi in fase di carico.

In figura 3.1 si notano le forze agenti sulla matrice nella fase iniziale del processo.

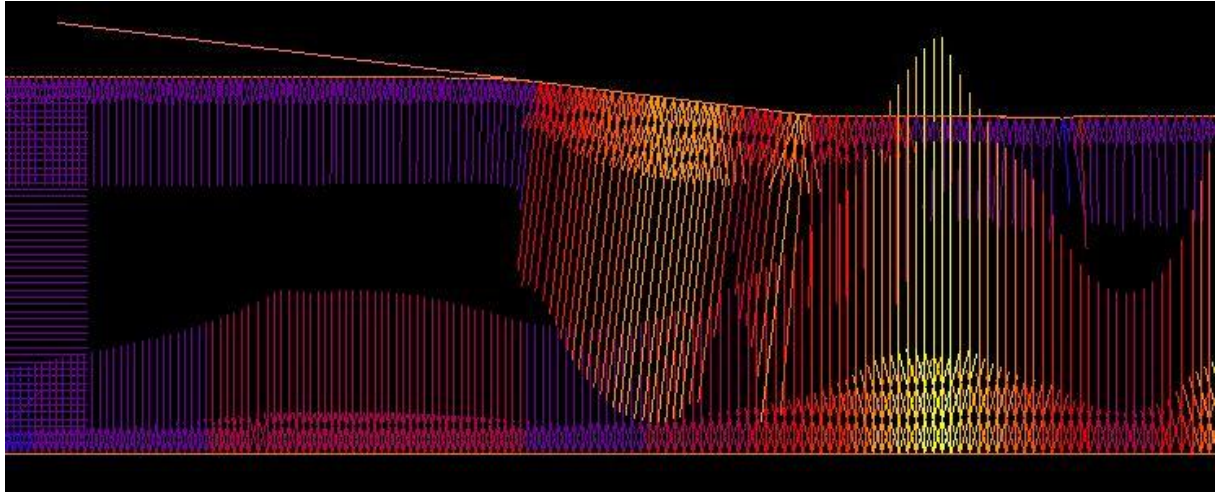


Fig.3.2: Modello con forze longitudinali applicate ai nodi.

Nella figura 3.2 si nota invece come le forze si manifestino anche dopo la matrice in quanto la pressione superiore continua ad agire.

Nella predisposizione iniziale del modello si è sfruttato il criterio energetico di Avitzur, il quale ha sviluppato un modello analitico per valutare la pressione di estrusione al pistone. Secondo lo studioso, all'aumentare del coefficiente d'attrito tra billetta e matrice, aumenta la pressione di estrusione. Partendo dai valori noti delle pressioni decisi a tavolino nella sperimentazione reale, si è trovato con la formulazione inversa il valore di attrito m atto a ricreare la sperimentazione nella simulazione agli elementi finiti. I risultati della ricerca del coefficiente vanno a contrastare ogni ipotesi elaborata precedentemente, e si è scelto di utilizzare la teoria *coulombiana* dell'attrito, come menzionato in [12]. Si era notato che il coefficiente trovato non aveva nessuna relazione lineare né con le pressioni in gioco, né con il variare dei tempi nella modellazione numerica.

Inoltre è stato dedotto che il risultato della simulazione dipende anche dal numero di elementi finiti dal quale è composto il modello. Una taglia di *mesh* molto fitta porta ad un sovraccarico di lavoro al calcolatore, il quale raggiunge anche tempi di calcolo pari a 100/120 ore.

3.2.2 Secondo modello

L'applicazione delle *boundary conditions* è stata modificata radicalmente in quanto la pressione idrostatica agisce sia longitudinalmente che trasversalmente, ma non legata alle coordinate dei nodi statiche. È stato introdotto un contenitore cilindrico a contatto con la billetta, rappresentato da una curva di tipo *line* grazie alle proprietà

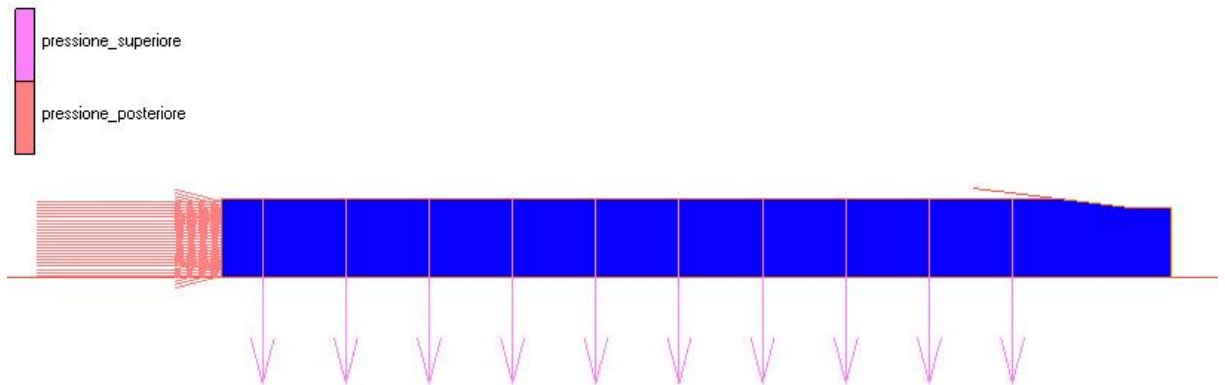


Fig. 3.3: Secondo modello con forze verticali applicate ad un contenitore.

dell'assialsimmetria su cui agiscono le forze longitudinali. A basse pressioni, cioè a 280 MPa, le simulazioni hanno risultati coerenti, ma con l'aumentare dei tempi di azione della pressione idrostatica vengono a formarsi sulla superficie della billetta estrusa delle cuspidi e delle compenetrazioni non accettabili tra billetta e matrice, date le peculiarità imposte agli elementi.

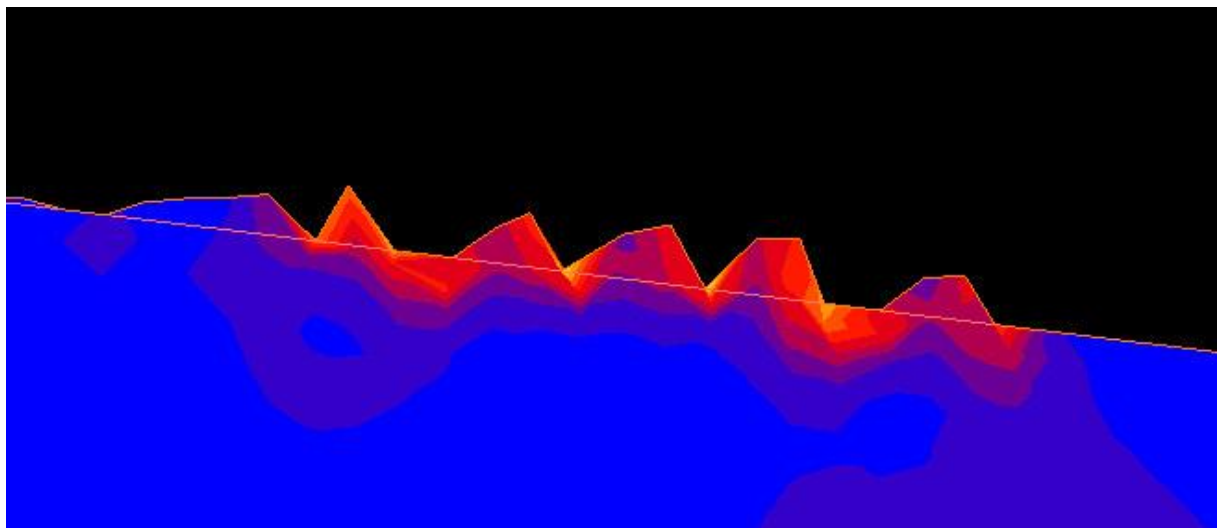


Fig. 3.4: Risultati a 280 MPa con elevati tempi di estrusione.

Ad alte pressioni, cioè a 340 MPa, si verifica la formazione di una specie di coda sulla parte posteriore, tra la billetta e il contenitore circolare, il tutto dovuto a tensioni inusuali.

Dato il numero di incrementi software, che è il numero di operazioni o passaggi che il software impiega per completare una simulazione, a parità di modello e a differenza di *steps*, si sono ottenuti risultati differenti.

3.2.3 Terzo modello

Dati i risultati fallimentari precedenti, si ha scelto di riprodurre al simulatore l'azione della pressione idrostatica nel modo più fedele possibile, introducendo un *pressure medium*.

Tale scelta presenta però una serie di problemi:

- Un aumento sensibile del numero di elementi che il software deve calcolare, con un notevole aumento dei tempi di elaborazione dei risultati;
- Necessità di conoscere i coefficienti di espansione volumetrica, di densità e di viscosità del fluido;
- Esigenza di introdurre un sistema contenitivo del *pressure medium* ad alta pressione.
- Richiesta di una conoscenza approfondita nell'utilizzo di Simufact GP 9.0.

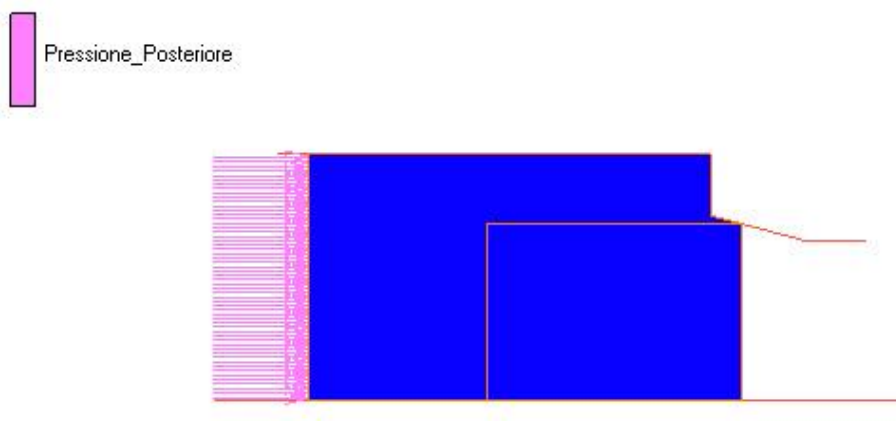


Fig. 3.5: Terzo modello con un unico contenitore.

Per evitare complesse interazioni nei *tools* tra l'azione posteriore e superiore del fluido, nel riprodurre una pressione costante su tutta la superficie della billetta sotto l'azione di un'unica forza, dopo alcuni tentativi si è pensato di realizzare due contenitori separati:

- Un contenitore superiore;
- Un contenitore posteriore.

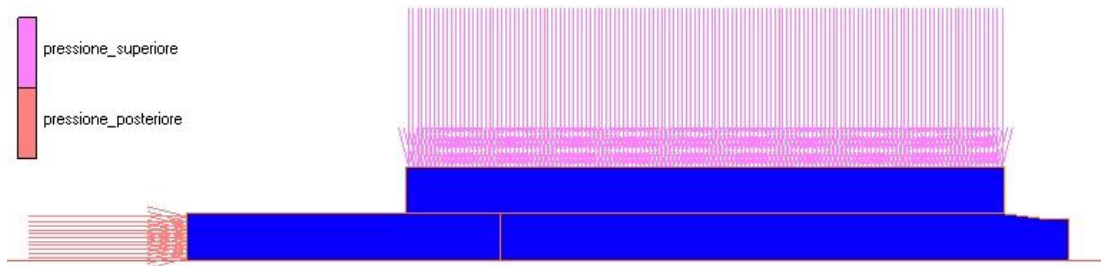


Fig. 3.6: Terzo modello con due contenitori separati.

Lo schema in figura 3.6 rappresenta l'evoluzione più raffinata del terzo modello, anche se non la conclusiva. Innanzitutto si è stabilito che il contenitore del *pressure medium* posteriore sia sufficientemente lungo in modo che ci sia una parte di *pressure medium* che non viene sovrastato da quello superiore durante l'avanzamento della billetta. Se non fosse soddisfatta tale condizione, si verrebbero a formare tensioni elevate e inopportune nella zona di contatto tra billetta, fluido posteriore e fluido superiore.

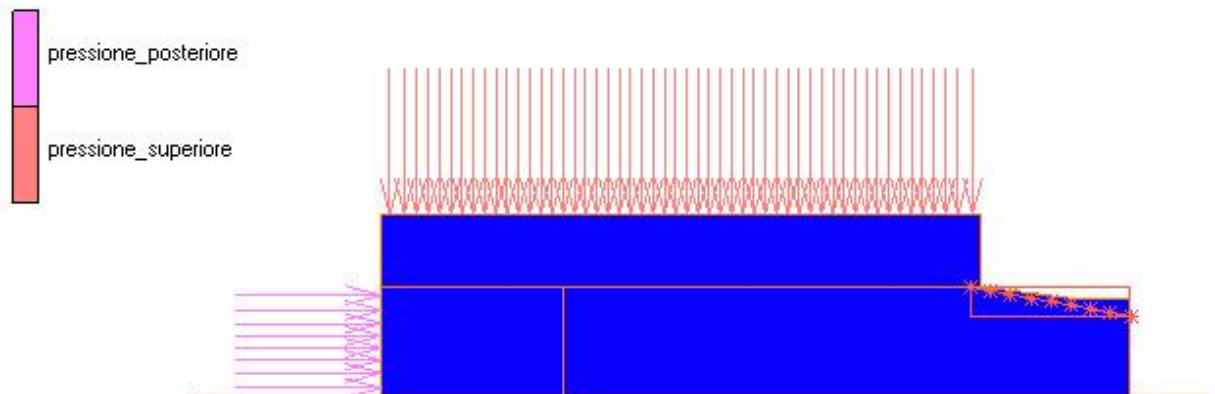


Fig. 3.7: Modello intermedio con criterio di *re-mesh*.

Nonostante il modello riproduca fedelmente lo stato reale della sperimentazione, a medie ed elevate pressioni, si ripresentano costantemente delle cuspidi. La strada intrapresa per eliminarle, seppur esosa in termini di tempo di simulazione, è stata quella di introdurre un criterio di *re-mesh*, ovvero di un opportuno sistema di ricalcolo della suddivisione in elementi dell'intero modello ad ogni incremento del software. Nonostante il raddoppio dei tempi di elaborazione l'obiettivo di eliminare le cuspidi è stato raggiunto.

3.2.4. Perfezionamento del modello: fase finale

Completata la ricerca di un modello adeguato alla micro estrusione idrostatica, la fase finale di perfezionamento dello schema FEM ha interessato, oltre alla ricerca di un coefficiente d'attrito adeguato, in maniera particolare la riduzione dei tempi di elaborazione software a parità di precisione.

Si è realizzato che la taglia di *mesh* impostata dall'utente non influisce sul tempo del processo di simulazione, in quanto si è attivato un criterio di *re-mesh* e la maglia viene modificata continuamente. Il confronto tra modelli con *mesh* molto fitta, sia sui *pressure medium* che sulla billetta, e tra modelli con *mesh* fitta solo sulla billetta e maglia larga sui fluidi, ha riscontrato i medesimi risultati.

Si è deciso di applicare il criterio di *re-mesh* alla porzione di materiale a partire da un infinitesimo prima dell'ingresso nella matrice, ad un Δx dopo l'uscita dal calibratore in quanto si è osservato che le cuspidi vengono a formarsi proprio nella zona d'uscita dalla matrice, particolarmente sensibile, e che le restanti zone non sono soggette a tale fenomeno.

A conclusione di tre mesi di lavoro impostato sul confronto tra modelli, ipotesi teoriche, e acquisizione sempre più specifica delle potenzialità di Simufact GP 9.0 si è realizzato un modello riprodotto in maniera estremamente sensibile lo stato delle cose in un reale processo di microestrusione, nonostante siano stati introdotti nel modello numerosi artifici tecnici tesi a superare le difficoltà pratiche.

3.2.4.1. Ulteriori considerazioni in fase di perfezionamento del modello

Come accennato nel paragrafo 3.2.2, molti sono stati i fattori che entrano in gioco nella modellazione del sistema estrusivo simulato. Un elemento non trascurabile è la rilevanza del numero di *steps*/incrementi elaborati dal simulatore per portare a termine un processo intero. Da un confronto tempo/allungamento con differenti incrementi fissati in uno dei primi modelli realizzati, quindi non adatti a simulare il processo estrusivo, ma altresì pienamente utilizzabili per considerazioni numeriche del software, abbiamo potuto approfondire tale questione. Le prove confrontate prevedono un intervallo di tempo di 600 s, a pressione costante di 280 MPa e con un attrito pari a 0.4. Come si deduce dal grafico di figura 3.9, all'aumentare del numero di incrementi fissati, diminuisce la quantità di materia estrusa a parità di condizioni al contorno.

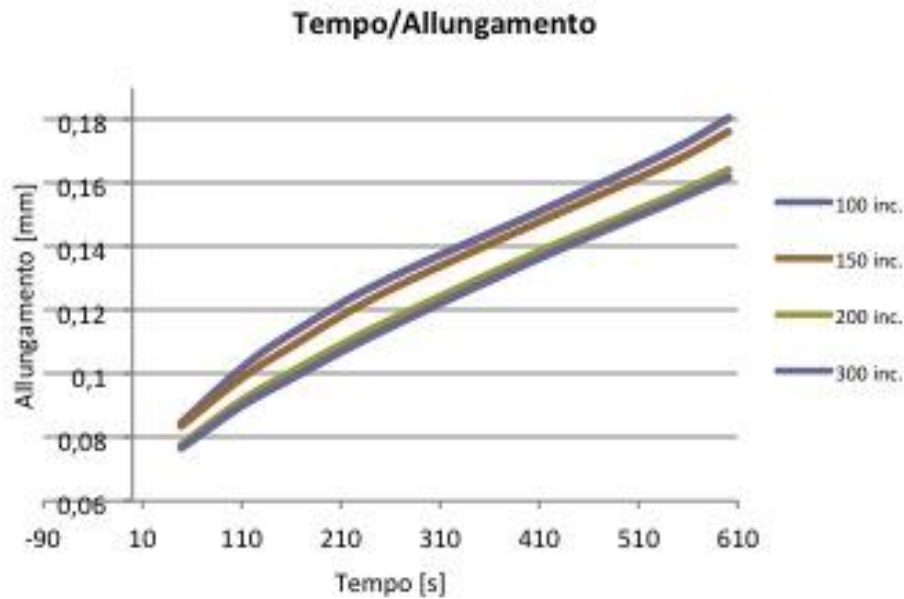


Fig. 3.8: Confronto tempo/allungamento con differenti incrementi fissati.

Dall'analisi dei passi integrativi svolti dal processore si comprende come il minor allungamento non sia dovuto ad un errore, ma sia dovuto ad una maggiore sensibilità del software, il quale aumentando l'ampiezza del dominio di integrazione riduce la possibilità di simulare uno spostamento errato di un particolare elemento facente parte del dominio della billetta. Aumentando il numero di incrementi aumenta anche la precisione della simulazione, il tutto però a spese dei tempi di elaborazione.

Il grafico presenta incrementi massimi per valori limitati, 300inc., ma da prove successive non riportate è stato verificato che il numero di incrementi, atti alla simulazione di un processo tanto sensibile a molte variabili, deve essere molto alto.

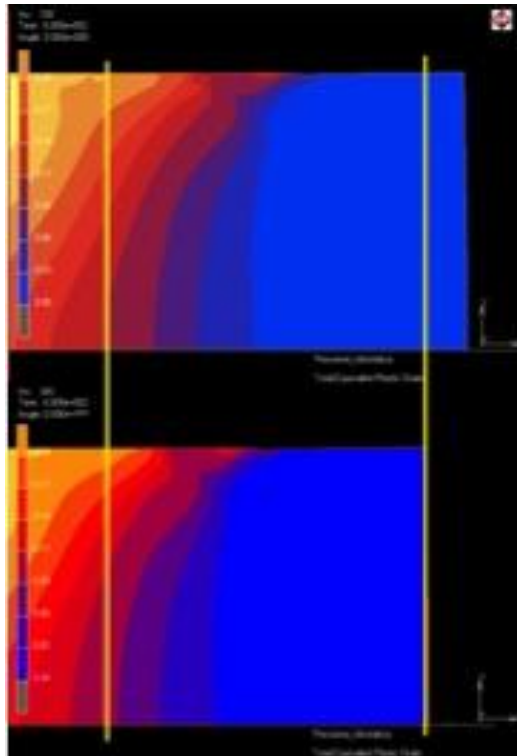


Fig. 3.9: Materiale estruso a parità di condizioni al contorno e con differenti *time step*.

Un'altra variabile incognita del modello è stata la definizione dei contatti. Esistono infatti due tipi di contatti che hanno funzione simile, cioè il *glue* e il *touching*. La definizione di *glue* è stata definita tra il *pressure medium* e i contenitori che lo accolgono. Il *touching* invece è caratteristica dei contatti della billetta con la matrice, con l'asse di simmetria e con il *pressure medium*.

In un processo reale si sviluppano forze ed attriti non facilmente riproducibili mediante software. La letteratura cita come una volta raggiunta una pressione ideale il processo di estrusione, [12], dovrebbe svilupparsi a velocità costante, raggiungendo uno *steady state*. Non sono però chiare le condizioni ambientali per cui si possa raggiungere tale regime permanente: ciò implica una difficoltà di calcolo delle velocità medie di un'estrusione sperimentale. A causa degli elevati tempi di elaborazione dei processori, e forti delle teorie sullo *steady state*, si è ricercata la velocità di estrusione a regime al fine di tracciare un andamento attendibile dell'evoluzione del processo di micro-estrusione.

Sviluppati tre modelli equivalenti con durate di applicazione di carico a regime rispettivamente di 600,1200,1800 secondi, si sono plottate a video le velocità di

spostamento del nodo più esterno della billetta e si è cercato di identificare lo *steady state* e la velocità di estrusione media. Considerate le quantità di materiale estruse in intervalli di tempi diversi, si è evidenziata una velocità completamente differente per ogni caso, in assoluta contraddizione con il modello teorico.

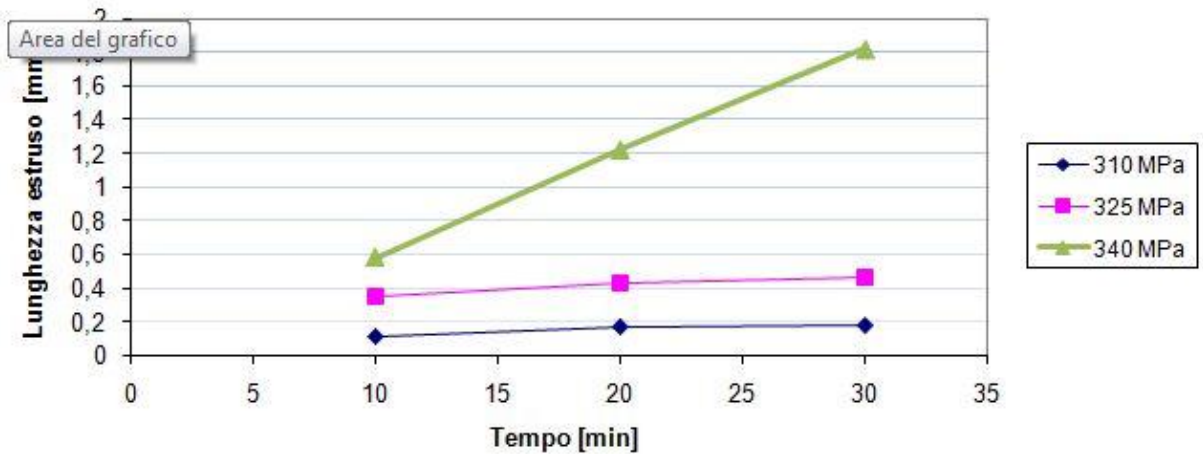


Fig. 3.10: Velocità del materiale.

Dal grafico di figura 3.10 sulla velocità, si evince una corretta pendenza della curva del materiale nella fase iniziale, seguita da una brusca e sensibile decelerazione, fino al raggiungimento di un andamento a regime permanente con continui sbalzi di velocità da zero ad un valore poco superiore allo zero. Tale evidenza mette in luce un fenomeno precedentemente ignorato e di difficile analisi: lo *stick-slip*.

Il fenomeno dello *stick-slip* è caratterizzato da un avanzamento a scatti del materiale, dovuto a continue fluttuazioni della pressione causate dal movimento della billetta. Ogni volta che il campione avanza, il *pressure medium* diminuisce la propria pressione e non è più in grado di estrudere, quando raggiunge nuovamente la pressione di estrusione la billetta entra in movimento ripetendo ciclicamente il fenomeno. Ammesso che nella realtà della micro-estrusione si verifichi tale fenomeno, è inusuale che ciò si presenti nell'analisi agli elementi finiti basata su un modello in via di definizione.

3.3 Modello definitivo



Fig. 3.11: Modello definitivo.

3.3.1. Parametri tecnici del modello con Simufact GP 9.0

- **Job type:** Axisymmetric mechanical
- **Preprocessing:**
 - **Mesh generation:**
 - Si Inseriscono le coordinate spaziali dei punti elementari dell'intero modello attraverso l'apposita opzione *add pts*.
Le coordinate della billetta sono:
 - punto A: (-3.4, 0, 0) mm;
 - punto B: (1.6, 0, 0) mm;
 - punto C: (1.6 ,1.5 ,0) mm;
 - punto D: (-3.4,1.5, 0) mm.

La billetta risulta caratterizzata da una lunghezza pari a 5 mm, con un notevole incremento del numero di elementi da calcolare per il software. La scelta di tale dimensione è coincidente con la misura della billetta reale utilizzata nella sperimentazione. Data l'equazione 3.1,

$$F = P * A \quad (3.1)$$

la forza è proporzionale al prodotto di pressione ed area. Essendo la pressione costante, il valore della forza agente sui nodi della billetta e sui nodi del fluido, come visto nelle *Boundary conditions*, dipende dall'estensione dell'area. Simulando il processo con un campione di superficie notevolmente minore rispetto alla prova sperimentale, non si ottengono risultati coerenti e affetti da difettosità.



Fig. 3.12: Coordinate della billetta.

- Si collegano i punti tra di loro con apposite curve, utilizzando il comando *add curve* di tipo *poly line* per la matrice, e di tipo *line* per tutti gli altri elementi.
- Si è deciso di creare una *mesh* quadrangolare con una dimensione laterale di ogni elemento pari a 0.0075 mm sia per la billetta che per il *pressure medium*. Per avere una distribuzione costante degli elementi si seguono le seguenti suddivisioni:

- Billetta: $x = 667, y = 200;$

- *Pressure medium*: $x = 694, y = 67.$

Si seleziona l'opzione *automesh, 2d planar meshing* e utilizzando l'opzione *quadrilaterals(overlay)*. Si è seguita una formulazione lagrangiana dove la *mesh* segue il materiale.

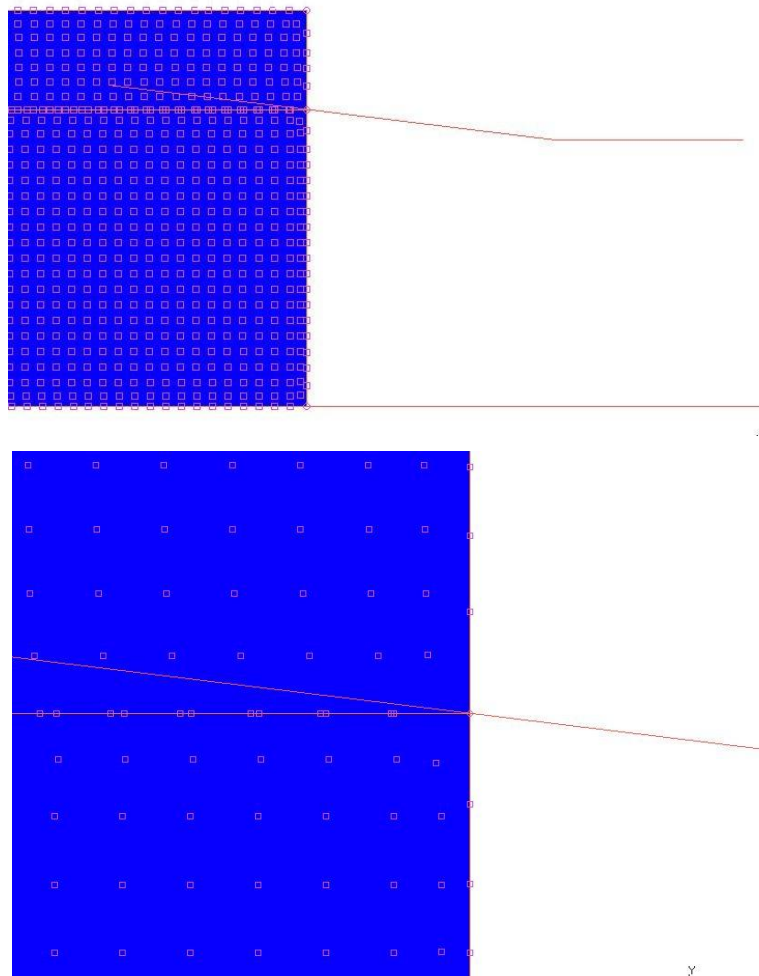


Fig. 3.13 e 3.14: Particolare della mesh.

- **Material properties**

- Si genera un nuovo materiale attraverso l'opzione *new*, rappresentato dall'acciaio a basso tenore di carbonio, a cui si attribuiscono proprietà di tipo *mechanical* in *set material properties*, inserendo i valori del modulo elastico, del coefficiente di Poisson e della densità noti, in unità del Sistema Internazionale.



Fig. 3.15: Material properties.

Viene attribuito al materiale un comportamento elasto-plastico regolato dalla relazione esponenziale:

$$\sigma_y = a(\bar{\epsilon})^m \cdot (\dot{\epsilon})^n + b \quad (3.2)$$

I parametri validi per l'acciaio a basso tenore di carbonio ed ottenuti dalla prova di trazione in laboratorio con unità di tipo SI-mm sono:

- Young's Modulus: 200000 MPa;
- Poisson's ratio: 0.3;
- Mass density: $7.85 \cdot 10^{-6} \text{ Kg/m}^3$;
- Coefficient a: 765 MPa;
- Exponent m: 0.25;
- Minimum yield stress: 121 MPa.



Fig. 3.16 e 3.17: Definizione dei parametri dell'acciaio.

Viene generato un secondo materiale, *pressure medium*, con comportamento elastico, a cui si attribuisce la proprietà di tipo *mechanical* anche se la definizione ottimale sarebbe *fluid*. Si inseriscono i valori del modulo elastico, del coefficiente di Poisson e della densità noti.

I parametri validi per il *pressure medium* sono:

- Young's Modulus: 250000 MPa;

- Poisson's ratio: 0.3;
- Mass density: 1 Kg/m^3 .

Dopo aver definito il tipo e le proprietà di ogni materiale che entra in gioco nella lavorazione, viene assegnato ad ogni elemento della geometria il materiale di cui è composto, in *set material properties*.



Fig. 3.18: Modello rappresentativo della disposizione dei materiali.

○ **Contact**

Si procede alla definizione dei ruoli di ogni singolo elemento del modello, attraverso l'opzione *new*, la denominazione e la scelta del tipo di *tool* o di *workpiece*:

- La billetta è un *workpiece*, alla quale si assegnano gli elementi costituenti attraverso *workpiece, add elements*;
- L'asse di simmetria è un *simmetry body*;
- La matrice è un *tool* di tipo *rigid (velocity controlled)*, in quanto è lo strumento che permette l'estrusione, per tanto la sua geometria deve esser costante e non modificabile. Nella definizione delle proprietà della matrice, si fissa un coefficiente d'attrito che agirà dalla matrice sulla billetta da estrudere.
- Il *pressure medium* è un *tool* di tipo *deformable tool*, in quanto ha volume costante perchè incomprimibile, ma non ha una forma rigida;
- Il contenitore del *pressure medium* a sinistra è un *tool* di tipo *rigid(velocity controlled)*. La definizione di un contenitore è necessaria dato che il *pressure medium* è caratterizzato da

deformabilità e continuerebbe il moto trasmesso alla billetta se non vincolato;

- Il contenitore del *pressure medium* a destra è anch'esso un *tool* di tipo *rigid (velocity controlled)*. Si sono definiti due contenitori diversi a destra e sinistra per la necessità della presenza degli stessi, ma non volendo sovraccaricare la simulazione di ulteriori elementi, si è deciso di non creare un contenitore superiore non essendo indispensabile.

Dopo aver creato il profilo di ogni elemento, si impostano le opzioni avanzate di contatto delineando una nuova tabella dei contatti, la *contact table properties* di figura 3.19.

	body name	body type	1	2	3	4	5	6
1	billet	workpiece		T	T			T
2	pressure	deformable				G	G	
3	extrusion_die	rigid						
4	pressure_holder_A	rigid						
5	pressure_holder_B	rigid						
6	symmetry	symmetry						

Fig. 3.19: Tabella delle proprietà dei contatti.

I contatti sono in gran parte di tipo *touching* dove si presentano degli accostamenti tra i componenti del modello. *Touching* implica l'aderenza tra coppie di elementi considerati senza che siano incollati, quindi con la possibilità di scostamento. Solo tra il *pressure medium* e i contenitori dei *pressure medium* destro e sinistro è stata definita l'opzione *glue* perché deve esserci l'adesione completa, e il *pressure medium* deve avere velocità pari a 0 sia sull'asse x che y, in quanto non si deve muovere sotto l'azione della pressione, come la billetta.

Nella figura 3.20 sono rappresentati tutti i *contact* del modello definitivo.

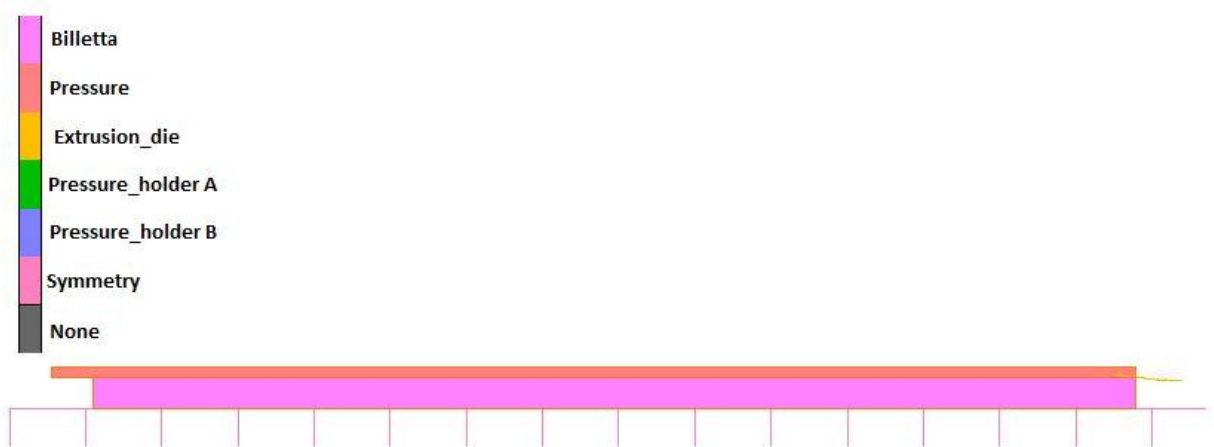


Fig. 3.20: Schema dei contatti del modello.

○ **Boundary conditions**

Un ruolo fondamentale nell'estrusione idrostatica è quello della pressione.

Si definiscono due tipi di pressione:

- Una pressione idrostatica superiore;
- Una pressione idrostatica posteriore.

Entrambi i carichi sono parametri del tipo *edge load* con un andamento di applicazione costante a tratti per simulare la realtà. La pressione ha il seguente andamento:

- Con $t = 0$ s, la pressione $P = 0$ MPa;
- Con $t = 80$ s, la pressione $P = P_{max}$ MPa;
- Con $t = t_{max}$ s, la pressione $P = P_{max}$ MPa.
- Con $t = t_{max} + 80$ s, la pressione $P = 0$ MPa

La pressione perciò è stata definita con un andamento a rampa per simulare la sperimentazione reale, in cui il carico si applica manualmente, attraverso un volano, dal valore nullo al valore desiderato.

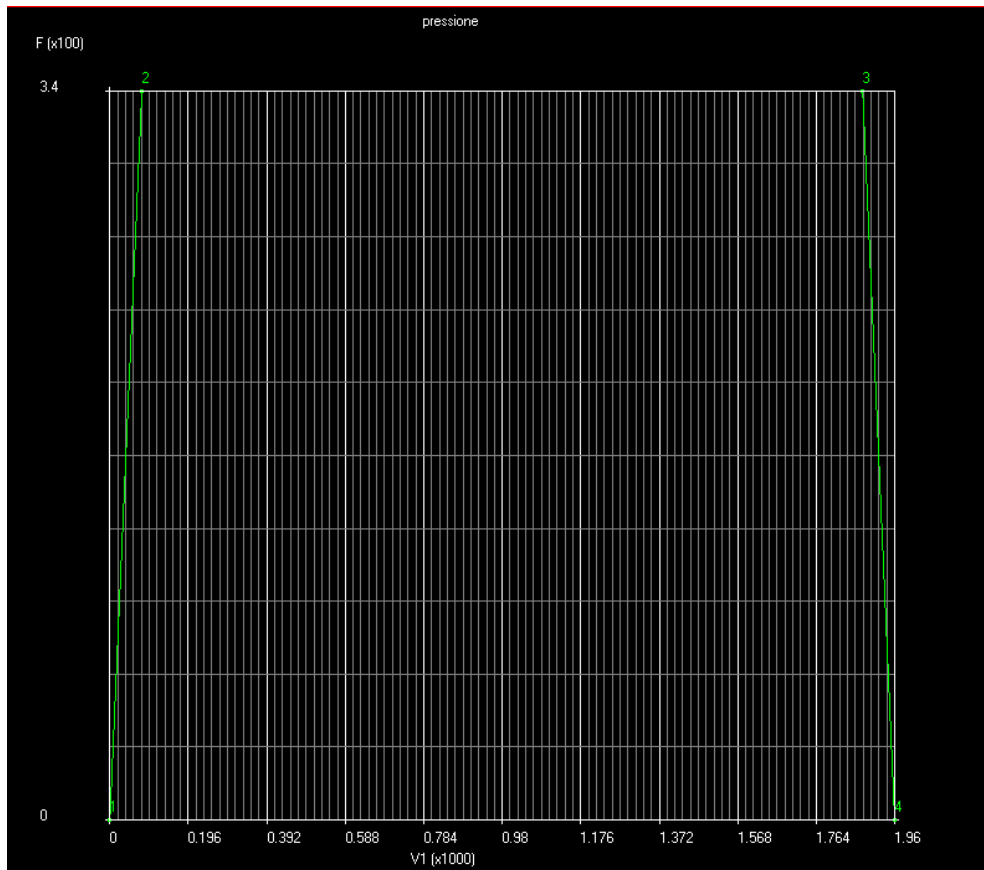


Fig. 3.21: Rampa di carico.

La pressione posteriore è applicata ai nodi della parte finale della billetta in quanto continua ad agire lungo tutto il percorso estrusivo della billetta per il tempo predefinito di applicazione del carico, anche quando parte del materiale ha oltrepassato la matrice. La pressione superiore è invece applicata ai nodi del *pressure medium*, perché se la pressione fosse legata ai nodi della billetta andrebbe ad agire anche sulla parte di campione già estrusa.

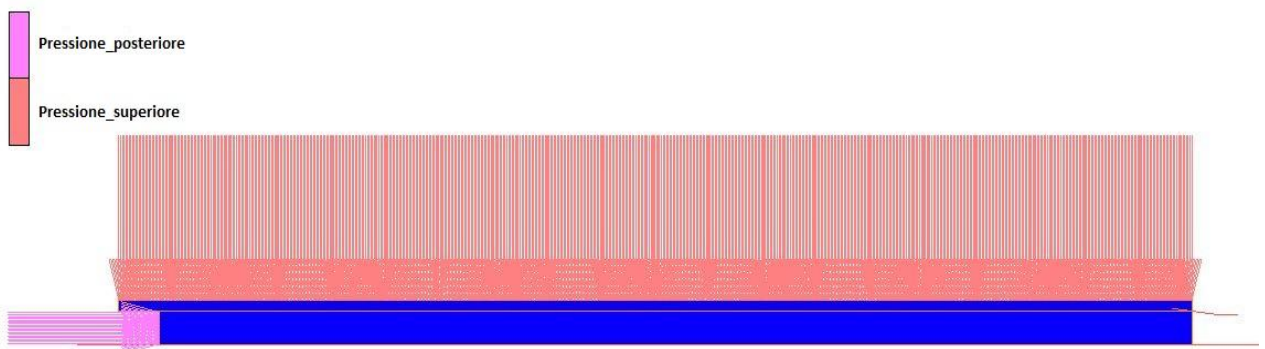


Fig. 3.22: Rappresentazione delle *boundary conditions*.

- **Remeshing Criteria**

Il criterio di *remeshing* permette di impostare, in una determinata area costituita da n elementi, la rimodulazione della suddivisione della *mesh* ad ogni incremento dell'elaboratore.

Si è stabilito di usare il metodo di tipo *advancing front quad*.

Il box di *remeshing* impostato ha le coordinate:

- Corner 1: (1.55, 0.15);
- Corner 2: (1.85, 0.1)

e un livello di *refinement* pari a 2.

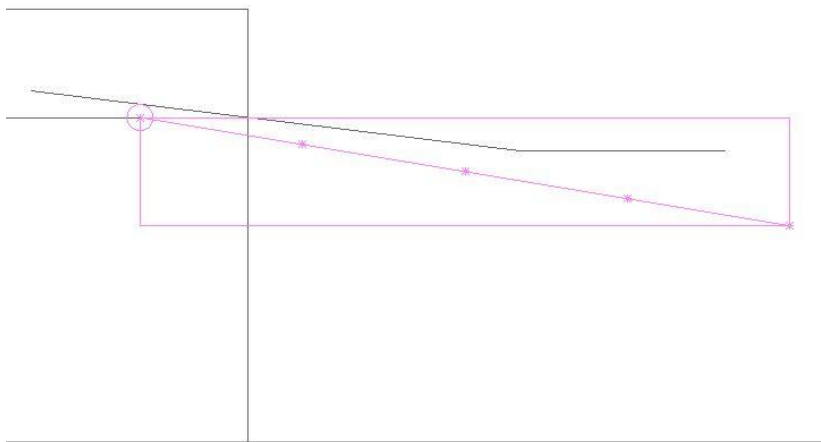


Fig. 3.23: Box di *remesh*.

Invece i parametri di *remeshing* sono:

- *Curvature control*: 36;
- *Smoothing ratio*: 0.5;
- *Element edge length*: 0.0075 mm.

- **Loadcases**

Vengono definiti i parametri finali della simulazione, i criteri da utilizzare, le pressioni da far agire spuntando tali voci nel *loadcases settings*.

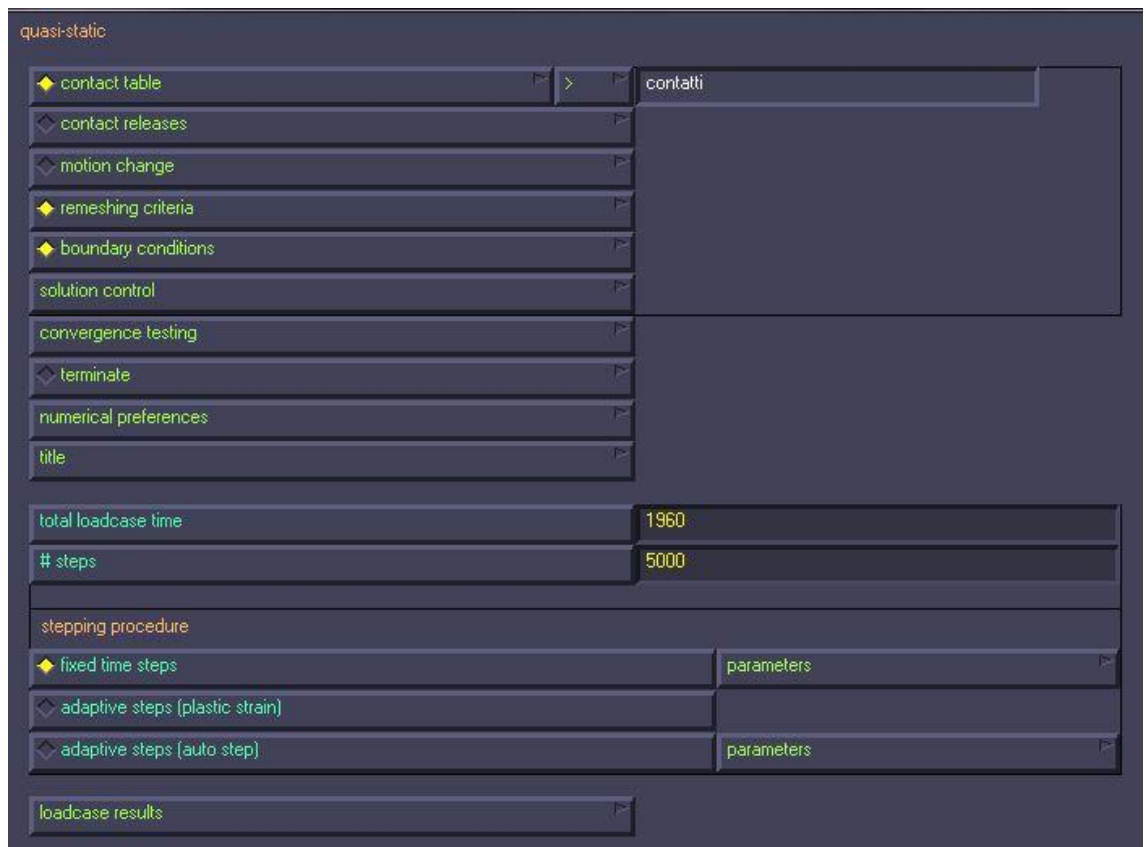


Fig. 3.24: Loadcases settings.

Nella finestra del loadcases, un parametro fondamentale è rappresentato dal tempo totale di simulazione, *total loadcase time*, stabilito sommando i tempi di ascesa e discesa delle rampe e il tempo netto di applicazione del carico.

Gli *steps* sono il numero di incrementi di integrazione della *mesh* durante la simulazione numerica, che possono essere definiti come fissi, *fixed time steps*, o adattivi. Si è notato che il metodo fisso è la soluzione migliore per la ricerca del modello ottimale, assegnando un numero di *steps* molto alto, pari a 5000.

La definizione di tutti i parametri citati nel paragrafo 3.3, va a culminare nella figura 3.25 con la rappresentazione del modello definitivo per la simulazione numerica agli elementi finiti.



Fig. 3.25: Modello definitivo con box di *remesh* per la simulazione.

CAPITOLO 4

Risultati delle simulazioni e determinazione del coefficiente d' attrito

4.1 Il coefficiente d'attrito

Il modello per la simulazione agli elementi finiti descritto nel paragrafo 3.4 ha permesso di portare a termine la ricerca di un coefficiente d'attrito ottimale per un'estrusione idrostatica di un acciaio a basso tenore di carbonio con le condizioni al contorno descritte nel capitolo 2.

Il modello d'attrito scelto per il modello è tipo coulombiano μ , il quale afferma che la causa dell'attrito sia l'interazione meccanica tra le aspezze delle superfici a contatto.

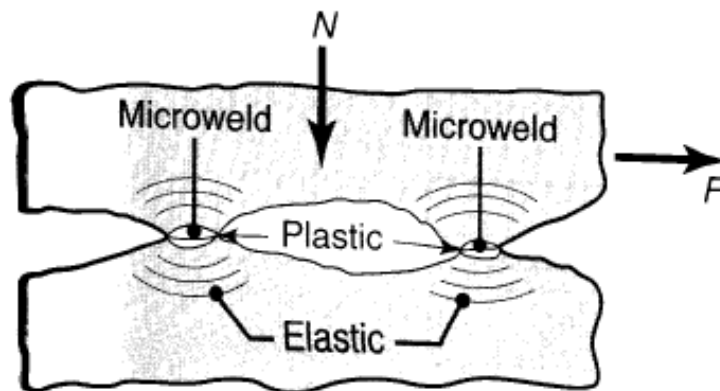


Fig. 4.1: Punti di contatto secondo la teoria di Coulomb.

Dato:

$$\mu = \frac{F}{N} = \frac{\tau A_r}{\sigma A_r} = \frac{\tau}{\sigma} \quad (4.1)$$

dove τ è la resistenza a taglio della giunzione e σ è la tensione normale, il valore del coefficiente d'attrito ottenuto è pari a:

$$\mu = 0.125. \quad (4.2)$$

4.2 Analisi dei risultati

A parità di altri parametri di processo, quali il tempo di simulazione e la pressione applicata, il software prevede differenti lunghezze di estruso al variare del coefficiente d'attrito.

È stata condotta un'ampia campagna di simulazioni numeriche al fine di determinare il coefficiente d'attrito che minimizzi l'errore tra lunghezza estrusa simulata e lunghezza estrusa ottenuta in fase di sperimentazione.

In tabella 4.1 sono riportate le lunghezze estruse ottenuta mediante modello FEM e le lunghezze sperimentali rilevate in laboratorio, relative a tempi pari a 10, 20, 30 minuti e pressione di 325 MPa.

Pressione [MPa]	Tempo [min]	Lunghezza estruso [mm]	Lunghezza sperimentale [mm]	Errore %
325	10	0,30	0,31	-2,75
	20	0,50	0,48	4,59
	30	0,70	0,57	18,73

Tabella 4.1: Risultati a 325 MPa.

Il confronto tra le lunghezze indica un buon accordo tra risultati sperimentali e numerici dalla simulazione, il cui valore aumenta in proporzione ai tempi di lavorazione come si nota in fig. 4.2.

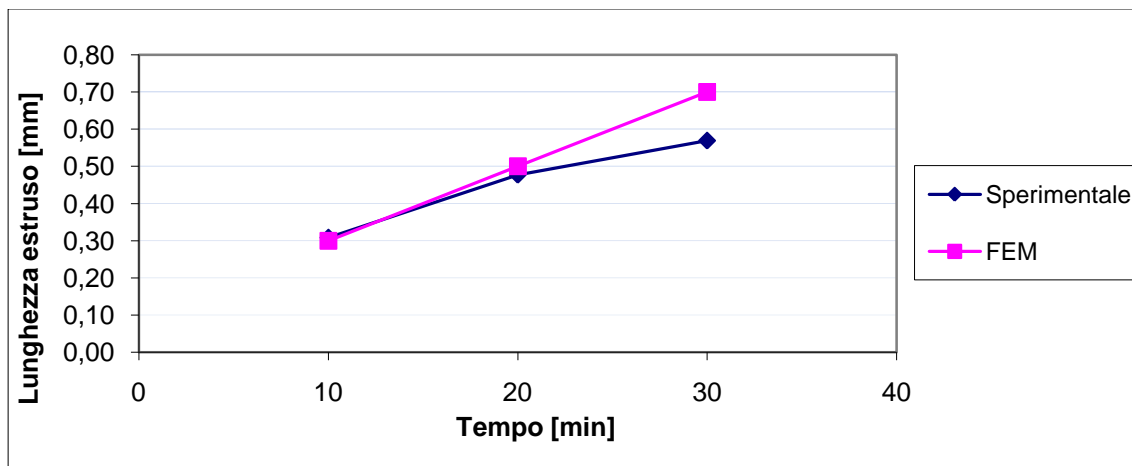


Fig. 4.2: Risultati a 325 MPa.

Nella fig. 4.3 sono riportati i risultati in termine di deformazioni equivalenti della simulazione relativi alla pressione di 325 MPa.

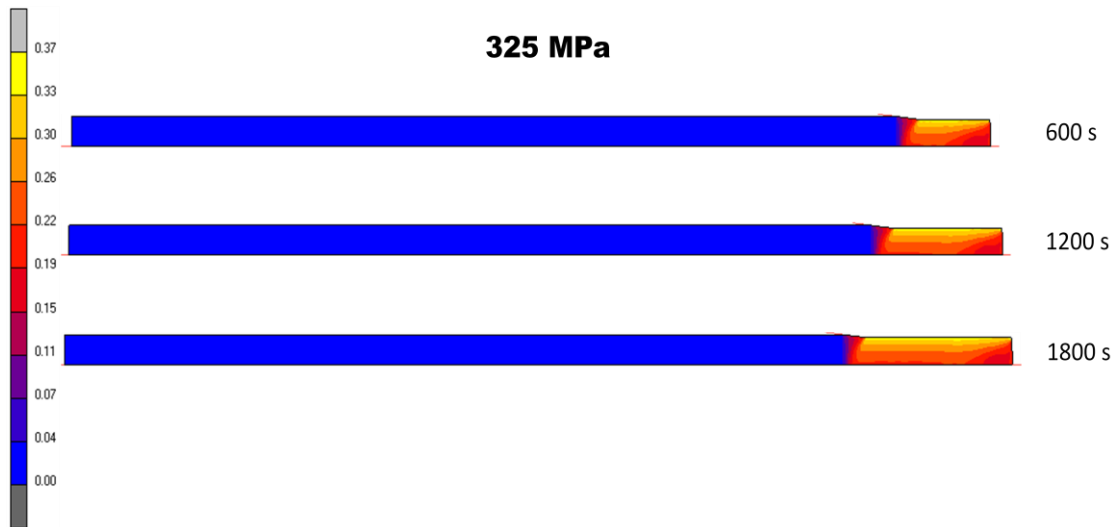
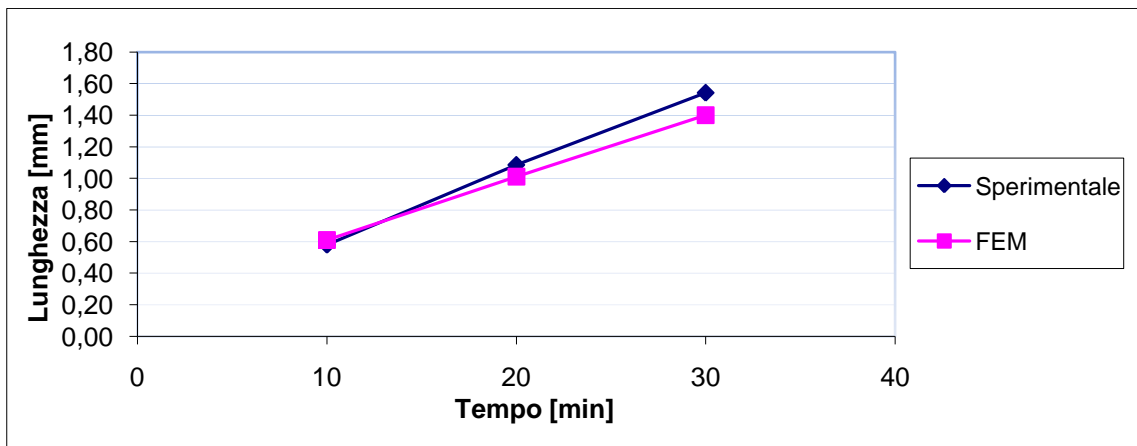


Fig. 4.3: Deformazioni equivalenti della simulazione con pressione di 325 MPa a 10, 20 e 30 minuti..

In tabella 4.2 sono riportate le lunghezze estruse ottenuta mediante modello FEM e le lunghezze sperimentali rilevate in laboratorio, relative a tempi pari a 10, 20, 30 minuti e pressione di 340 MPa.

Pressione [MPa]	Tempo [min]	Lunghezza estruso [mm]	Lunghezza sperimentale [mm]	Errore %
340	10	0,61	0,58	5,01
	20	1,01	1,09	-7,49
	30	1,40	1,54	-10,18

Tabella 4.2: Risultati a 340 MPa



Fif. 4.4: Risultati a 340 MPa.

In fig. 4.4 ci si riconduce al raffronto tra le lunghezze sperimentali e quelle ottenute attraverso simulazione a 340 MPa. In questo caso sia i dati dal FEM che quelli sperimentali hanno andamento maggiormente regolare e proporzionale in quanto la pressione è maggiore, e l'errore percentuale è meno consistente.

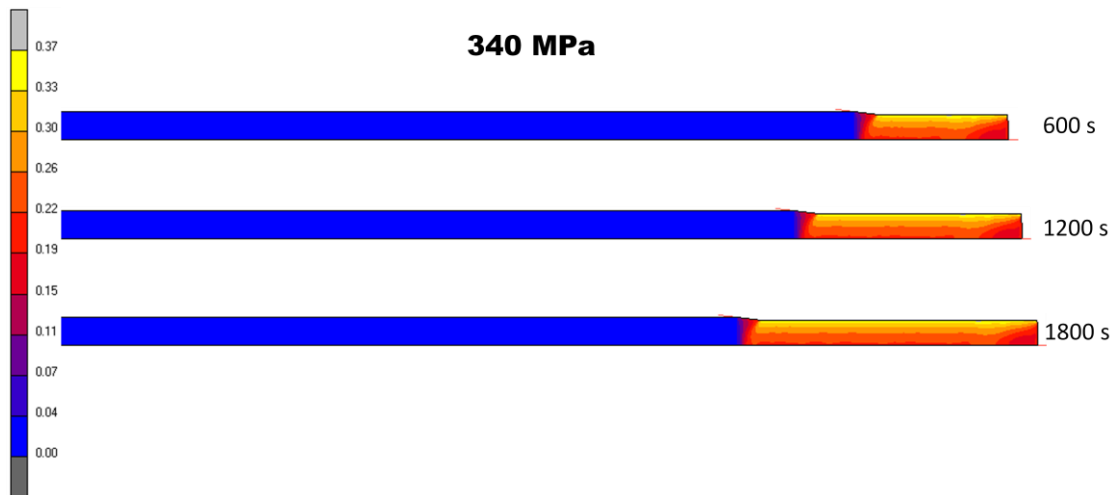


Fig. 4.5: Deformazioni equivalenti della simulazione con pressione di 340 MPa a 10, 20 e 30 minuti..

La simulazione ha prodotto, per entrambi i valori di pressione, un estruso molto omogeneo, non caratterizzato da cuspidi, sintomo di un processo lineare e costante, non soggetto a difettosità.

Il buon accordo tra risultati sperimentali e risultati numerici per due differenti livelli di pressione indica che il modello FEM del processo di estrusione idrostatica è stato messo a punto correttamente.

Il valore del coefficiente d'attrito determinato, pari a $\mu = 0.125$, risulta molto elevato rispetto a quanto ci si aspetterebbe per un processo a freddo in condizioni di ottima lubrificazione, come nel caso in questione.

Per un processo di estrusione a freddo, il valore di μ è mediamente pari a:

$$\mu = 0.05. \quad (4.3)$$

Tale risultato conferma i recenti studi condotti da U. Engel nell'ambito della tribologia nei processi di micro formatura, il quale afferma che compiendo un *down-scaling*, il valore del coefficiente d'attrito aumenta dell'ordine di 20 volte.

CONCLUSIONI

Nel lavoro di tesi qui esposto è stato sviluppato un modello FEM del processo di microestrusione idrostatica a freddo. La simulazione è stata messa a punto sulla base di risultati sperimentali di prove di microestrusione idrostatica condotte su fili di acciaio a basso tenore di carbonio, utilizzando un modello d'attrito coulombiano.

Si è intrapresa una lunga serie di simulazioni numeriche per determinare il coefficiente d'attrito che minimizzi l'errore tra la lunghezza estrusa sperimentalmente ottenuta e la lunghezza simulata, quantificando il coefficiente d'attrito al valore di 0.125.

Il buon accordo tra risultati sperimentali e risultati numerici per due differenti livelli di pressione indica che il modello FEM del processo di estrusione idrostatica è stato messo a punto correttamente. Il valore del coefficiente d'attrito esposto risulta molto elevato rispetto alle aspettative di uno stesso processo di lavorazione massiva a freddo, il cui valore è pari a 0.05.

L'incremento cospicuo conferma le teorie sulla tribologia di U. Engel, in cui si afferma che il valore del coefficiente d'attrito cresce fino a 20 volte nella riduzione della taglia del campione.

.

BIBLIOGRAFIA

- [1] Geiger M., Kleiner M., Eckstein R., Tiesler N., Engel U., 2001, "Microforming", Annals of the CIRP, vol. 50/2, pp. 445-462.
- [2] Engel U., Eckstein R., 2002, "Microforming-from basic research to its realization", Journal of Materials Processing Technology, vol. 125-126, pp.35-44.
- [3] Engel U., 2006, "Tribology in microforming", U. Engel / Wear 260, pp. 265 – 273.
- [4] F. Vollertsen_, H. Schulze Niehoff, Z. Hu, 2006, "State of the art in micro forming", F. Vollertsen et al. / International Journal of Machine Tools & Manufacture 46, pp. 1172–1179.
- [5] ASM Metals Handbook, 10th ed., vol. 14, 1990, "Forming and Forging", ASM - Metals Park, Ohio, pp. 646 – 674, 709 - 714.
- [6] ASM Metals Handbook, 10th ed., vol. 18, 1990, "Friction, lubrication, and wear technology", ASM - Metals Park, Ohio.
- [6] AIAS – Associazione italiana per l'analisi delle sollecitazioni
XXXVIII Convegno nazionale, 9-11 settembre 2009, Politecnico di Torino
Influenza dell'effetto di scala sul fenomeno dell'attrito dinamico: investigazione sperimentale della coppia ottone-acciaio.
- [7] L. F. Mori, L. Lutterotti – Tecnologie e sistemi di lavorazioni - Anno 2005-2006 - Università di Torino, Corso di ing. meccanica. Ing. Roberto Guggia.
- [8] Alting L., Kimura F., Hansen H.N., Bissacco G., 2003, "Micro Engineering", CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 52, No. 2., pp. 635-657.
- [9] Berti G., Monti M., D'Angelo L., 2010, "Cold microforming of low carbon steel: wire drawing and hydrostatic extrusion", In 43rd ICFG Plenary Meeting 2010, pp. 168-175.

- [10] S. Kalpakjian, S.R. Schmid, Manufacturing Processes for Engineering Materials, 4th Ed. Prentice Hall, 2000.
- [12] X. Peng, M.D. Sumption, and E.W. Collings , 2002, "Finite Element Modeling of Hydrostatic Extrusion for Mono-Core Superconductor Billets", pp. 1-4.
- [13] L. Zurlo, A.A.2009-10, "Indagine sperimentale sul comportamento del materiale in operazioni di microtrafilatura e di microestrusione", Università degli Studi di Padova.
- [14] G. Berti, M. Monti, L. D'Angelo, 2011, Hydrostatic microextrusion of steel and copper, Proc. Of Esaform 2011, pp. 499-504.