



UNIVERSITÀ
DEGLI STUDI
DI PADOVA

UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI PADOVA
Dipartimento di Ingegneria Industriale DII

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica

Sviluppo di modelli analitici e numerici del processo di
forgiatura a caldo su pressa a vite

Relatore: Prof.ssa Ing. Stefania Bruschi

Antonino Aloï

1020349

Anno Accademico 2012/2013

Indice

Sommario.....	5
Capitolo 1 - Introduzione	7
Capitolo 2 - Lo stato dell'arte	9
2.1 Modelli analitici applicabili in ricalcatura.....	9
2.1.1 Modello Kalpakjian.....	9
2.1.2 Modello ALTAN.....	14
2.2 Modello analitico per la forgiatura in stampo	21
2.3 Modelli reologici del materiale.....	22
2.3.1 A Freddo.....	23
2.3.2 A Caldo.....	23
2.4 Modello previsione energia necessaria	24
2.5 La pressa a vite	26
2.6 Modelli numerici.....	28
Capitolo 3 - Prove reologiche	31
3.1 A freddo.....	31
3.1.1 Risultati singoli materiali	32
3.2 A caldo	34
3.2.1 Risultati singoli materiali	36
Capitolo 4 - Casi studio.....	45
4.1 Ricalcatura a freddo di una billetta cilindrica.....	45
4.1.1 Simulazione analitica	46
4.1.2 Simulazione numerica	48
4.1.3 Confronto risultati analitico-sperimentale.....	52
4.2 Ricalcatura di più billette cilindriche	53
4.2.1 Simulazione analitica	54
4.2.2 Simulazione numerica	56
4.2.3 Confronto risultati analitici-sperimentali-numeric.....	57
4.3 Ricalcatura a freddo di provini in C45.....	59
4.3.1 Simulazione analitica	60
4.3.2 Simulazione numerica	70

4.3.3	Confronto risultati analitici-sperimentali-numeric	75
4.4	Forgiatura in stampo di un supporto portacorona	77
4.4.1	Simulazione analitica	78
4.4.2	Simulazione numerica	83
4.4.3	Confronto risultati analitico-sperimentale-numeric	93
4.5	Forgiatura in stampo di un tamburo per Winch	94
4.5.1	Simulazione analitica	95
4.5.2	Simulazione numerica	99
4.5.3	Confronto risultati analitici-numeric	109
4.6	Forgiatura di una paletta per turbina con pressa DD1600	110
4.6.1	Simulazione analitica	112
4.6.2	Simulazione numerica	116
4.6.3	Confronto risultati analitici e numeric	124
	Conclusioni	127
	Bibliografia	129
	Appendice	131

Sommario

La valutazione della forza e dell'energia di processo per operazioni di forgiatura tramite pressa a vite è un aspetto molto importante per la corretta progettazione del processo produttivo. Nel seguente elaborato vengono proposti modelli analitici e numerici per la stima dei parametri di processo. Lo scopo della Tesi è fornire all'azienda FICEP un'analisi sui risultati ottenibili.

La trattazione evolve illustrando la formulazione dei modelli analitici e ne spiega l'utilizzo. Presenta una modellazione empirica per descrivere il comportamento di un materiale metallico e riporta la caratterizzazione sperimentale di alcuni materiali forniti in test. Definite le costanti caratteristiche dei materiali, si applicano i modelli selezionati a casi sperimentali di ricalcatura e forgiatura in stampo, registrando e analizzando i risultati. Le analisi condotte evidenziano la possibilità di progettare un processo di ricalcatura con pressa a vite ricorrendo esclusivamente a metodi analitici, mentre evidenziano come sia impossibile progettare uno stampaggio in impronta senza l'ausilio di simulazioni numeriche.

Introduzione

1 Introduzione

Con il termine forgiatura si indica una famiglia di processi produttivi impiegati nella realizzazione di prodotti che presentano tipicamente un rapporto limitato tra superficie e volume. Per questa motivazione la forgiatura viene classificata tra i processi di deformazione massiva e risulta essere una delle più antiche tecniche di lavorazione dei metalli. Il processo produttivo comporta una deformazione plastica di una billetta di un generico materiale metallico indotta tramite l'applicazione di forze di compressione e mediante l'utilizzo di stampi. I principali vantaggi nell'utilizzare tecniche di forgiatura nella realizzazione di componenti consistono nel massimizzare le caratteristiche meccaniche del materiale adottato. Tramite tale processo si garantisce un'elevata resistenza meccanica, durezza e affidabilità del prodotto nei riguardi della vita a fatica e all'impatto. Partendo da una billetta di partenza priva di porosità è possibile, progettando accuratamente il processo di stampaggio, controllare l'orientamento delle fibre del materiale disponendole in modo da enfatizzare la resistenza del componente alle particolari sollecitazioni presenti nelle condizioni operative. Tale configurazione, com'è possibile notare in figura 1.1 è ottenibile solo tramite un processo di forgiatura.

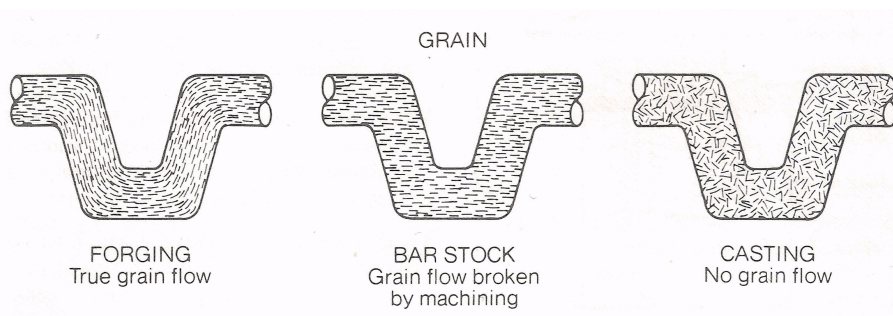


figura 1.1 – Differenze tra la microstruttura ottenibile con diversi processi. (Forging industry association, American society for metals 1985)

Il livello di affidabilità strutturale ottenibile tramite forgiatura è insuperabile, poiché non sono presenti porosità interne e l'orientamento delle fibre, se ben progettato, evita la presenza sulla superficie esterna del bordo di grano. Il pezzo forgiato è dunque molto resistente alla genesi di cricche.

Come accennato inizialmente, per forgiatura s'intende una famiglia di processi produttivi tra i quali si ricordano il processo di ricalcatura o open-die forging e la forgiatura in stampo con la presenza di bava. Il processo di ricalcatura consiste nel deformare una billetta cilindrica o parallelepipedica tra due stampi piani e viene generalmente utilizzata per generare il preformato di partenza da adottare successivamente in un processo di forgiatura in stampo. Quest'ultimo consiste nel deformare la billetta preformata tra due stampi che rappresentano il negativo del prodotto, finito o intermedio, che si vuole ottenere. Nella maggior parte delle applicazioni industriali di forgiatura in stampo è prevista la presenza della bava. Quest'ultima è generata da una parte del materiale di partenza forzato a riempire una zona dello stampo detta canale di bava. Per la particolare geometria del canale e per le condizioni che in esso si vengono a generare, la bava risulta essere un parametro molto importante per la progettazione dello stampaggio di un componente. Infatti, sebbene la bava costituisca materiale effettivamente perso e la sua presenza innalzi considerevolmente le forze necessarie per il processo di forgiatura, presenta il vantaggio di bloccare il flusso di materiale dalle cavità dello stampo verso l'esterno e garantisce il completo riempimento della cavità.

Questa Tesi, sviluppata in collaborazione con FICEP, azienda leader nella progettazione e realizzazione di presse industriali, ha lo scopo di valutare e fornire dei possibili metodi di analisi delle forze ed energie necessarie nei processi di ricalcatura e di forgiatura in stampo. I metodi ricercati sono stati sia di tipo analitico per una veloce e facile stima dei parametri di processo necessari, sia di tipo numerico per una più approfondita analisi.

L'analisi è stata condotta considerando lo stampaggio di componenti adottando una pressa a vite. Quest'ultima è un tipo di pressa utilizzata nei processi di forgiatura caratterizzata principalmente dall'energia immagazzinabile.

Lo stato dell'arte

2 Lo stato dell'arte

La ricerca di un metodo preliminare di analisi delle forze e delle energie necessarie per un particolare caso di stampaggio si è svolta analizzando la letteratura del settore per ricavare possibili metodi di calcolo di facile applicazione. Successivamente è stata verificata la precisione offerta dal singolo metodo confrontando i risultati analitici ottenibili con quelli sperimentali di alcuni casi di riferimento. Sono stati selezionati due metodi di calcolo le cui formulazioni ed analisi vengono di seguito riportate.

2.1 Modelli analitici applicabili in ricalcatura

Per l'operazione di ricalcatura sono stati individuati due modelli analitici per il calcolo delle forze necessarie allo stampaggio, che differiscono principalmente per il modello d'attrito implementato. Di seguito si procede nella descrizione teorica dei singoli modelli.

2.1.1 Modello Kalpakjian

Il modello può essere applicato per il calcolo della forza di ricalcatura di una billetta parallelepipedica o cilindrica.

2.1.1.1 Modello Kalpakian nel caso di billetta parallelepipedica

Si consideri il caso di una compressione semplice in presenza di attrito modellizzato secondo Coulomb. La compressione esercitata dall'azione degli stampi determina una riduzione di altezza del campione e un conseguente allargamento laterale. Questo movimento all'interfaccia stampo-pezzo determina la presenza di forze di attrito che ostacolano la libera espansione laterale del materiale. Per semplicità si assume che la deformazione avvenga in uno stato di deformazione piana. Tale ipotesi semplificativa alla base del metodo risulta essere verificata da prove sperimentali. Come è possibile notare in figura 2.1, che rappresenta l'area di contatto tra stampo e componente a

seguito di una ricalcatura tra stampi piani senza attrito, l'aumento della lunghezza del campione è molto inferiore rispetto all'aumento di profondità.

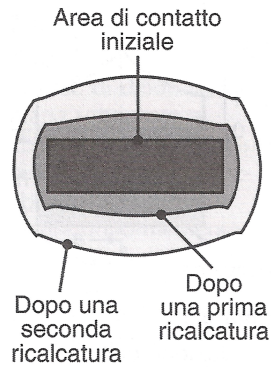


figura 2.1 – Incremento dell'area di contatto tra stampo e componente (vista dall'alto) ricalcata tra stampi piani senza attrito. (Kalpakjian e R. Schmid 2008)

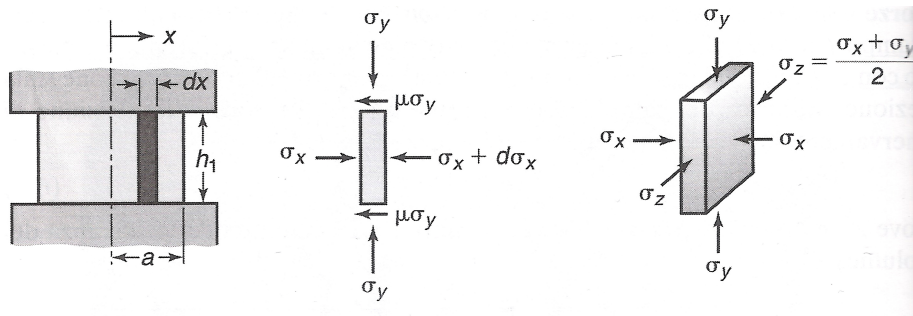


figura 2.2 – Tensioni su un elemento in stato di deformazione piana sottoposto a compressione tra stampi piani. (Kalpakjian e R. Schmid 2008)

Considerando gli sforzi agenti su di un elemento di larghezza dx di materiale e ipotizzando una distribuzione uniforme della tensione σ_x lungo l'altezza h dell'elemento, è possibile scrivere l'equazione dell'equilibrio in direzione x assumendo una profondità unitaria.

$$(\sigma_x + d\sigma_x)h + 2\mu\sigma_y dx - \sigma_x h = 0 \quad \text{Eq. 2.1}$$

L'equazione 2.1 può essere riscritta come:

$$d\sigma_x + \frac{2\mu\sigma_y}{h} dx = 0 \quad \text{Eq. 2.2}$$

Si nota che l'equazione 2.2 presenta due incognite (σ_x e σ_y). Per risolvere il problema si introduce una seconda equazione data dal criterio di Von Mises nel caso di sollecitazione piana.

$$\sigma_y - \sigma_x = \frac{2}{\sqrt{3}}Y = Y' \quad \text{Eq. 2.3}$$

Dove Y è il valore della tensione di snervamento proveniente da una prova monoassiale.

Dunque:

$$d\sigma_y = d\sigma_x \quad \text{Eq. 2.4}$$

Poiché il criterio di Von Mises prevede di utilizzare le tensioni principali, nella trattazione si introduce un'ulteriore semplificazione: si considerano le tensioni nelle direzioni x e y come principali. Ciò in realtà non sarebbe possibile vista la presenza di uno sforzo di taglio sulla faccia su cui agisce la tensione in direzione y . Tale assunzione è però accettabile per bassi valori del coefficiente d'attrito μ .

Andando a sostituire l'equazione 2.4 nell'equazione 2.2 si ottiene la seguente equazione differenziale:

$$\frac{d\sigma_y}{\sigma_y} = -\frac{2\mu}{h} dx \quad \text{Eq. 2.5}$$

la cui soluzione è esprimibile nella forma:

$$\sigma_y = C e^{-\frac{2\mu x}{h}} \quad \text{Eq. 2.6}$$

La soluzione all'equazione 2.5 è ottenibile imponendo le condizioni al contorno. Si ha infatti che per $x=a$ $\sigma_x=0$ e dunque dalla 2.3 si ricava che $\sigma_y=Y'$.

La soluzione dell'equazione 2.5 risulta dunque:

$$p = \sigma_y = Y' e^{\frac{2\mu(a-x)}{h}} \quad \text{Eq. 2.7}$$

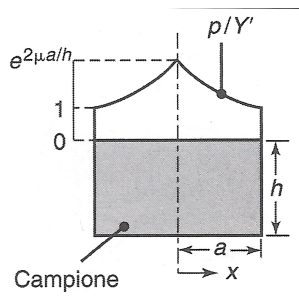


figura 2.3 – Friction Hill. (Kalpakjian e R. Schmid 2008)

In figura 2.3 viene rappresentato, in modo adimensionale, l'andamento della tensione in direzione y in funzione della coordinata x . Dalla formulazione 2.7 si nota inoltre come la tensione agente all'interfaccia stampo-campione aumenti con il rapporto a/h . Poiché l'area sottesa alla curva di pressione p rappresenta la forza di ricalcatura per unità di profondità del campione, per ottenere la forza massima necessaria allo stampaggio bisognerà valutare tale pressione nelle condizioni finali, condizione nella quale si raggiunge il massimo valore del rapporto a/h . E' bene inoltre precisare che, nel caso in cui il materiale del campione presentasse comportamento incrudente, il termine Y' deve essere sostituito con la tensione di flusso espressa da quest'ultimo nelle condizioni dello stampaggio.

Poiché l'integrazione della curva di pressione in figura 2.3 può risultare poco pratica, il metodo suggerisce di usare la seguente espressione approssimata della pressione media agente all'interfaccia p_{av} :

$$p_{av} \approx \sigma_{flusso} \left(1 + \frac{\mu a}{h} \right) \quad \text{Eq. 2.8}$$

La forza di forgiatura F ricercata è dunque:

$$F = p_{av} 2a (\text{larghezza}) \quad \text{Eq. 2.9}$$

2.1.1.2 Metodo Kalpakjian nel caso di billetta cilindrica

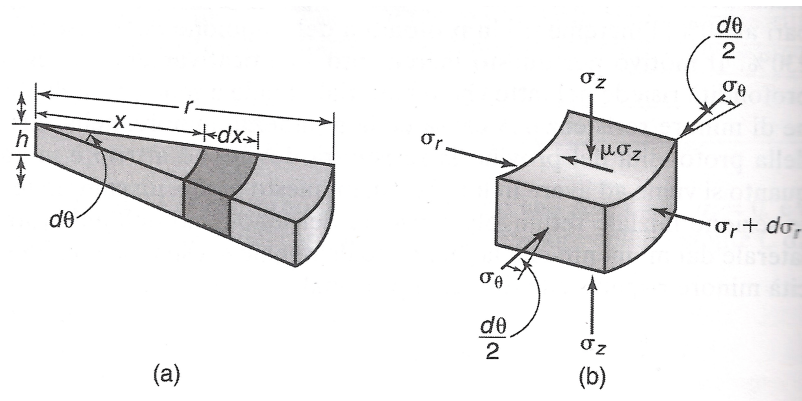


figura 2.4 – Tensioni agenti su un elementino di materiale nella ricalcatura di un campione cilindrico tra stampi piani in presenza d’attrito. (Kalpakjian e R. Schmid 2008)

La distribuzione di pressione che si ha nella ricalcatura di una billetta cilindrica può essere determinata applicando il medesimo approccio visto precedentemente. Se infatti si considera un spicchio di materiale di angolo $d\theta$ e si analizzano gli sforzi agenti su di un elemento radiale dx , la pressione p espressa in funzione del raggio x risulta:

$$p = Y e^{\frac{2\mu(r-x)}{h}} \quad \text{Eq. 2.10}$$

Similmente al caso di una billetta parallelepipedica, il metodo fornisce un’espressione della pressione media p_{av} agente all’interfaccia stampo-campione:

$$p_{av} \approx \sigma_{flusso} \left(1 + \frac{2\mu r}{3h} \right) \quad \text{Eq. 2.11}$$

Dunque è possibile calcolare la forza di forgiatura per ricalcare la billetta secondo la seguente formulazione:

$$F = p_{av}(\pi r^2) \quad \text{Eq. 2.12}$$

Anche in questo caso la forza richiesta cresce con l’aumentare della deformazione plastica indotta e il valore massimo si ottiene in corrispondenza dello schiacciamento maggiore.

2.1.2 Modello ALTAN

Il modello Altan è ,dal punto di vista teorico, molto simile al modello Kalpakjian. Entrambi derivano dall'applicazione del metodo dello Slab, ma il modello Altan, a differenza del modello Kalpakjian implementa il modello d'attrito di Tresca per simulare gli effetti dell'attrito all'interfaccia stampi-materiale. Si procede, in maniera simile a quanto fatto per il modello Kalpakjian, alla dimostrazione teorica della formulazione finale che verrà utilizzata successivamente nelle simulazioni analitiche.

2.1.2.1 Modello Altan nel caso di billetta parallelepipedica

Ipotizzando, come per il modello Kalpakjian, che la deformazione tra due stampi piani di una billetta parallelepipedica sviluppi in uno stato di deformazione piana, il campo di velocità che si genera nel materiale è il seguente:

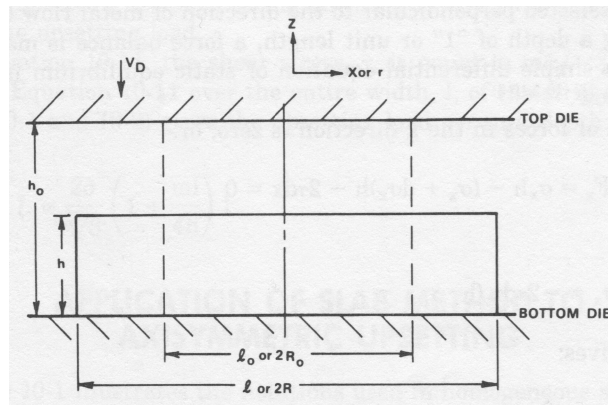


Figura 2.5 – Operazione di ricalcatura tra stampi piani di una billetta parallelepipedica.
(Altan, Oh e L. Gegel 1992)

$$v_z = -\frac{V_D z}{h}; v_x = \frac{V_D x}{h}; v_y = 0 \quad \text{Eq. 2.13}$$

Le velocità di deformazione e le deformazioni che si generano sono:

$$\dot{\epsilon}_z = -\frac{\partial v_z}{\partial z} = -\frac{V_D}{h} \quad \text{Eq. 2.14}$$

$$\dot{\epsilon}_x = -\frac{\partial v_x}{\partial x} = \frac{V_D}{h} = -\dot{\epsilon}_z \quad \text{Eq. 2.15}$$

$$\dot{\varepsilon}_y = -\frac{\partial v_y}{\partial y} = 0 \quad \text{Eq. 2.16}$$

$$\varepsilon_z = \ln \frac{h}{h_0}; \quad \varepsilon_x = -\varepsilon_z; \quad \varepsilon_y = 0 \quad \text{Eq. 2.17}$$

Sviluppando il criterio di Von Mises, nel caso di deformazione piana, si ottengono le espressioni della velocità di deformazione e deformazione che effettivamente subisce il materiale:

$$\bar{\dot{\varepsilon}} = \sqrt{2 \frac{(\dot{\varepsilon}_x^2 + \dot{\varepsilon}_z^2)}{3}} = \frac{2}{\sqrt{3}} |\dot{\varepsilon}_x| = \frac{2}{\sqrt{3}} |\dot{\varepsilon}_z| \quad \text{Eq. 2.18}$$

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} |\varepsilon_z| \quad \text{Eq. 2.19}$$

Per quanto riguarda le tensioni generate dalle forze applicate, il metodo dello Slab assume che le tensioni in direzione del flusso del materiale e le tensioni in direzione ortogonale a quest'ultimo, siano considerate come le tensioni principali. Allora le tensioni nelle direzioni degli assi di riferimento in figura 2.5 diventano:

$$\sigma_z = \sigma_1; \quad \sigma_x = \sigma_3; \quad \sigma_y = \sigma_2 \quad \text{Eq. 2.20}$$

Nel caso di deformazione piana si ha che $\varepsilon_2=0$ e dunque:

$$\sigma_m = \sigma_2 = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \quad \text{Eq. 2.21}$$

Il criterio di massima energia di distorsione o di Von Mises, nel caso di deformazione piana, diventa

$$3[(\sigma_1 - \sigma_m)^2 + (\sigma_3 - \sigma_m)^2 - 0] = 2\bar{\sigma}^2 \quad \text{Eq. 2.22}$$

E applicando l'equazione 2.21 nella 2.22 si ottiene

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_z - \sigma_x = \left| \frac{2\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} \right| \quad \text{Eq. 2.23}$$

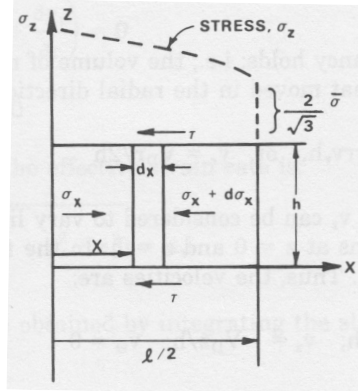


Figura 2.6 – Equilibrio delle forze. (Altan, Oh e L. Gegel 1992)

Considerando gli sforzi agenti su di un elemento di larghezza dx di materiale e ipotizzando una distribuzione uniforme della tensione σ_x lungo l'altezza h dell'elemento, è possibile scrivere l'equazione dell'equilibrio in direzione x assumendo una profondità unitaria.

$$\sum F_x = \sigma_x h - (\sigma_x + d\sigma_x)h - 2\tau dx = 0 \quad \text{Eq. 2.24}$$

$$d\sigma_x = \frac{-2\tau dx}{h} \quad \text{Eq. 2.25}$$

Integrando l'equazione 2.25 si ottiene:

$$\sigma_x = -\frac{2\tau}{h}x + C \quad \text{Eq. 2.26}$$

Sostituendo l'equazione 2.26 nell'equazione 2.23 si ricava:

$$\sigma_z = -\frac{2\tau}{h}x + C + \left| \frac{2\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} \right| \quad \text{Eq. 2.27}$$

Il valore della costante C può essere ricavata applicando le condizioni al contorno. Per $x = 0,5l$ la tensione in x è nulla e dall'equazione 2.23 è possibile ricavare l'espressione di σ_z .

$$\sigma_z = -\frac{2\tau}{h}\left(\frac{l}{2} - x\right) - \frac{2\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} \quad \text{Eq. 2.28}$$

L'equazione 2.28 illustra come la tensione in direzione z cresca linearmente dal bordo verso il centro. Nell'equazione è possibile esprimere lo sforzo di taglio, agente all'interfaccia pezzo-stampo, in funzione del fattore d'attrito e dunque del modello d'attrito di Tresca.

$$\tau = \frac{m\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} \quad \text{Eq. 2.29}$$

Integrando quindi l'equazione 2.28 lungo la larghezza l della billetta si ottiene l'espressione del carico di ricalcatura per unità di spessore secondo il modello Altan.

$$L = \frac{2\bar{\sigma}}{\sqrt{3}}\left(1 + \frac{ml}{4h}\right)l \quad \text{Eq. 2.30}$$

Similmente con quanto osservato nel modello Kalpakjian, la stima del carico di ricalcatura deve essere eseguita nelle condizioni di deformazione finale.

2.1.2.2 Modello Altan nel caso di una billetta cilindrica

Durante la deformazione si ha la conservazione del volume della billetta. Di conseguenza, il materiale che inizialmente era distribuito in altezza, andrà ad aumentare il raggio della billetta. Tradotto in forma matematica, si ottiene che:

$$\pi r^2 V_D = 2\pi r v_r h \quad \text{Eq. 2.31}$$

Il campo di velocità che si instaura nel materiale durante la deformazione è allora:

$$v_r = \frac{V_D r}{2h}; v_z = -\frac{V_D z}{h}; v_\theta = 0 \quad \text{Eq. 2.32}$$

dove v_θ indica la velocità tangenziale.

Poiché la velocità tangenziale è nulla, non è possibile ottenere tramite derivazione l'espressione della velocità di deformazione in tale direzione.

Si osserva però che:

$$d\varepsilon_\theta = \frac{d\theta(r + dr) - d\theta_r}{d\theta_r} = \frac{dr}{r} \quad \text{Eq. 2.33}$$

Allora è possibile scrivere le espressioni delle velocità di deformazione nelle direzioni r , z e θ come segue:

$$\dot{\varepsilon}_\theta = \frac{d\varepsilon_\theta}{dt} = \frac{dr}{dt} \frac{1}{r} = \frac{v_r}{r} = \frac{V_D}{2h} \quad \text{Eq. 2.34}$$

$$\dot{\varepsilon}_z = \frac{dv_z}{dz} = -\frac{V_D}{h} \quad \text{Eq. 2.35}$$

$$\dot{\varepsilon}_r = \frac{dv_r}{dr} = \frac{V_D}{2h} = \dot{\varepsilon}_\theta \quad \text{Eq. 2.36}$$

Mentre si ha che:

$$\dot{\gamma}_{rz} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r} \right) = 0 \quad \text{Eq. 2.37}$$

$$\dot{\gamma}_{\theta z} = \dot{\gamma}_{r\theta} = 0 \quad \text{Eq. 2.38}$$

L'espressione della velocità di deformazione effettiva è allora:

$$\bar{\dot{\varepsilon}} = \sqrt{2 \frac{(\dot{\varepsilon}_\theta^2 + \dot{\varepsilon}_r^2 + \dot{\varepsilon}_z^2)}{3}} = |\dot{\varepsilon}_z| \quad \text{Eq. 2.39}$$

Le deformazioni possono essere ottenute integrando nel dominio del tempo le velocità di deformazione precedentemente calcolate:

$$\varepsilon_z = \int_{t_0}^t \dot{\varepsilon}_z dt = - \int_{t_0}^t \frac{V_D dt}{h} \quad [-dh = -V_D dt] \quad \text{Eq. 2.40}$$

$$\varepsilon_z = \int_{h_0}^h -\frac{dh}{h} = -\ln \left(\frac{h}{h_0} \right) \quad \text{Eq. 2.41}$$

$$\varepsilon_\theta = \varepsilon_r = \frac{1}{2} \ln \left(\frac{h}{h_0} \right) = -\frac{\varepsilon_z}{2} \quad \text{Eq. 2.42}$$

In analogia con l'equazione 2.39, la deformazione effettiva equivale a:

$$\bar{\varepsilon} = |\varepsilon_z| \quad \text{Eq. 2.43}$$

Poiché $\dot{\varepsilon}_r = \dot{\varepsilon}_\theta$, dalla teoria dei cerchi di Mohr si ricava che $\sigma_r = \sigma_\theta$ oppure $\sigma_2 = \sigma_3$. Allora il criterio di Von Mises per una ricalcatura assial-simmetrica diviene:

$$\sigma_1 - \sigma_2 = |\bar{\sigma}| \quad \text{oppure} \quad \sigma_z - \sigma_r = |\bar{\sigma}| \quad \text{Eq. 2.44}$$

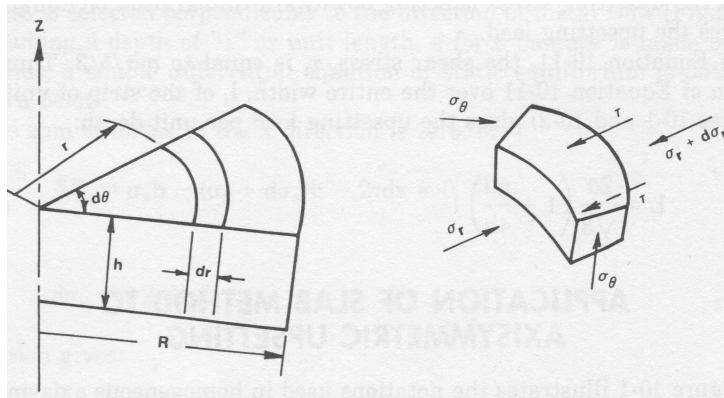


Figura 2.7 – Equilibrio delle forze. (Altan, Oh e L. Gegel 1992)

Osservando la figura 2.7 è possibile eseguire l'equilibrio delle forze in direzione radiale.

$$\begin{aligned} \sum F_r &= \sigma_r(d\theta)rh - (\sigma_r + d\sigma_r)(r + dr)hd\theta \\ &+ 2\sigma_\theta \sin \frac{d\theta}{2} hdr - 2\tau r d\theta dr = 0 \end{aligned} \quad \text{Eq. 2.45}$$

L'angolo $d\theta$ è molto piccolo, rendendo possibile confondere il seno di $d\theta/2$ con $d\theta/2$.

L'espressione 2.45 può allora essere ridotta a:

$$-\sigma_r - \frac{d\sigma_r}{dr}r + \sigma_\theta - \frac{2\tau}{h}r = 0 \quad \text{Eq. 2.46}$$

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\tau}{h} = 0 \quad \text{Eq. 2.47}$$

Integrando l'equazione 2.47 si ottiene:

$$\sigma_r = -\frac{2\tau}{h}r + C \quad \text{Eq. 2.48}$$

Il valore della costante C è determinata dalla condizioni al contorno. In corrispondenza del raggio esterno del cilindro, la tensione radiale è nulla. L'espressione della tensione in direzione radiale diviene:

$$\sigma_r = -\frac{2\tau}{h}(r - R) \quad \text{Eq. 2.49}$$

Considerando l'equazione 2.44, l'equazione 2.49 si trasforma in:

$$\sigma_z = -\frac{2\tau}{h}(r - R) - |\bar{\sigma}| \quad \text{Eq. 2.50}$$

L'espressione 2.50 descrive l'andamento della tensione in direzione z . Si nota come essa cresca in direzione radiale, diventando massima in corrispondenza del centro del cilindro. Il carico di ricalcatura ricercato, L , è allora ottenibile integrando la tensione in direzione z sulla superficie del cilindro.

$$L = \int_0^R \sigma_z 2\pi r dr \quad \text{Eq. 2.51}$$

Ricordando l'equazione 2.29, l'espressione del carico di ricalcatura diviene:

$$L = \bar{\sigma}\pi R^2 \left(1 + \frac{2mR}{3h\sqrt{3}}\right) \quad \text{Eq. 2.52}$$

2.2 Modello analitico per la forgiatura in stampo

Sebbene l'analisi della letteratura specifica ha evidenziato diversi metodi per il calcolo della forza di forgiatura necessaria, si è deciso di analizzare le capacità previsionali di un modello molto semplice, ma allo stesso tempo di facile applicazione. Il calcolo analitico delle forze nei processi di forgiatura in stampo è molto complicato, la causa risiede nelle complesse forme degli stampi e nel fatto che le deformazioni, le velocità di deformazione e le temperature non sono omogenee. Inoltre si hanno variazioni del coefficiente d'attrito nelle varie zone dello stampo.

Il modello scelto, che in letteratura non presenta una precisa denominazione, presenta la seguente formulazione:

$$F_{di\ forgiatura} = \sigma_f A_{forgiato} K_p \quad \text{Eq. 2.53}$$

L'espressione del modello è, come anticipato, molto semplice. Nonostante l'apparente semplicità, per riuscire a ottenere risultati attendibili è necessario conoscere dettagliatamente il processo di stampaggio che si vuole simulare.

Nel modello figurano tre parametri il cui significato viene di seguito descritto:

- σ_f : indica la tensione di flusso del materiale per i valori di deformazione, velocità di deformazione e temperatura che vengono raggiunti durante il processo di deformazione plastica. Tale parametro, oltre ad essere funzione delle condizioni di deformazione, è funzione anche del particolare materiale. In seguito, nel paragrafo relativo ai modelli reologici del materiale, verrà mostrato come è possibile modellizzare il comportamento del materiale e ricavarne la tensione di flusso da inserire nel modello.
- $A_{forgiato}$: Si tratta dell'area del forgiato proiettata sulla superficie di separazione degli stampi comprensiva dell'area di bava e dell'area di possibili fondelli.
- K_p : E' un coefficiente correttivo della pressione agente, ricavato per via sperimentale. A determinare il valore del coefficiente K_p concorrono diversi

aspetti del processo di forgiatura. Esso infatti considera la complessità della forma del forgiato, la presenza e complessità della bava e l'attrito all'interfaccia stampi-materiale. La valutazione del coefficiente è molto critica per una corretta stima della forza di forgiatura. Come si vedrà in seguito, è necessaria una dettagliata conoscenza del processo, per eseguire una corretta stima di tale parametro. Per guidare l'utilizzatore del modello nella scelta del coefficiente, sono presenti in letteratura tabelle riassuntive indicanti intervalli per il valore di K_p in funzione della complessità del forgiato.

Valori di K_p	
Forme semplici senza bava	3-5
Forme semplici con bava	5-8
Forme complesse con bava	8-12

Tabella 2.1 – Intervallo di valori di K_p per la forgiatura in stampo. (Kalpakjian e R. Schmid 2008)

Per tutte le simulazioni analitiche di forgiatura in stampo eseguite in Tesi, viene proposta una ampia trattazione sulla valutazione dei parametri del modello di equazione 2.53.

2.3 Modelli reologici del materiale

Per modello reologico si intende una formulazione in grado di descrivere il comportamento del materiale nelle condizioni di processo. Sebbene esistano in letteratura molteplici tipologie di modelli reologici, per lo svolgimento delle analisi analitiche e numeriche è stato usato lo stesso modello empirico, denominato di Hansel-Spittle. Di seguito se ne riporta la formulazione:

$$\sigma_f = A e^{m_1 T} \varepsilon^{m_2} \dot{\varepsilon}^{m_3} e^{\frac{m_4}{\varepsilon}} (1 + \varepsilon)^{m_5 T} e^{m_7 \varepsilon} \varepsilon^{m_8 T} T^{m_9} \quad \text{Eq. 2.54}$$

Dove:

- T = temperatura del materiale;
- ε = deformazione reale del materiale;
- $\dot{\varepsilon}$ = velocità di deformazione;
- A e m_{1-9} sono costanti relative a uno specifico materiale.

I primi tre parametri dipendono esclusivamente dalle condizioni di processo, mentre le costanti reologiche sono una caratteristica del particolare materiale. Per una corretta previsione del comportamento del materiale è necessaria una caratterizzazione delle costanti tramite prove in laboratorio.

2.3.1 A Freddo

In tutte le simulazioni compiute in Tesi, sia analitiche che numeriche, è stata adottata una versione ridotta del modello di Hansel-Spittle. In letteratura l'espressione impiegata prende il nome di "Strain hardening model". Di seguito se ne riporta la formulazione:

$$\sigma_f = K\varepsilon^n \quad \text{Eq. 2.55}$$

Com'è facilmente osservabile confrontando le formulazioni 2.55 e 2.54, il modello è una semplificazione del modello di Hansel-Spittle. Se infatti si considera il valore della costante A pari a K e il valore della costante m_2 pari a n e contemporaneamente tutte le altre costanti nulle si ottiene il modello di equazione 2.55. La scelta del modello di strain hardening è giustificata dal fatto che in letteratura è molto più semplice trovare la caratterizzazione del materiale a freddo eseguita con tale modellazione e non con la più complessa formulazione di Hansel-Spittle.

2.3.2 A Caldo

Il comportamento del materiale a caldo è stato previsto tramite due differenti modellazioni, derivanti da semplificazioni del modello di Hansel-Spittle. Per le analisi analitiche si è scelto un modello caratterizzato da due costanti reologiche, C e m , corrispondenti rispettivamente alla costante A e m_3 del modello di Hansel-Spittle, considerando nulle le restanti costanti del materiale. Di seguito si riporta la formulazione del modello utilizzato nelle simulazioni analitiche.

$$\sigma_f = C\dot{\varepsilon}^m \quad \text{Eq. 2.56}$$

La scelta del modello semplificato di equazione 2.56 risiede nella difficoltà, dal punto di vista pratico, di reperire in letteratura tutte le costanti necessarie all'applicazione del modello di Hansel-Spittle. Diversamente, in molti testi, è possibile trovare la

caratterizzazione del materiale tramite le due costanti C e m in funzione della temperatura di processo. La necessità di rendere facilmente applicabile i modelli analitici descritti in precedenza, senza la necessità di una dettagliata campagna prove, ha dunque portato alla scelta del modello 2.56.

Per descrivere il comportamento del materiale nelle simulazioni numeriche è stata utilizzata una versione meno semplificata del modello di Hansel-Spittle. Di seguito se ne riporta l'espressione.

$$\sigma_f = Ae^{m_1 T} \varepsilon^{m_2} \dot{\varepsilon}^{m_3} e^{\frac{m_4}{\varepsilon}} \quad \text{Eq. 2.57}$$

Si tratta della versione a cinque coefficienti. La scelta di una modellazione più sofisticata per le analisi numeriche è giustificata dall'aver eseguito una campagna prove sui materiali a caldo utilizzati in Tesi. Se, per la caratterizzazione del materiale a freddo è stata eseguita una sola prova di compressione a temperatura ambiente, la caratterizzazione del materiale a caldo è avvenuta tramite molteplici prove di compressione in condizioni di deformazione differenti. Data la possibilità di ottenere una modellazione più accurata del materiale, si è scelto di implementare nel software ad elementi finiti FORGE una modellazione più complessa.

2.4 Modello previsione energia necessaria

Durante i processi di forgiatura, l'energia incamerata nel volano della pressa a vite viene utilizzata per diversi scopi: deformare il materiale, deformare il telaio della pressa e vincere gli attriti. Ciascun modello di pressa a vite è caratterizzato da due valori di energia: Gross Energy e Net Energy. Per gross energy il produttore intende la totalità dell'energia cinetica incamerabile all'interno del volano, mentre per net energy intende la quantità di energia, epurata dalle perdite per attrito tra gli organi meccanici, cedibile al materiale per essere deformato. Nelle analisi svolte si utilizza dunque il valore di net energy.

Per calcolare analiticamente l'energia netta o di processo, a meno degli attriti, è possibile usare la seguente formulazione:

$$E_{di\ processo} = E_{def.materiale} + E_{def.pressa} \quad \text{Eq. 2.58}$$

L'energia di deformazione del materiale rappresenta l'area sottesa alla curva forza-corsa, dunque si ricava come:

$$E_{def.materiale} = m \cdot F \cdot corsa \quad \text{Eq. 2.59}$$

Dove m è un coefficiente correttivo tipico del particolare processo.

In letteratura è possibile trovare diagrammi che suggeriscono il corretto valore da adottare.

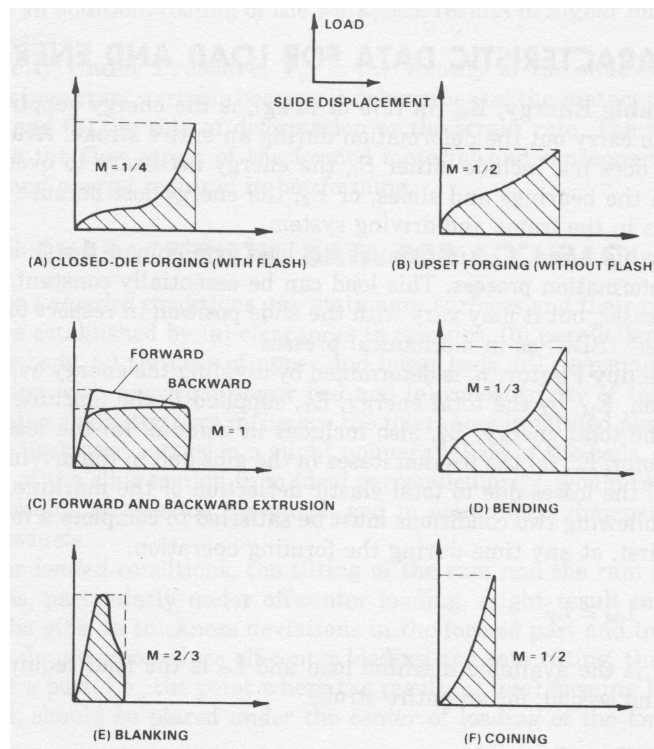


Figura 2.8 – Valori di m in funzione del tipo di processo. (Altan, Oh e L. Gegel 1992)

Considerando l'insieme pressa-materiale come un sistema di molle in serie, l'energia di deformazione della pressa è calcolabile come:

$$E_{def.pressa} = \frac{F_{forgiatura}^2}{2C} \quad \text{Eq. 2.60}$$

Dove C indica il valore di rigidità della pressa.

Nell'ambito del lavoro di Tesi, sono stati analizzati processi di ricalcatura e di forgiatura in stampo con presenza di bava.

Si anticipa come le indicazioni presenti in letteratura abbiano una buona capacità previsionale solo per operazioni di ricalcatura e che invece siano del tutto inesatte nell'ambito della forgiatura in stampo.

2.5 La pressa a vite

Una pressa a vite è composta principalmente da un volano calettato su di un albero filettato, detto vite, la cui rotazione genera la traslazione del punzone. L'accelerazione del volano può avvenire tramite diversi sistemi: a frizione, a ingranaggi, elettrici o idraulici. L'energia rotazionale incamerata nel volano viene trasformata dal cinematismo della vite in energia traslazionale del punzone o slitta. Durante il processo di stampaggio si verifica che l'energia del volano e la velocità del punzone crescono fin quando il punzone impatta con il materiale, da quel momento in poi tutta l'energia incamerata nell'insieme volano-slitta viene ceduta al componente. Alla fine della corsa, il volano e la vite arrestano il proprio moto.

Come anticipato nel capitolo 2.4, l'energia totale incamerata nel volano si compone di tre elementi:

$$E_T = E_P + E_F + E_d \quad \text{Eq. 2.61}$$

Dove E_t è l'energia del volano, E_p è l'energia per deformare il materiale, E_F l'energia dissipata per attrito e E_d è l'energia di deformazione della pressa.

Se l'energia incamerata nel volano è superiore rispetto a quella necessaria per completare lo stampaggio, quella in eccesso viene incamerata da pressa e stampi sotto forma di energia di deformazione, con un conseguente inutile aumento della forza di forgiatura. Ciò è osservabile in figura 2.9.

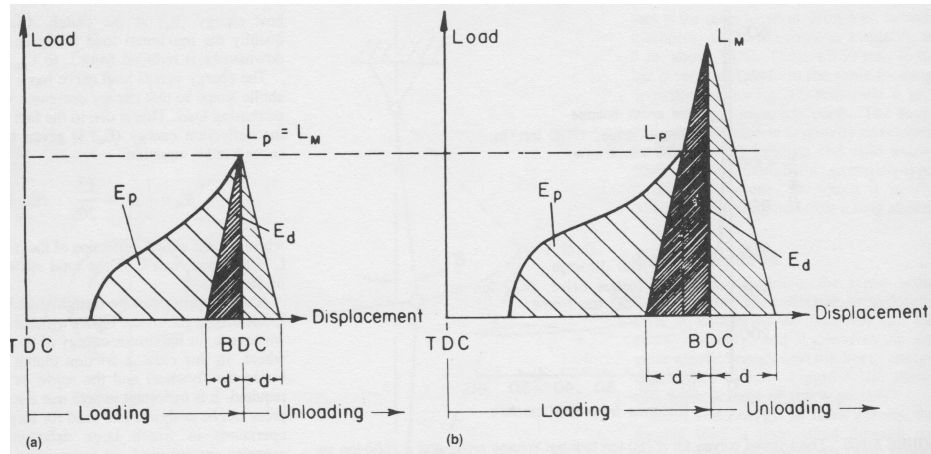


Figura 2.9 – Relazione energia-carico nell'utilizzo di una pressa a vite. (Forging industry association, American society for metals 1985)

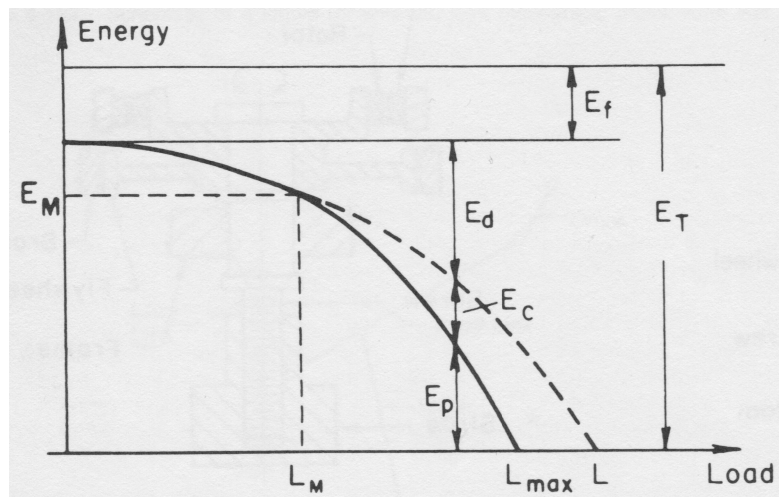


Figura 2.10 – Relazione carico-energia in una pressa a vite. (Forging industry association, American society for metals 1985)

Una pressa a vite è una macchina limitata in energia, in cui energia e carico di forgiatura sono direttamente correlati. Come si osserva in figura 2.10, per una data energia del volano mantenuta costante, la forza di forgiatura che si sviluppa a fine corsa del punzone, dipende esclusivamente dall'energia di processo: se è alta, si ottengono bassi carichi di forgiatura, viceversa per basse energie di deformazione del pezzo si ottengono alti carichi di forgiatura.

Si deduce quindi che una corretta stima dell'energia di processo è un aspetto fondamentale per l'utilizzo della pressa a vite.

Come osservato nella modellazione 2.56, un materiale deformato a caldo è sensibile alla velocità di deformazione. Quest'ultima si calcola come:

$$\dot{\epsilon} = \frac{v_{discesa\ del\ punzone}}{h_{materiale}} \quad \text{Eq. 2.62}$$

E' importante quindi conoscere la velocità di discesa del punzone in funzione dell'energia incamerata nel volano. Poiché un costruttore non rende pubblici dati tecnici quali il passo della filettatura o la massa del volano, è necessario stimare la velocità di discesa del punzone tramite un approccio energetico. Nei casi studio è stata utilizzata la seguente formula:

$$v_{\%} = \sqrt{\frac{E_{netta\ \%} v_{max}^2}{E_{netta\ max}}} \quad \text{Eq. 2.63}$$

Dove per $v_{\%}$ si intende la velocità del punzone per una data percentuale dell'energia netta della pressa.

2.6 Modelli numerici

Per le analisi numeriche è stato usato un software basato sulla teoria degli elementi finiti, denominato FORGE. Senza entrare nel dettaglio, si ricorda come la teoria degli elementi finiti preveda di discretizzare un continuo in un numero finito di nodi e elementi. I nodi costituiscono dei punti immaginari, dove il software elabora i risultati delle analisi, mentre gli elementi, che congiungono tra di loro due nodi adiacenti, schematizzano il comportamento del materiale. La rete di nodi ed elementi, in un software ad elementi finiti, viene denominata mesh. FORGE discretizza i volumi tramite una mesh tetraedica e le superfici tramite una mesh triangolare.

Discretizzata la geometria da analizzare, il software necessita di informazioni sul materiale per caratterizzare il comportamento degli elementi e di condizioni al contorno per simulare il particolare processo.

Le informazioni sul materiale e le condizioni al contorno costituiscono i vari parametri di input per una simulazione. Di seguito si riassumono in tabella i principali utilizzati in Tesi.

INPUT SIMULAZIONE NUMERICA
BILLETTA
Costanti reologiche del materiale
Temperatura del materiale
Condizione d'attrito materiale-stampi
Coefficiente di scambio termico materiale-stampi
Coefficiente di convezione aria-materiale
STAMPI
Condizione d'attrito stampo-materiale
Coefficiente di scambio termico stampo-materiale
Temperatura stampo
Materiale stampo (opzionale)
PROCESSO
Andamento temperatura ambientale
Tipologia di pressa e caratteristiche
Parametri di processo

Tabella 2.2 – Input simulazione numerica.

L'analisi procede assegnando le condizioni al contorno iniziali ai nodi presenti nella geometria, registrando gli effetti di questi ultimi sul volume di materiale, ottenendo quindi delle nuove condizioni al contorno, e reiterando il processo finché il moto della pressa non si arresta. Elaborando le informazioni registrate sui singoli nodi si ottengono i risultati finali.

Capitolo 3

Prove reologiche

3 Prove reologiche

Presso i laboratori dell'Università di Padova sono state eseguite, nell'ambito del periodo di Tesi, diverse prove di compressione per la caratterizzazione, a freddo e a caldo, di alcuni materiali forniti in test dall'azienda. Le prove di compressione a freddo sono state realizzate tramite una pressa idraulica a controllo numerico denominata MTS. Le prove di compressione a caldo sono state invece svolte tramite un opportuno macchinario denominato Gleeble, in grado di deformare il provino ad una specifica temperatura e velocità di deformazione. Di seguito si andranno a descrivere le modalità di test e i risultati ottenuti.

3.1 A freddo

La caratterizzazione a freddo è stata eseguita per il seguente gruppo di materiali forniti in test da FICEP.

Materiali caratterizzati a freddo
39NiCr
AISI A105
AISI 304
Lega d'alluminio gruppo 6000 (Al6xxx)

Tabella 3.1 – Materiali caratterizzati a freddo.

Si è proceduto con la compressione di provini cilindrici a temperatura ambiente, lubrificando l'interfaccia stampi-materiale tramite una soluzione a base di bisolfuro di molibdeno. Utilizzando degli stampi piani si è ricreato, durante la prova, un processo di ricalcatura. La macchina MTS ha permesso di acquisire i valori della corsa del pistone e del corrispondente carico di compressione. Successivamente essi sono stati elaborati ottenendo la curva tensione-deformazione di ogni materiale. Il macchinario è

comunemente utilizzato per prove di trazione, le quali sottopongono la struttura della macchina a sforzi di entità inferiore rispetto ad una prova di compressione a freddo, tale aspetto ha comportato una revisione delle curve sperimentali al fine di compensare la deformazione elastica del telaio della pressa. A causa del fenomeno le curve presentano un andamento anomalo in prossimità di deformazioni nulle.

Si riportano i risultati nel paragrafo successivo.

3.1.1 Risultati singoli materiali

3.1.1.1 Test 39NiCr a 20°C

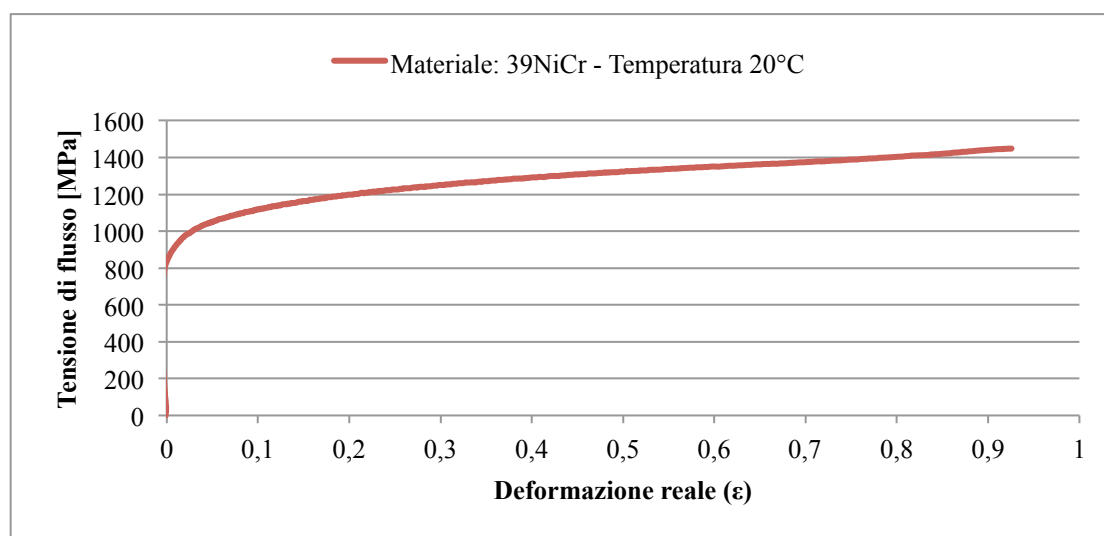


Figura 3.1 – Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione eseguita a 20°C.

Materiale: 39NiCr	
K [MPa]	n
1441	0,1182

Tabella 3.2 – Caratterizzazione a 20°C del 39NiCr.

3.1.1.2 Test AISI A105 a 20°C

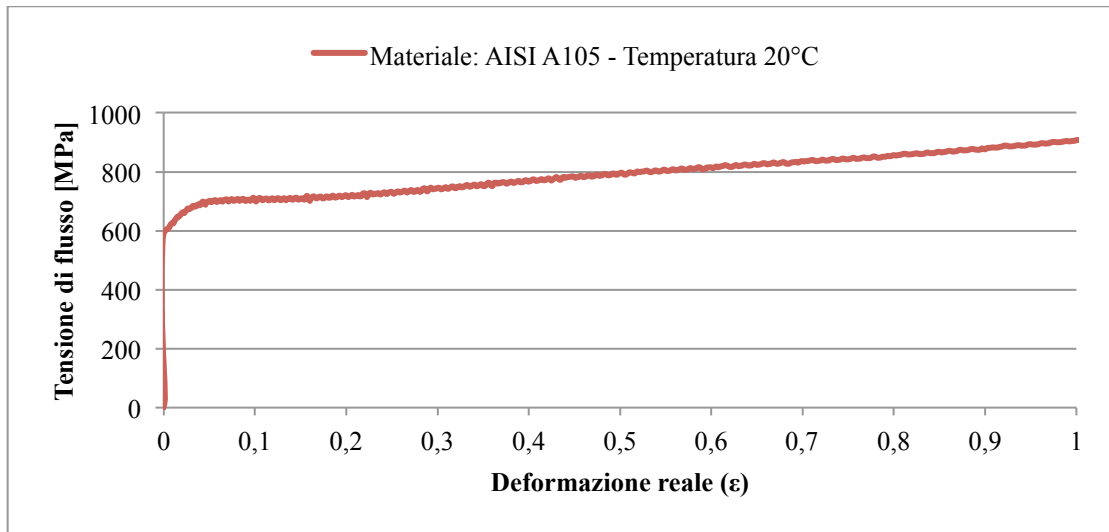


Figura 3.2 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione eseguita a 20°C.

Materiale: AISI A105	
K [MPa]	n
883	0,1446

Tabella 3.3 - Caratterizzazione a 20°C dell'AISI A105.

3.1.1.3 Test AISI 304 a 20°C

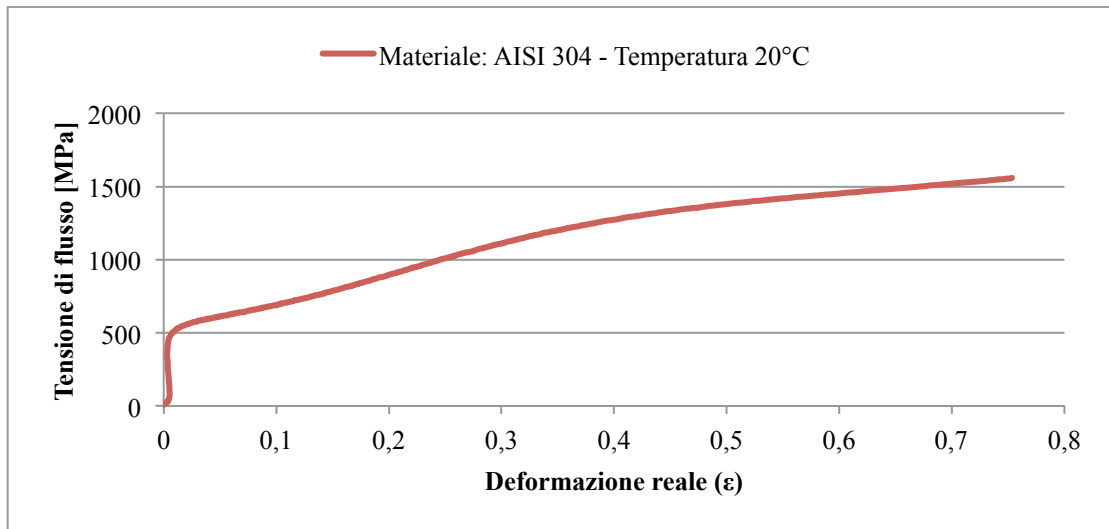


Figura 3.3 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione eseguita a 20°C.

Materiale: AISI 304	
K [MPa]	n
1795	0,4021

Tabella 3.4 - Caratterizzazione a 20°C dell'AISI 304.

3.1.1.4 Test Al6xxx a 20°C

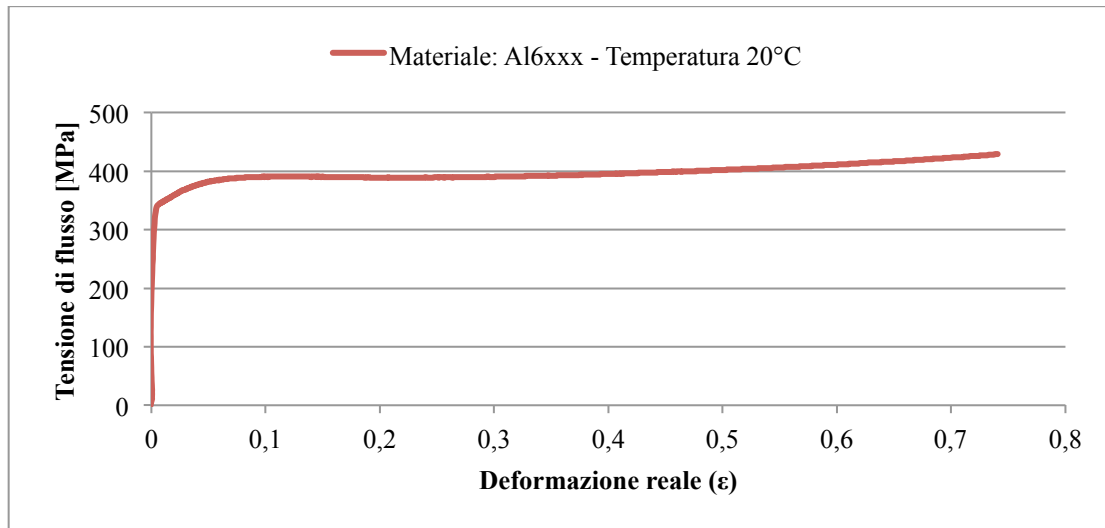


Figura 3.4 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione eseguita a 20°C.

Materiale: Al6xxx	
K [MPa]	n
419	0,0551

Tabella 3.5 - Caratterizzazione a 20°C dell'Al6xxx.

3.2 A caldo

La caratterizzazione a caldo è stata eseguita per il seguente gruppo di materiali forniti in test da FICEP.

Materiali caratterizzati a caldo
39NiCr
AISI 304
AISI A105
Lega d'alluminio gruppo 6000 (Al6xxx)
Ti6Al4V

Tabella 3.6 – Lista dei materiali caratterizzati a caldo.

Le singole prove di compressione sono state eseguite schiacciando tra due stampi piani un cilindretto del materiale. Per ciascun materiale sono state svolte prove a tre temperature differenti, le più comunemente utilizzate per la forgiatura. A ogni temperatura sono state eseguite prove a tre diverse velocità di deformazione: 1 s^{-1} , 10 s^{-1} , 50 s^{-1} . Per problematiche relative alla macchina usata nei test, tali velocità non sono state correttamente mantenute. Analizzando a posteriori i risultati ottenuti è stato possibile stimare la reale velocità di deformazione per ciascun test, la quale è riportata su ogni curva sperimentale tensione-deformazione. La lubrificazione, durante una prova di compressione, è un aspetto molto importante e critico, se infatti essa non è ottimale, si rischia che l'attrito all'interfaccia stampi-materiale influisca sui risultati. Come agente lubrificante, per tutte le prove, si è utilizzato un foglio di grafite. Tramite la realizzazione di una termocoppia è stato possibile misurare la temperatura del materiale durante l'esecuzione della prova. La strumentazione forniva inoltre come output i valori della corsa del pistone e della forza di compressione. A seguito di un'elaborazione numerica dei dati si sono ricavate le curve tensione-deformazione presenti nel paragrafo seguente. Dall'analisi delle curve sperimentali si è ottenuta la caratterizzazione per il singolo materiale, applicando il modello di equazione (2.56). Si riportano in tabella 3.7 i valori delle costanti reologiche ottenuti.

CARATTERIZZAZIONE A CALDO DEI MATERIALI						
Temperatura di Test [°C]	1000		1100		1200	
Materiale	C [MPa]	m	C [MPa]	m	C [MPa]	m
39NiCr	96,55	0,1448	73,99	0,1532	49,44	0,1807
AISI A105	100,94	0,0970	62,39	0,1720	44,92	0,2009
AISI 304	157,17	0,0949	104,04	0,1277	71,99	0,1379
	800		850		900	
Ti6Al4V	269,64	0,0791	202,98	0,1083	120,88	0,1342
	400		450		500	
Al6XXX	56,00	0,0875	37,54	0,1193	29,00	0,1411

Tabella 3.7 – Costanti reologiche dei materiali a caldo.

3.2.1 Risultati singoli materiali

3.2.1.1 Test 39NiCr

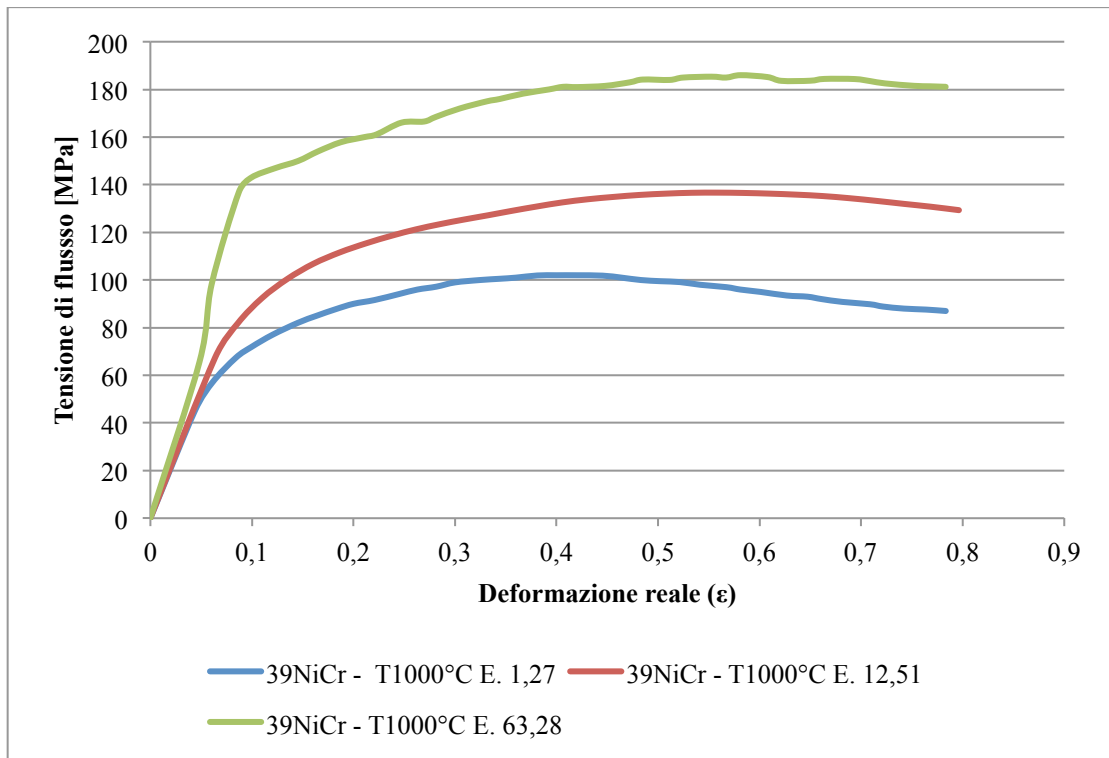


Figura 3.5 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione a 1000°C su 39NiCr.

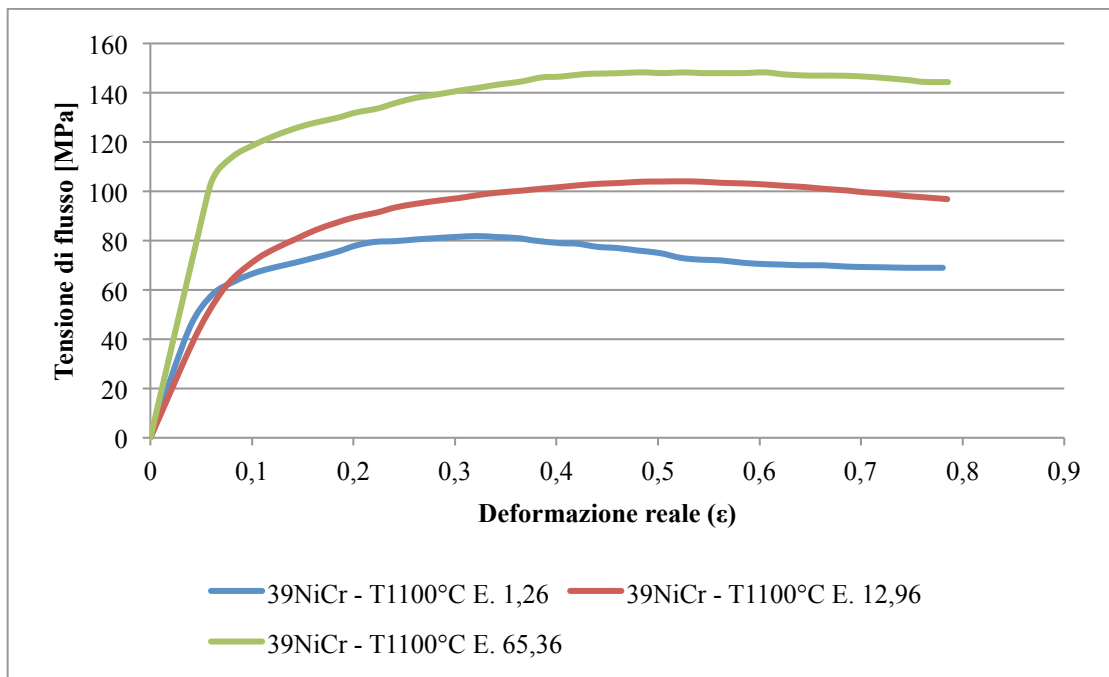


Figura 3.6 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione a 1100°C su 39NiCr.

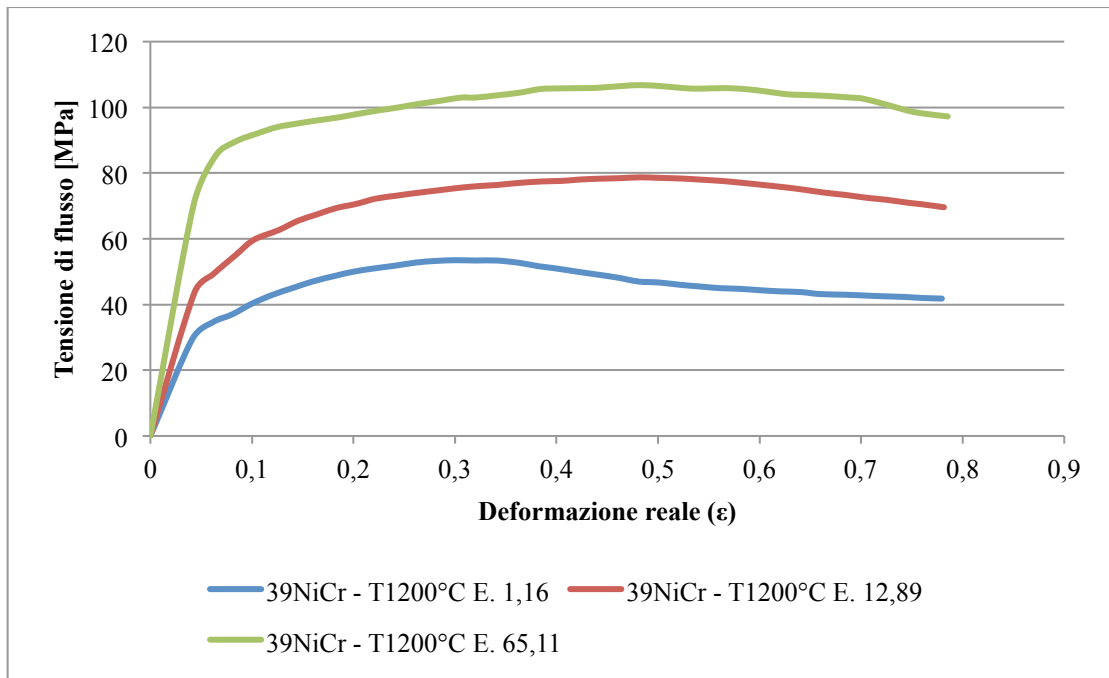


Figura 3.7 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione a 1200°C su 39NiCr.

3.2.1.2 Test AISI 304

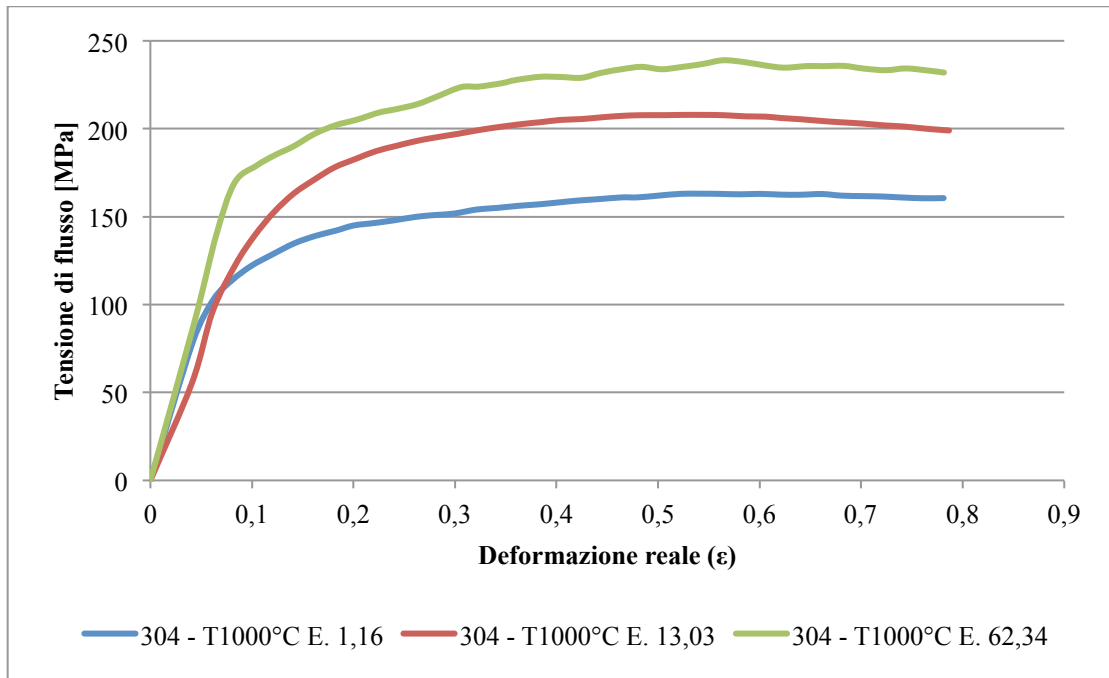


Figura 3.8 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione a 1000°C su AISI 304.

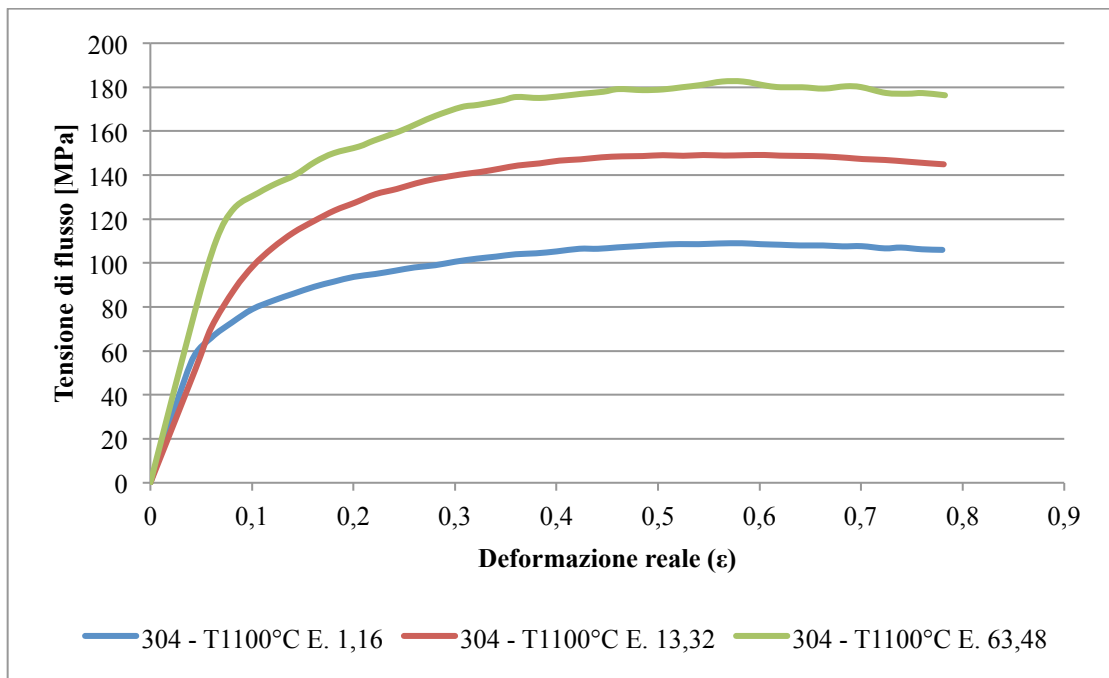


Figura 3.9 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione a 1100°C su AISI 304.

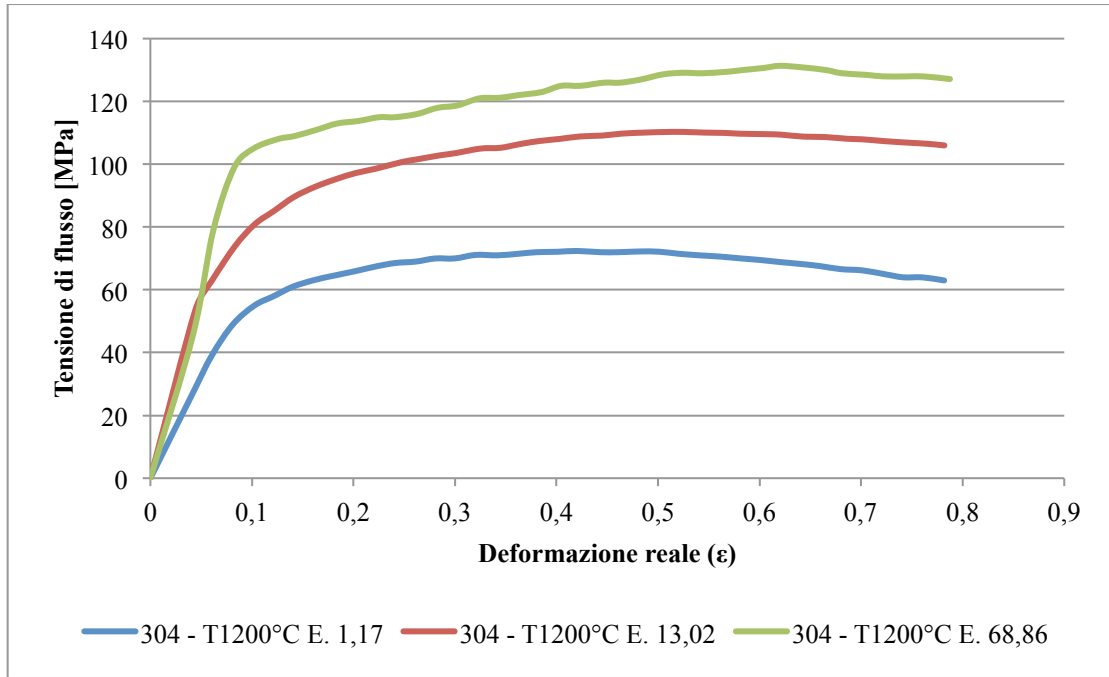


Figura 3.10 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione a 1200°C su AISI 304.

3.2.1.3 Test AISI A105

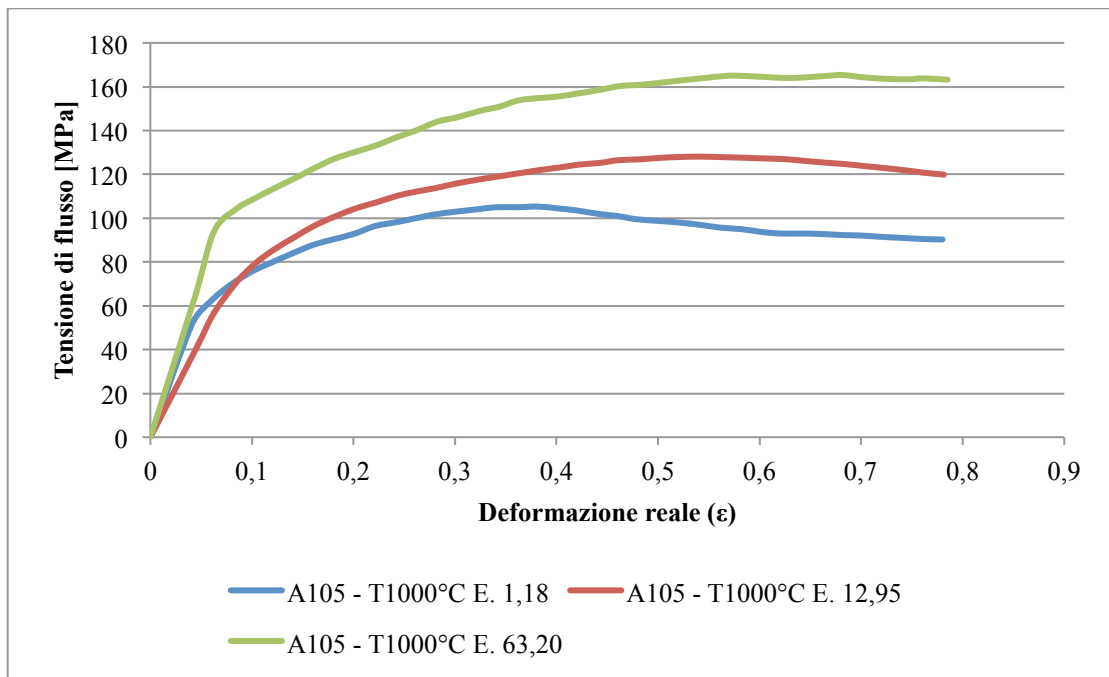


Figura 3.11 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione a 1000°C su AISI A105.

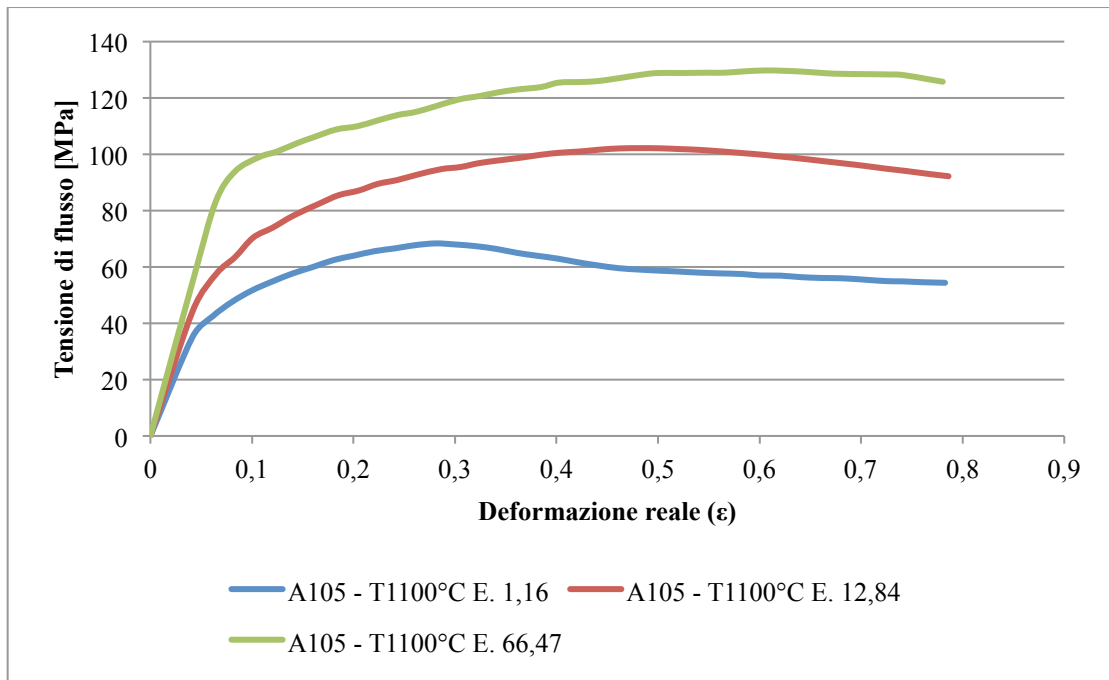


Figura 3.12 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione a 1100°C su AISI A105.

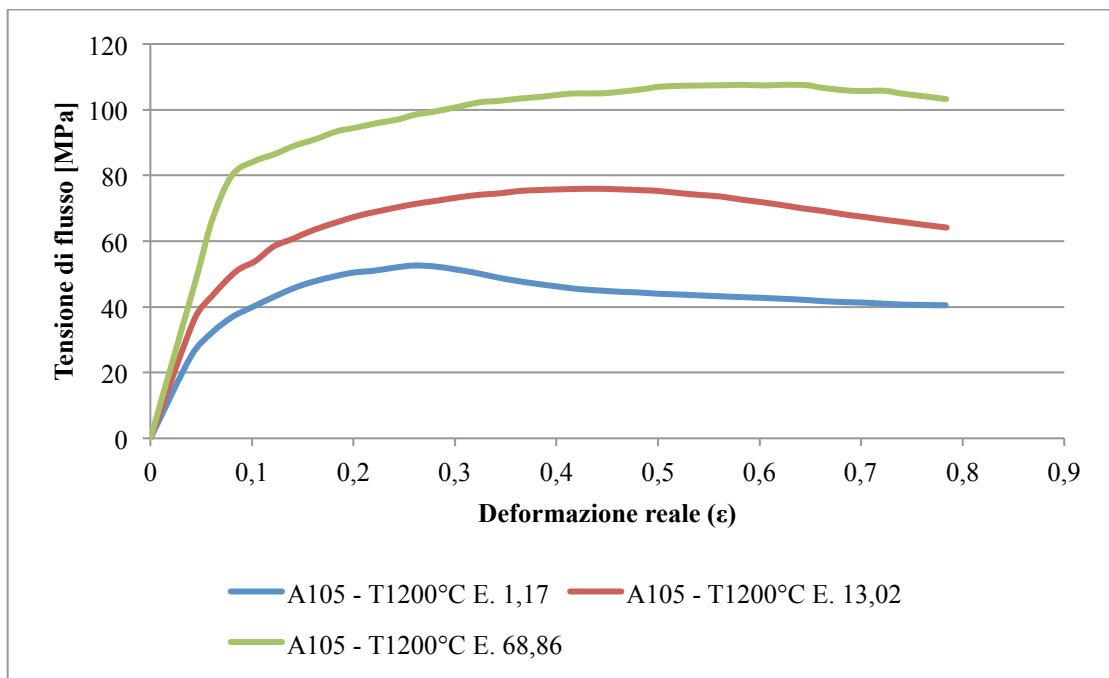


Figura 3.13 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione a 1200°C su AISI A105.

3.2.1.4 Test Al6xxx

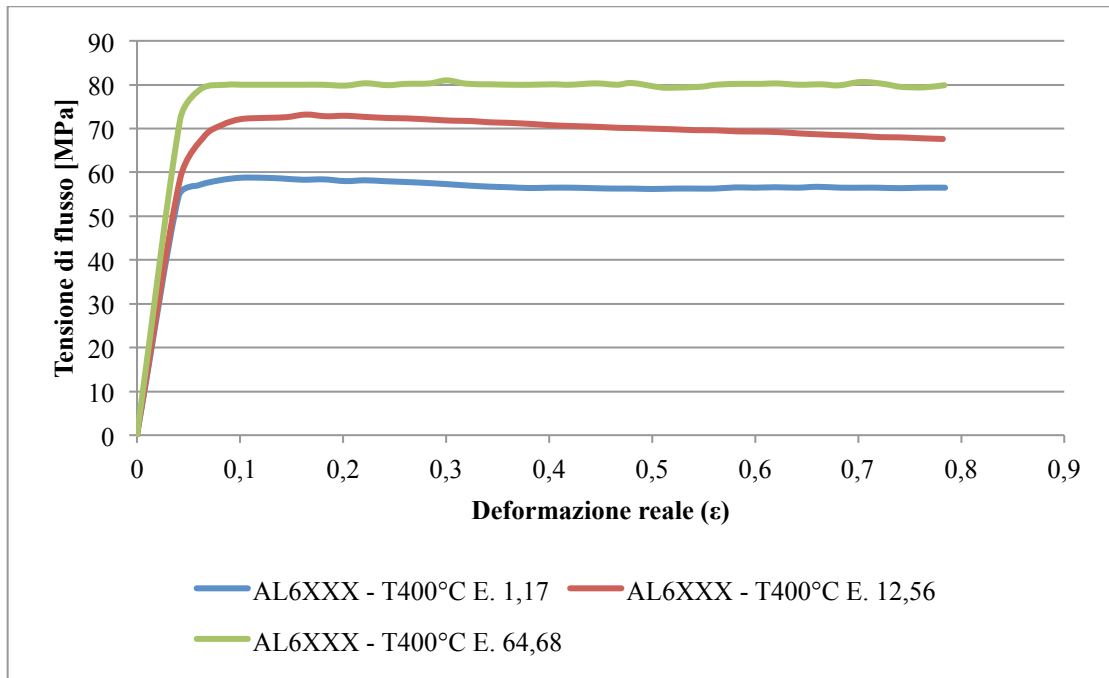


Figura 3.14 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione a 400°C su Al6xxx.

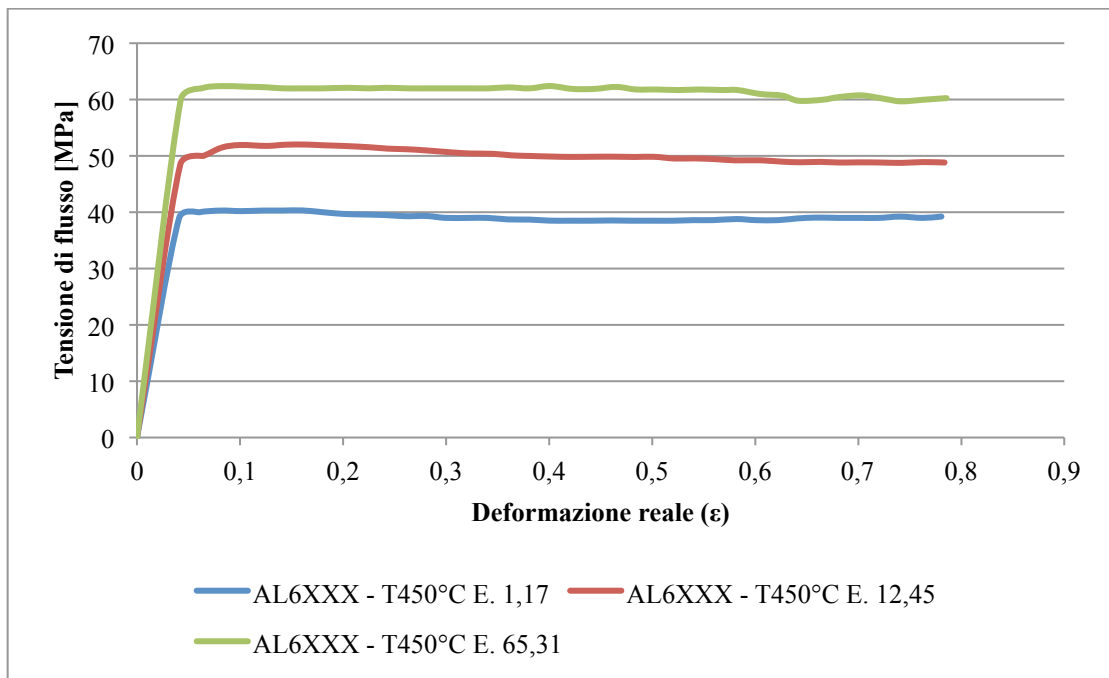


Figura 3.15 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione a 450°C su Al6xxx.

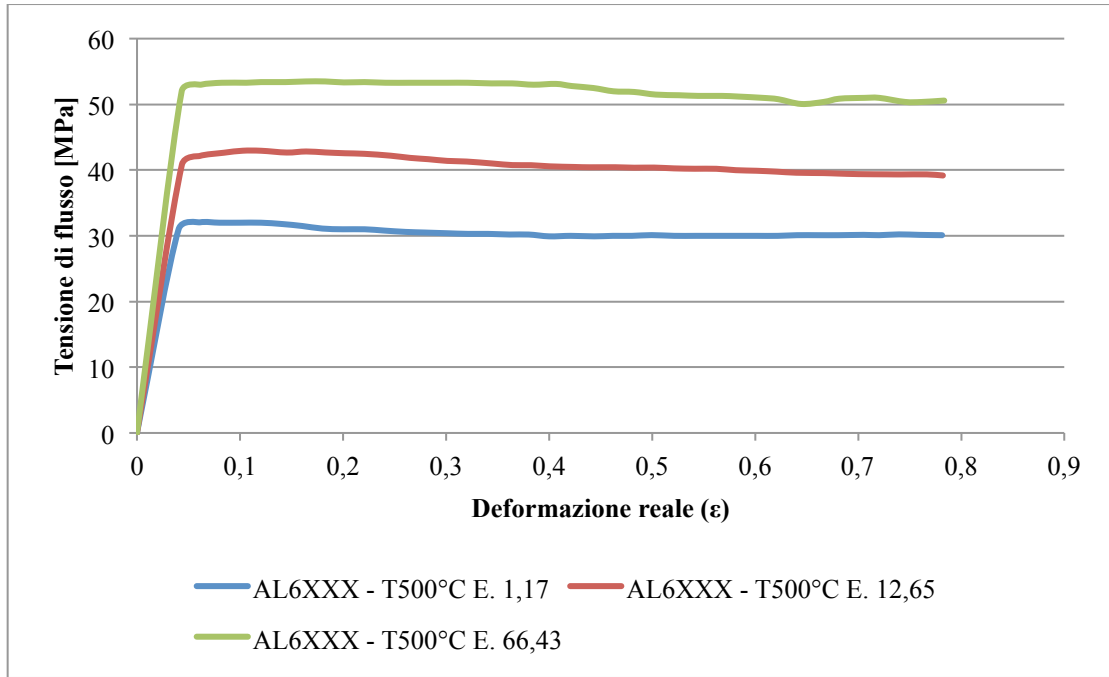


Figura 3.16 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione a 500°C su Al6xxx.

3.2.1.5 Test Ti6Al4V

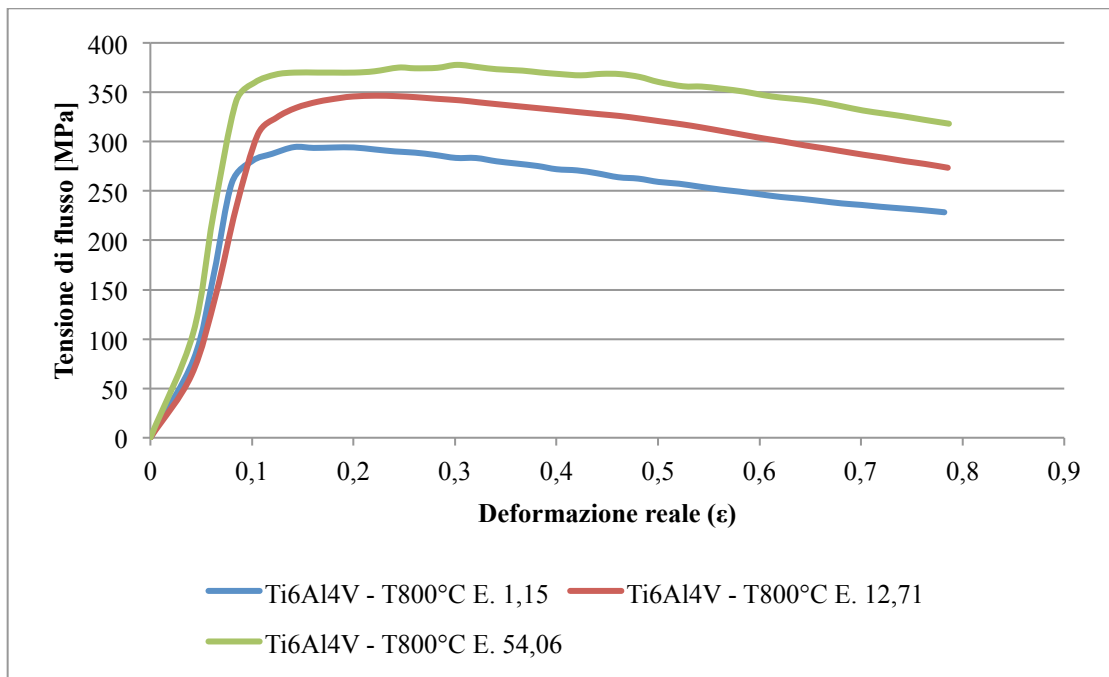


Figura 3.17 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione a 800°C su Ti6Al4V.

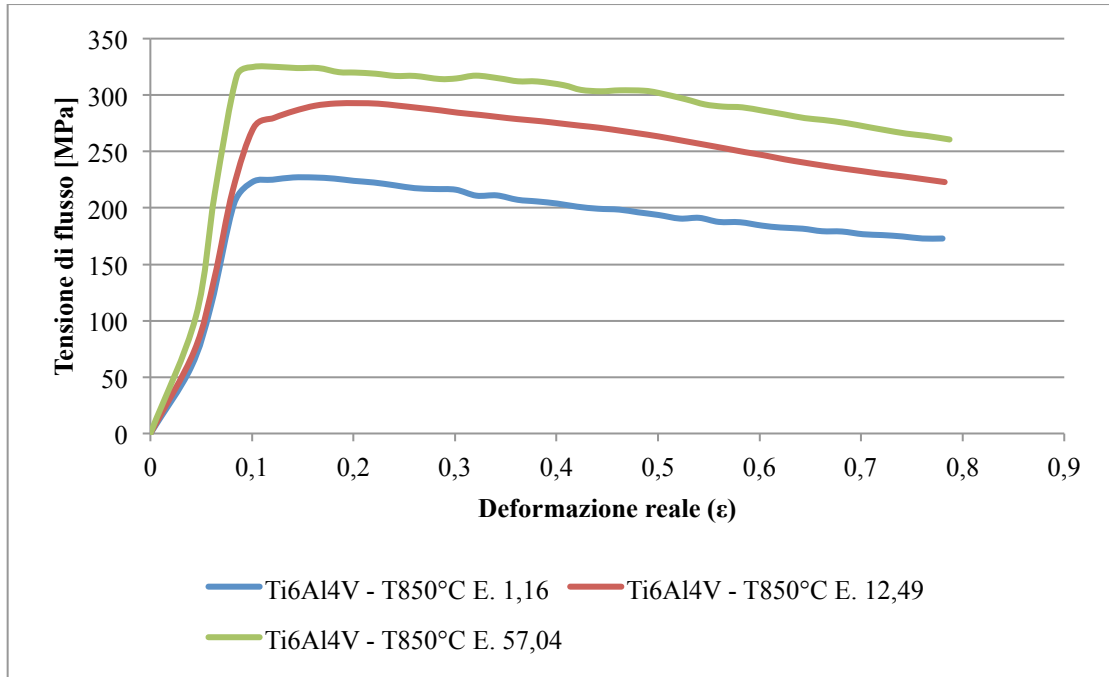


Figura 3.18 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione a 850°C su Ti6Al4V.

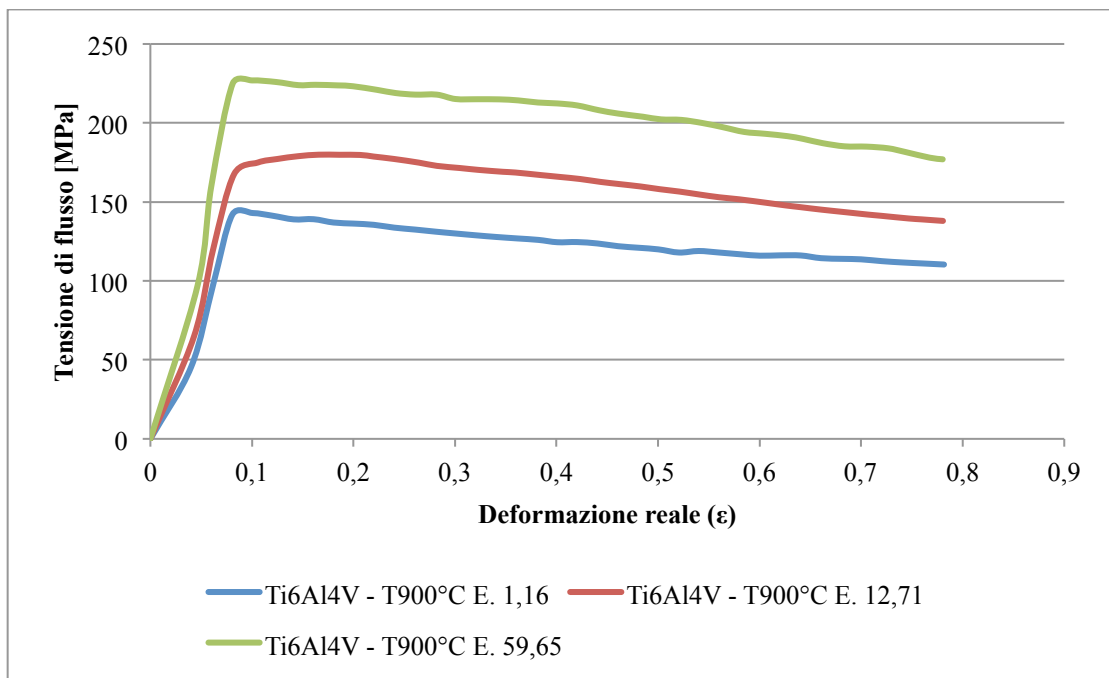


Figura 3.19 - Curva sperimentale tensione-deformazione. Prova di compressione a 900°C su Ti6Al4V.

Capitolo 4

Casi studio

4 Casi studio

Nell'ambito della Tesi è stata valutata la robustezza dei modelli analitici e numerici sviluppati, applicandoli ad alcuni casi studio forniti dall'azienda. Non è però stato sempre possibile confrontare i risultati ottenuti con dati sperimentali, nei casi in cui l'azienda era interessata solo ad una valutazione preliminare dei parametri di processo.

4.1 Ricalcatura a freddo di una billetta cilindrica

Il processo analizzato consiste in un'operazione di ricalcatura tra stampi piani di una billetta cilindrica ad asse verticale a freddo. Di seguito si riportano in tabella i dati sperimentali forniti da FICEP con i quali sono state eseguite le analisi:

Billetta cilindrica di partenza					
Φ [mm]:	60	altezza [mm]:	90	materiale:	A105
Dati sperimentali					
Energia	Prova	Altezza - mm		Tonnellate	Numero
		iniziale	Finale		tomini
25%	1	91,0	67,5	297	1
50%	2	91,2	53,0	340	1
75%	3	91,0	43,2	360	1
100%	4	90,7	35,2	371	1
Pressa a vite utilizzata					
Modello:	DD110	Energia _{net} [kJ]:	115	V _{MAX} [m/s]:	0,8
Rigidezza [kN/mm]:	7080				

Tabella 4.1 – Dati sperimentali: ricalcatura billette in AISI A105. Fonte FICEP.

L'approccio seguito è stato quello di simulare analiticamente il processo imponendo la deformazione sperimentale al campione. Successivamente si è impostata una

simulazione numerica del processo adottando i medesimi dati di input sperimentali e valutando la geometria deformata risultante oltre che alla forza e all'energia di ricalcatura.

4.1.1 Simulazione analitica

La simulazione analitica del processo è stata compiuta applicando entrambi i modelli selezionati da letteratura. Si è potuto così calcolare la forza e l'energia necessaria allo stampaggio per ciascuna delle prove. Di seguito viene riportata una tabella riassuntiva con i dati di input ai modelli analitici:

Dati di input			
Altezza iniziale billetta [mm]			
Altezza finale billetta [mm]			
Raggio iniziale billetta [mm]			
Fattore d'attrito			
μ :	0,4	m :	0,4
Materiale		Rigidezza pressa	

Tabella 4.2 – Dati di input per la simulazione analitica del processo di ricalcatura.

Si ricorda che la principale differenza tra le due modellazioni analitiche consiste nel modello d'attrito utilizzato. I valori del fattore d'attrito e del coefficiente d'attrito sono stati ipotizzati in base a indicazioni fornite dall'azienda.

Per quanto riguarda le caratteristiche della pressa adottata, non sono state fatte considerazioni sulla velocità di discesa del punzone, a freddo infatti il materiale non è sensibile alla velocità di deformazione.

Per quanto riguarda l'energia analitica di ricalcatura è stata calcolata secondo il procedimento illustrato nel paragrafo 2.4 utilizzando un valore di 0,5 per il coefficiente m .

Di seguito si riportano i risultati ottenuti:

MODELLO ALTAN		
ENERGIA 25%		
Forza di forgiatura analitica [t]	Forza di forgiatura sperimentale [t]	Errore % tra $F_{\text{analitica-sperimentale}}$
311	297	5
Energia di forgiatura analitica [kJ]	Energia di forgiatura sperimentale [kJ]	Errore % tra $Enrg_{\text{analitica-sperimentale}}$
36,52	28,75	27
ENERGIA 50%		
Forza di forgiatura analitica [t]	Forza di forgiatura sperimentale [t]	Errore % tra $F_{\text{analitica-sperimentale}}$
447	340	31
Energia di forgiatura analitica [kJ]	Energia di forgiatura sperimentale [kJ]	Errore % tra $Enrg_{\text{analitica-sperimentale}}$
85,10	57,50	48
ENERGIA 75%		
Forza di forgiatura analitica [t]	Forza di forgiatura sperimentale [t]	Errore % tra $F_{\text{analitica-sperimentale}}$
594	360	65
Energia di forgiatura analitica [kJ]	Energia di forgiatura sperimentale [kJ]	Errore % tra $Enrg_{\text{analitica-sperimentale}}$
141,61	86,25	64
ENERGIA 100%		
Forza di forgiatura analitica [t]	Forza di forgiatura sperimentale [t]	Errore % tra $F_{\text{analitica-sperimentale}}$
788	371	112
Energia di forgiatura analitica [kJ]	Energia di forgiatura sperimentale [kJ]	Errore % tra $Enrg_{\text{analitica-sperimentale}}$
218,73	115,00	90

Tabella 4.3 - Risultati analitici del modello ALTAN

MODELLO KALPAKJIAN		
ENERGIA 25%		
Forza di forgiatura analitica [t]	Forza di forgiatura sperimentale [t]	Errore % tra $F_{\text{analitica-sperimentale}}$
328	297	10
Energia di forgiatura analitica [kJ]	Energia di forgiatura sperimentale [kJ]	Errore % tra $Enrg_{\text{analitica-sperimentale}}$
38,53	28,75	34
ENERGIA 50%		
Forza di forgiatura analitica [t]	Forza di forgiatura sperimentale [t]	Errore % tra $F_{\text{analitica-sperimentale}}$
480	340	41
Energia di forgiatura analitica [kJ]	Energia di forgiatura sperimentale [kJ]	Errore % tra $Enrg_{\text{analitica-sperimentale}}$
91,60	57,50	59
ENERGIA 75%		
Forza di forgiatura analitica [t]	Forza di forgiatura sperimentale [t]	Errore % tra $F_{\text{analitica-sperimentale}}$
652	360	81
Energia di forgiatura analitica [kJ]	Energia di forgiatura sperimentale [kJ]	Errore % tra $Enrg_{\text{analitica-sperimentale}}$
155,79	86,25	81
ENERGIA 100%		
Forza di forgiatura analitica [t]	Forza di forgiatura sperimentale [t]	Errore % tra $F_{\text{analitica-sperimentale}}$
888	371	139
Energia di forgiatura analitica [kJ]	Energia di forgiatura sperimentale [kJ]	Errore % tra $Enrg_{\text{analitica-sperimentale}}$
247,19	115,00	115

Tabella 4.4 - Risultati analitici del modello KALPAKJIAN

4.1.2 Simulazione numerica

Il particolare processo di ricalcatura è stato simulato numericamente utilizzando il software dedicato FORGE. Sono state impostate quattro simulazioni numeriche corrispondenti ai quattro casi sperimentali. L'impostazione della singola simulazione numerica è iniziata generando tramite un software di disegno CAD la geometria della billetta e degli stampi. Data l'assial-simmetria del caso si è proceduto generando la

geometria di uno spicchio di billetta e stampi ed a impostare una simulazione bidimensionale applicando le condizioni di assial-simmetria, successivamente si è applicata una mesh ai singoli componenti della simulazione. Nello specifico, adottando il tool implementato nel software, si è generata una mesh triangolare con dimensione di lato di 2 mm per la billetta e di 0,3 mm per le superfici degli stampi. Una volta generata la geometria del particolare processo di ricalcatura si è proceduto nell'impostare gli ulteriori dati di input necessari. Si è selezionato il materiale, scegliendo il file contenente le costanti del materiale provenienti dalla prova sperimentale compiuta a freddo e la condizione d'attrito all'interfaccia pezzo-stampo. Il software utilizza il modello di Hansel-Spittle per simulare il comportamento del materiale durante la deformazione. Poiché tramite le prove di compressione a freddo si ottengono solo due costanti del materiale, si riproduce il modello semplificato di equazione 2.55. Com'è possibile vedere nel paragrafo 2.3 la formulazione 2.55 è una versione semplificata del modello di Hansel-Spittle. Il file che descrive il comportamento del materiale allora, è stato configurato inserendo solo le costanti K e n e lasciando nulle tutte le altre.

Per quanto riguarda l'attrito è stato generato un file specifico che contenesse entrambi i modelli d'attrito trattati dal software. Si è dunque inserito il medesimo valore di 0,4 sia per il fattore d'attrito sia per il coefficiente d'attrito. Così facendo è stata concessa al software la scelta tra il più corretto modello da adottare, sebbene le particolari condizioni di processo suggeriscano la prevalenza del modello secondo Tresca. Il valore di 0,4 inoltre è stato scelto coerentemente con quanto fatto nella simulazione analitica. Per quanto riguarda la temperatura di billetta e stampi si è imposta una temperatura uniforme di 20°C e un coefficiente di scambio termico medio tipico per lo stampaggio a freddo degli acciai.

Il setup della simulazione si è concluso inserendo le caratteristiche richieste della particolare pressa. Il valore finale della corsa è stato impostato nullo in modo da ricreare il processo sperimentale e dunque scaricare l'intera energia disponibile. L'energia e la velocità massima del punzone sono state scelte secondo il metodo presentato nel paragrafo 2.5 ed è stato inserito il valore di rigidità per la particolare pressa.

Di seguito si riportano i risultati numerici ottenuti:

Risultati numerici							
Energia	Prova	Altezza [mm]			Carico [t]		Numero
		iniziale	finale _{sperimentale}	finale _{numerica}	sperimentale	numerico	
25,0%	1	91,0	67,5	76,4	297	243	1
50,0%	2	91,2	53,0	65,9	340	303	1
75,0%	3	91,0	43,2	57,1	360	365	1
100,0%	4	90,7	35,2	49,6	371	436	1

Tabella 4.5 – Risultati numerici per le prove di ricalcatura sperimentali.

Com'è possibile notare in tabella 4.5 non esiste una corrispondenza tra la deformazione finale, simulata numericamente, e quella sperimentale. È dunque impossibile confrontare i valori di forza ottenuti.

Per cercare di comprendere le cause di tale differenza sono state eseguite delle analisi di sensibilità a fattori che si ritenevano interferenti con i risultati numerici. E' stata dunque verificata la sensibilità dei risultati alla variazione delle condizioni d'attrito billetta-stampo e al variare della rigidità della pressa.

4.1.2.1 Analisi di sensibilità all'attrito

Per compiere un'analisi di sensibilità dei risultati numerici all'attrito si è scelta la seconda prova sperimentale, caratterizzata dall'utilizzo del 50% dell'energia massima esprimibile dalla pressa come prova di riferimento. Successivamente, mantenendo immutate tutte le altre condizioni di input alla prova, si sono fatti variare i soli coefficienti d'attrito registrandone l'influenza sulla deformazione finale.

E' stata scelta la prova al 50% di energia come caso di riferimento perché si tratta di una prova in cui la billetta non subisce una deformazione eccessiva.

Analisi di sensibilità all'attrito							
Condizioni d'attrito		Altezza [mm]			Carico [t]		Numero
μ	m	iniziale	finale _{sperimentale}	finale _{numerica}	sperimentale	numerico	
0,2	0,2	91,2	53	65,8	340	304	1
0,4	0,4	91,2	53	65,9	340	303	1
0,6	0,6	91,2	53	65,8	340	305	1
0,8	0,8	91,2	53	66,0	340	300	1

Tabella 4.6 – Risultati analisi di sensibilità all'attrito

Com'è possibile osservare in tabella 4.6 i risultati numerici non sono sensibili alla variazione delle condizioni d'attrito. Si conclude quindi che la causa è da ricercare in altri possibili effetti interferenti con il risultato numerico.

4.1.2.2 Analisi di sensibilità al valore di rigidità della pressa

Secondo la relazione 2.61 la rigidità è una caratteristica importante di qualunque tipologia di pressa. Sebbene le simulazioni siano state eseguite con un valore di rigidità fornito dall'azienda produttrice, si è analizzata la sensibilità dei risultati numerici al variare di tale parametro. Per l'analisi di sensibilità è stato preso come caso di riferimento la ricalcatura al 50% di energia di processo ed è stato fatto variare il solo valore di rigidità della pressa.

Analisi di sensibilità alla rigidità							
Rigidità		Altezza [mm]			Carico [t]		Numero
[%]	[kN/mm]	iniziale	finale _{sperimentale}	finale _{numerica}	sperimentale	numerico	tomini
-20%	5664	91,2	53	65,99	340	303,23	1
-	7080	91,2	53	65,95	340	303,43	1
+20%	8496	91,2	53	65,91	340	303,70	1

Tabella 4.7 – Risultati dell'analisi di sensibilità alla rigidità.

Dall'analisi è possibile osservare l'influenza della rigidità sui risultati numerici e come questi ultimi siano in accordo con la teoria presentata nel paragrafo 2.5. Al diminuire della rigidità, la deformazione indotta sul provino diminuisce poiché a parità di forza la pressa subisce una maggiore deformazione, il carico necessario allo stampaggio invece aumenta, in accordo con la maggior deformazione indotta. Sebbene la rigidità faccia variare i risultati, tale variazione nel caso studio non risulta rilevante e non giustifica le differenze di deformazione finale evidenziate in precedenza. Per scrupolo inoltre è stata eseguita un'ulteriore simulazione lasciando il campo di rigidità vuoto. Tale impostazione equivale ad assumere una rigidità infinita. Poiché l'altezza finale risulta pari a 65,75 mm si esclude la possibilità che i risultati sperimentali forniti siano stati precedentemente corretti nei riguardi della rigidità.

4.1.3 Confronto risultati analitico-sperimentale

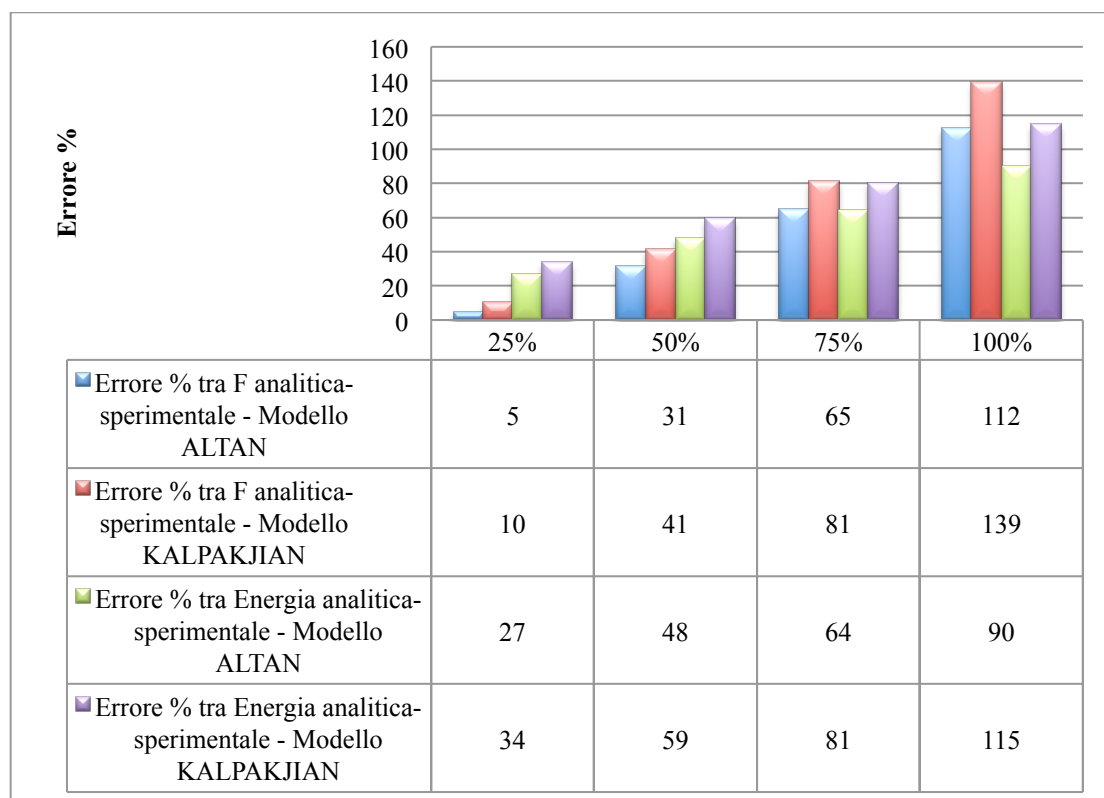


Figura 4.1 – Diagramma riassuntivo risultati analitici e numerici.

Il confronto tra i risultati ottenuti viene fatto confrontando le forze e le energie necessarie al processo di ricalcatura. Poiché le simulazioni numeriche hanno previsto deformazioni diverse da quelle sperimentali, vengono escluse dal confronto.

L'unico confronto eseguibile è allora quello tra i risultati sperimentali e analitici.

Per quanto riguarda la forza di ricalcatura necessaria è possibile osservare come il modello Altan risulti più performante rispetto al modello Kalpakjian. Nonostante una migliore capacità previsionale, si osserva come i risultati siano molto sovrastimati, specialmente per grandi energie di carica della pressa. Una delle possibili cause potrebbe essere l'utilizzo di un materiale diverso da quello fornito in test. La prova di ricalcatura è stata eseguita mesi prima rispetto alle prove di laboratorio e non è impensabile che un diverso stato di fornitura influisca sui risultati. La causa di un differente materiale giustificerebbe inoltre le sostanziali differenze tra i risultati sperimentali e numerici. L'errore percentuale sull'energia per il processo tra i risultati analitici e sperimentali è funzione della forza di ricalcatura analitica secondo la relazione 2.60 e dunque l'andamento dell'errore percentuale è ritenuto coerente.

Con i dati in possesso è possibile consigliare l'adozione del modello analitico Altan per la previsione delle forze e delle energie di un processo di ricalcatura tra stampi piani in cui la riduzione percentuale di altezza del provino non superi il 42%.

4.2 Ricalcatura di più billette cilindriche

Il secondo caso studio affrontato nel lavoro di Tesi consiste nella stima dei parametri di processo necessari ad effettuare un'operazione di ricalcatura in cui vengono deformati più provini contemporaneamente. Sperimentalmente sono state eseguite due prove, una prima in cui venivano deformati contemporaneamente 6 provini cilindrici ad asse verticale e una seconda in cui erano coinvolti 12 provini. Le prove sperimentali sono state eseguite sulla medesima pressa a vite applicando differenti percentuali di energia di carica e deformando i provini tra stampi piani disponendoli in modo che la deformazione del singolo provino non andasse a ostacolare quella di uno adiacente.

L'obiettivo delle analisi è stato di valutare le capacità previsionali dei modelli analitici selezionati e di una simulazione numerica nei riguardi delle forze ed energie necessarie per il particolare processo di stampaggio.

Di seguito si riportano in tabella i dati di input sperimentali utilizzati nelle analisi.

Billetta cilindrica di partenza					
Φ [mm]:	27	altezza [mm]:	40	materiale:	C40
Dati sperimentali					
Energia	Prova	Altezza [mm]		Tonnellate	Numero
		iniziale	Finale		tomini
50,0%	1	40,2	24,3	646	6
100,0%	2	40,2	22,2	1072	12
Pressa a vite utilizzata					
Modello:	DD110	Energia _{net} [kJ]:	115	V _{MAX} [m/s]:	0,8
Rigidezza [kN/mm]:	7080				

Tabella 4.8 – Dati sperimentali: ricalcatura billette in C40. Fonte FICEP.

Com'è possibile notare, in tabella 4.8 il materiale dei provini è l'AISI 1040 o C40. Di tale materiale non si conoscono le costanti caratteristiche a seguito di prove reologiche eseguite in laboratorio, in quanto non è stato fornito dall'azienda tra i materiali da testare. L'identificazione delle costanti è avvenuta ricercando in

letteratura uno o più materiali simili. Nel caso specifico si è modellizzato il comportamento a freddo del materiale utilizzando la relazione semplificata 2.55, dunque ricavati da letteratura i rispettivi coefficienti K e n per un acciaio a minor contenuto di carbonio e uno con maggior contenuto, si è proceduto ad interpolare linearmente i valori in funzione della percentuale di carbonio desiderata. Per la determinazione dei coefficienti del materiale incognito si sono usati l'AISI 1035 e AISI 1045 presi da letteratura.

Interpolazione lineare AISI 1040		
Materiale	K [MPa]	n
AISI 1035 (C35)	882	0,18
AISI 1040 (C40)	923,5	0,16
AISI 1045 (C45)	965	0,14

Tabella 4.9 – Caratterizzazione materiale.

4.2.1 Simulazione analitica

Il particolare processo di ricalcatura è stato simulato analiticamente applicando entrambi i modelli selezionati in letteratura. I modelli proposti non permettono però di simulare analiticamente un processo in cui si deformano contemporaneamente più billette cilindriche. La soluzione a tale limite risiede nel fatto che, se i provini sono identici tra di loro e le condizioni al contorno quali attrito e temperatura vengono mantenute costanti per tutti i provini, allora è lecito pensare che l'energia di carica della pressa si distribuisca equamente tra le varie billette deformate se queste ultime subiscono lo stesso grado di deformazione. Nella prova sperimentale tutte queste condizioni sono verificate e dunque l'energia necessaria per ricalcare i 6 o 12 provini equivale alla somma dell'energia calcolata per il singolo provino. I più provini, poiché si deformano in maniera uguale, sono assimilabili ad un parallelo di molle. La forza necessaria al processo è allora ottenibile moltiplicando la forza necessaria per deformare un singolo provino per il numero di provini coinvolti. Di seguito viene riportata una tabella riassuntiva con i dati di input usati nei modelli analitici.

Dati di input
Altezza iniziale billetta [mm]
Altezza finale billetta [mm]
Raggio iniziale billetta [mm]

Fattore d'attrito			
μ :	0,4	m:	0,4
Materiale		Rigidezza pressa	

Tabella 4.10 – Dati di input per la simulazione analitica.

La prova è stata eseguita nelle medesime condizioni presenti nel caso studio di paragrafo 4.1 e dunque sono rimaste immutate le condizioni d'attrito stampo-billetta. Applicando i modelli analitici selezionati da letteratura è stato possibile stimare la forza e l'energia di ricalcatura adottando la semplificazione sopra descritta. L'energia di processo è stata calcolata tramite la modellazione 2.58, non modificando la rigidezza della pressa in funzione del numero di provini presenti.

Si riportano i risultati analitici ottenuti:

Risultati modello ALTAN							
Energia	Prova	Numero	Altezza [mm]		Carico [t]		Errore %
		tomini	iniziale	finale	sperimentale	analitico	Carico _{analitico-sperim.}
50%	1	6	40,2	24,3	646	531	-21,6
100%	2	12	40,2	22,2	1072	1212	11,5
Energia	Prova	Numero	Altezza [mm]		Energia [kJ]		Errore %
		tomini	iniziale	finale	sperimentale	analitica	Energia _{analitica-sperim.}
50%	1	6	40,2	24,3	57,5	43,4	-32,6
100%	2	12	40,2	22,2	115	117	1,7

Tabella 4.11 – Risultati analitici modello Altan.

Risultati modello KALPAKJIAN							
Energia	Prova	Numero	Altezza [mm]		Carico [t]		Errore %
		tomini	iniziale	finale	sperimentale	analitico	Carico _{analitico-sperim.}
50%	1	6	40,2	24,3	646	570	-13,3
100%	2	12	40,2	22,2	1072	1308	18,0
Energia	Prova	Numero	Altezza [mm]		Energia [kJ]		Errore %
		tomini	iniziale	finale	sperimentale	analitica	Energia _{analitico-sperim.}
50%	1	6	40,2	24,3	57,5	46,6	-23,3
100%	2	12	40,2	22,2	115	127	9,7

Tabella 4.12 – Risultati analitici modello Kalpakjian.

4.2.2 Simulazione numerica

Sebbene il ragionamento sulla forza ed energia totale esposto nel paragrafo 4.2.1 sia valido anche per l'esecuzione di simulazioni numeriche, si è optato nel riprodurre numericamente entrambe le prove sperimentali. Nonostante il materiale impiegato non sia particolarmente sensibile alla velocità di deformazione a temperatura ambiente, sono state ugualmente impostate ed eseguite due simulazioni con i medesimi parametri di input ad eccezione della velocità di impatto del punzone. Così facendo sono state programmate due simulazioni in cui la medesima geometria di billetta cilindrica viene ricalcata tra due stampi piani con un'energia per compiere il processo di 9,583 kJ. La differente velocità d'impatto corrispondente al 50% o al 100% di energia di carica è stata ricavata tramite la formulazione 2.63.

Generata la geometria degli stampi e della billetta tramite software CAD si è impostata una simulazione bidimensionale sfruttando l'assial-simmetria del processo. Successivamente si è selezionato un file con le informazioni sul materiale contenente la formulazione di Hansel-Spettle opportunamente modificata in modo da riprodurre il modello reologico semplificato adottato nelle analisi analitiche. La condizione d'attrito all'interfaccia billetta stampo selezionata è stata la medesima adottata per le simulazioni del caso studio di paragrafo 4.1. Impostata una temperatura costante, per billetta e stampi, di 20°C e un appropriato coefficiente di scambio termico conduttivo tra stampi e billetta si è proceduto nel generare una mesh ad elementi triangolari con dimensione di lato fissata a 1 mm per la billetta e di 0,3 mm per gli stampi. Definita la corsa della pressa in modo da scaricare tutta l'energia meccanica si è ultimato il setup della simulazione impostando l'energia a disposizione, la velocità d'impatto del punzone e il valore di rigidità della pressa.

Di seguito si riportano in tabella i risultati numerici ottenuti:

Risultati analisi numerica								
Energia	Prova	Numero tomini	Altezza [mm]			Carico [t]		Errore %
			iniziale	finale_sperimentale	finale_numerica	sperimentale	numerico	Carico_numerico-sperim.
50%	1	6	40,2	24,3	23,1	646	518	-24,7
100%	2	12	40,2	22,2	23,1	1072	1034	-3,7

Tabella 4.13 – Risultati analisi numerica.

I valori di energia necessari non compaiono tra i risultati. Si ricorda infatti che nelle simulazioni numeriche tale dato deve essere fornito in input all'analisi.

4.2.3 Confronto risultati analitici-sperimentali-numeric

Analizzando i risultati, un primo commento deve essere fatto sui dati sperimentali: si nota che, nonostante ad ogni provino venga fornita la medesima energia di ricalcatura, la deformazione generata nella prova al 100% di energia risulta diversa da quella al 50%. Nonostante ciò, l'errore compiuto nel tralasciare tale differenza è valutato come trascurabile ai fini dell'analisi. Vista l'incertezza intrinseca nei valori sperimentali di deformazione ottenuta è lecito considerare valida anche la deformata numerica. E' quindi possibile confrontare i risultati numerici, sperimentali e analitici.

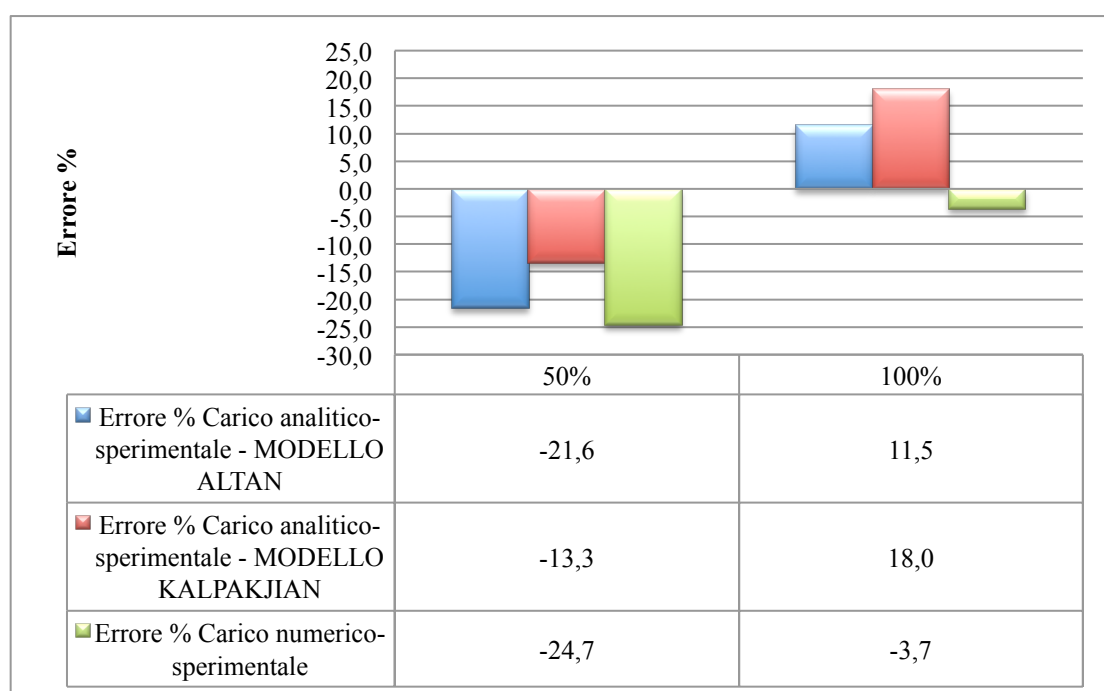


Figura 4.2 – Differenze percentuali tra le forze analitiche e numeriche e il caso sperimentale.

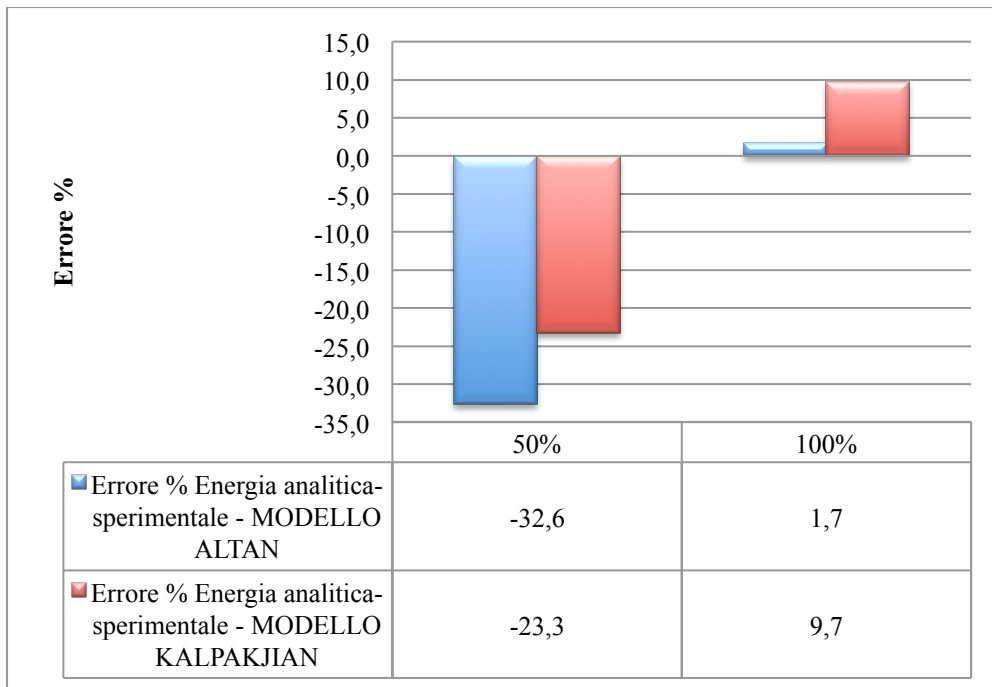


Figura 4.3 - Differenze percentuali tra l'energia analitica e il caso sperimentale.

In figura 4.2 sono riportati gli errori percentuali tra i risultati analitici o numerici e i dati sperimentali. Ricordando l'approssimazione introdotta modellando il comportamento del materiale con coefficienti ottenuti da letteratura per un materiale generico e ricordando come lo stato di fornitura di un materiale possa influire marcatamente sulle prestazioni in campo plastico di quest'ultimo è possibile dire che entrambi i modelli analitici riescono a prevedere, con un margine d'errore accettabile, la forza di ricalcatura necessaria. Confrontando i due modelli analitici si nota come globalmente, considerando le capacità previsionali anche nei riguardi dell'energia di ricalcatura, il modello Kalpakjian risulti più performante, garantendo complessivamente errori minori.

Per quanto riguarda la simulazione numerica del processo di ricalcatura si nota che i risultati ottenuti presentano un buon grado di precisione nei riguardi delle forze stimate e della deformazione. Si può concludere osservando che sia la simulazione numerica, sia la simulazione analitica del processo hanno portato a risultati vicini al dato sperimentale. Essendo lo scopo dello studio l'analisi delle capacità previsionali delle modellazioni analitiche e numeriche, si può concludere come queste ultime siano utilizzabili per una stima preliminare e di precisione dei parametri di processo.

4.3 Ricalcatura a freddo di provini in C45

Si sono verificate le capacità previsionali dei modelli analitici e numerici con un altro caso studio riguardante dati sperimentali provenienti da un diagramma carico-energia fornito da un'altra azienda. Nel diagramma, riportato in appendice 6.1, è rappresentato in forma continua l'andamento dell'energia e della forza di ricalcatura necessarie per deformare un provino cilindrico ad asse verticale in AISI 1045. La particolarità di tale grafico consiste nel descrivere l'andamento dei due parametri in maniera continua e non in forma discreta. E' stato ottenuto con un congruo numero di prove sperimentali e dunque rappresenta un perfetto dato sperimentale sul quale applicare i modelli previsionali selezionati. Il diagramma è stato fornito dall'azienda FICEP che non l'ha realizzato, ma nonostante ciò si tratta di una serie di dati sperimentali attualmente utilizzati dall'azienda per validare le proprie misurazioni e previsioni. Per questa motivazione durante i contatti telefonici è stato nominato gergalmente "Bibbia Tedesca" proprio per la sua importanza. Dal diagramma sperimentale sono stati estrapolati una serie di valori corrispondenti all'operazione di ricalcatura tra stampi piani di una billetta cilindrica d'altezza iniziale 40 mm.

Dati sperimentali		
H_{finale} [mm]	$F_{\text{forgiatura}}$ [kN]	$E_{\text{forgiatura}}$ [J]
37,5	410	800
35	510	1900
32,5	580	3300
30	640	4900
27,5	730	6600
25	830	8600
22,5	970	11000

Tabella 4.14 – Dati sperimentali estrapolati dal diagramma.

In tabella 4.14 sono riportate la forza e l'energia di ricalcatura corrispondenti a una data deformazione finale del provino. Della prova sperimentale riportata nel diagramma non si hanno ulteriori informazioni. Si conosce solo la geometria della billetta iniziale, il materiale in forma generica e che la prova è eseguita a freddo. Le condizioni d'attrito e i dati tecnici della pressa a vite utilizzata sono ignoti. L'unica informazione ricevuta da FICEP consiste in una valutazione dei dati in essa contenuti. Secondo FICEP i dati più attendibili corrispondono alle ricalcature intermedie.

4.3.1 Simulazione analitica

Poiché non si conoscono le condizioni d'attrito all'interfaccia pezzo-stampo la simulazione analitica del processo è stata eseguita calcolando la forza e l'energia con tre condizioni d'attrito differenti. Si è dunque eseguita un'analisi di sensibilità all'attrito per tutti i punti estrapolati dal diagramma, adottando i seguenti fattori e coefficienti d'attrito per i due modelli analitici:

- modello Altan:
 - $m=0,2/0,4/0,6$
- modello Kalpakjian
 - $\mu=0,2/0,4/0,6$

Le costanti reologiche del materiale, in assenza di prove sperimentali, sono state prese da letteratura. I valori delle costanti K e n del modello 2.55 utilizzate provengono dal testo di riferimento Kalpakjian.

Modellizzazione del materiale a T_{ambiente}		
Materiale	K [MPa]	n
AISI 1045 (C45)	965	0,14

Tabella 4.15 – Costanti del materiale a 20°C.

Di seguito si riportano in forma tabulata i risultati analitici ottenuti applicando i due modelli selezionati da letteratura al variare delle condizioni d'attrito.

Risultati simulazione analitica modello ALTAN			
Altezza finale 37,5 mm			
Fattore d'attrito m:	Forza di ricalcatura analitica [kN]	Forza di ricalcatura sperimentale [kN]	Errore % tra forza analitica-sperimentale
0,2	413	410	1
0,4	425	410	4
0,6	436	410	6
Fattore d'attrito m:	Energia di ricalcatura analitica [J]	Energia di ricalcatura sperimentale [J]	Errore % tra energia analitica-sperimentale
0,2	516	800	-35
0,4	531	800	-34
0,6	545	800	-32
Altezza finale 35 mm			

Fattore d'attrito m:	Forza di ricalcatura analitica [kN]	Forza di ricalcatura sperimentale [kN]	Errore % tra forza analitica-sperimentale
0,2	491	510	-4
0,4	507	510	-1
0,6	522	510	2
Fattore d'attrito m:	Energia di ricalcatura analitica [J]	Energia di ricalcatura sperimentale [J]	Errore % tra energia analitica-sperimentale
0,2	1229	1900	-35
0,4	1266	1900	-33
0,6	1304	1900	-31
Altezza finale 32,5 mm			
Fattore d'attrito m:	Forza di ricalcatura analitica [kN]	Forza di ricalcatura sperimentale [kN]	Errore % tra forza analitica-sperimentale
0,2	565	580	-3
0,4	584	580	1
0,6	604	580	4
Fattore d'attrito m:	Energia di ricalcatura analitica [J]	Energia di ricalcatura sperimentale [J]	Errore % tra energia analitica-sperimentale
0,2	2119	3300	-36
0,4	2192	3300	-34
0,6	2264	3300	-31
Altezza finale 30 mm			
Fattore d'attrito m:	Forza di ricalcatura analitica [kN]	Forza di ricalcatura sperimentale [kN]	Errore % tra forza analitica-sperimentale
0,2	644	640	1
0,4	668	640	4
0,6	693	640	8
Fattore d'attrito m:	Energia di ricalcatura analitica [J]	Energia di ricalcatura sperimentale [J]	Errore % tra energia analitica-sperimentale
0,2	3218	4900	-34
0,4	3341	4900	-32
0,6	3465	4900	-29
Altezza finale 27,5 mm			
Fattore d'attrito m:	Forza di ricalcatura analitica [kN]	Forza di ricalcatura sperimentale [kN]	Errore % tra forza analitica-sperimentale
0,2	732	730	0
0,4	764	730	5
0,6	796	730	9
Fattore d'attrito	Energia di ricalcatura	Energia di ricalcatura	Errore %

m:	analitica [J]	sperimentale [J]	tra energia analitica-sperimentale
0,2	4577	6600	-31
0,4	4777	6600	-28
0,6	4977	6600	-25
Altezza finale 25 mm			
Fattore d'attrito m:	Forza di ricalcatura analitica [kN]	Forza di ricalcatura sperimentale [kN]	Errore % tra forza analitica-sperimentale
0,2	837	830	1
0,4	879	830	6
0,6	921	830	11
Fattore d'attrito m:	Energia di ricalcatura analitica [J]	Energia di ricalcatura sperimentale [J]	Errore % tra energia analitica-sperimentale
0,2	6279	8600	-27
0,4	6592	8600	-23
0,6	6906	8600	-20
Altezza finale 22,5 mm			
Fattore d'attrito m:	Forza di ricalcatura analitica [kN]	Forza di ricalcatura sperimentale [kN]	Errore % tra forza analitica-sperimentale
0,2	965	970	-1
0,4	1021	970	5
0,6	1077	970	11
Fattore d'attrito m:	Energia di ricalcatura analitica [J]	Energia di ricalcatura sperimentale [J]	Errore % tra energia analitica-sperimentale
0,2	8445	11000	-23
0,4	8934	11000	-19
0,6	9424	11000	-14

Tabella 4.16 – Risultati analitici modello Altan.

Risultati simulazione analitica modello KALPAKJIAN			
Altezza finale 37,5 mm			
Fattore d'attrito μ :	Forza di ricalcatura analitica [kN]	Forza di ricalcatura sperimentale [kN]	Errore % tra forza analitica-sperimentale
0,2	421	410	3
0,4	441	410	8
0,6	461	410	13
Fattore d'attrito μ :	Energia di ricalcatura analitica [J]	Energia di ricalcatura sperimentale [J]	Errore % tra energia analitica-sperimentale
0,2	527	800	-34

0,4	552	800	-31
0,6	577	800	-28
Altezza finale 35 mm			
Fattore d'attrito μ :	Forza di ricalcatura analitica [kN]	Forza di ricalcatura sperimentale [kN]	Errore % tra forza analitica-sperimentale
0,2	503	510	-1
0,4	529	510	4
0,6	555	510	9
Fattore d'attrito μ :	Energia di ricalcatura analitica [J]	Energia di ricalcatura sperimentale [J]	Errore % tra energia analitica-sperimentale
0,2	1256	1900	-34
0,4	1322	1900	-30
0,6	1387	1900	-27
Altezza finale 32,5 mm			
Fattore d'attrito μ :	Forza di ricalcatura analitica [kN]	Forza di ricalcatura sperimentale [kN]	Errore % tra forza analitica-sperimentale
0,2	579	580	0
0,4	613	580	6
0,6	646	580	11
Fattore d'attrito μ :	Energia di ricalcatura analitica [J]	Energia di ricalcatura sperimentale [J]	Errore % tra energia analitica-sperimentale
0,2	2172	3300	-34
0,4	2298	3300	-30
0,6	2424	3300	-27
Altezza finale 30 mm			
Fattore d'attrito μ :	Forza di ricalcatura analitica [kN]	Forza di ricalcatura sperimentale [kN]	Errore % tra forza analitica-sperimentale
0,2	662	640	3
0,4	705	640	10
0,6	747	640	17
Fattore d'attrito μ :	Energia di ricalcatura analitica [J]	Energia di ricalcatura sperimentale [J]	Errore % tra energia analitica-sperimentale
0,2	3308	4900	-32
0,4	3523	4900	-28
0,6	3737	4900	-24
Altezza finale 27,5 mm			
Fattore d'attrito μ :	Forza di ricalcatura analitica [kN]	Forza di ricalcatura sperimentale [kN]	Errore % tra forza analitica-sperimentale

0,2	756	730	4
0,4	811	730	11
0,6	866	730	19
Fattore d'attrito μ :	Energia di ricalcatura analitica [J]	Energia di ricalcatura sperimentale [J]	Errore % tra energia analitica-sperimentale
0,2	4724	6600	-28
0,4	5069	6600	-23
0,6	5415	6600	-18
Altezza finale 25 mm			
Fattore d'attrito μ :	Forza di ricalcatura analitica [kN]	Forza di ricalcatura sperimentale [kN]	Errore % tra forza analitica-sperimentale
0,2	868	830	5
0,4	940	830	13
0,6	1013	830	22
Fattore d'attrito μ :	Energia di ricalcatura analitica [J]	Energia di ricalcatura sperimentale [J]	Errore % tra energia analitica-sperimentale
0,2	6508	8600	-24
0,4	7052	8600	-18
0,6	7595	8600	-12
Altezza finale 22,5 mm			
Fattore d'attrito μ :	Forza di ricalcatura analitica [kN]	Forza di ricalcatura sperimentale [kN]	Errore % tra forza analitica-sperimentale
0,2	1006	970	4
0,4	1103	970	14
0,6	1200	970	24
Fattore d'attrito μ :	Energia di ricalcatura analitica [J]	Energia di ricalcatura sperimentale [J]	Errore % tra energia analitica-sperimentale
0,2	8803	11000	-20
0,4	9652	11000	-12
0,6	10500	11000	-5

Tabella 4.17 – Risultati analitici modello Kalpakjian.

Per una più facile comprensione dei risultati ottenuti si riportano degli istogrammi comparativi esprimendo l'errore percentuale tra il risultato analitico e quello sperimentale. Si procede allegando gli istogrammi sulle forze e sulle energie ottenute applicando il modello Altan.

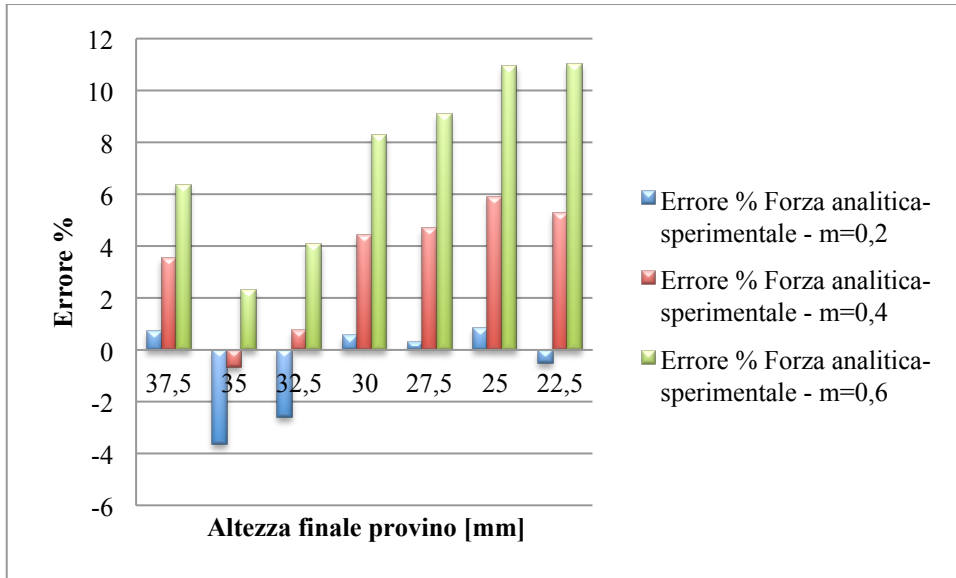


Figura 4.4 – Differenze percentuali sui carichi di ricalcatura previsti dal modello Altan.

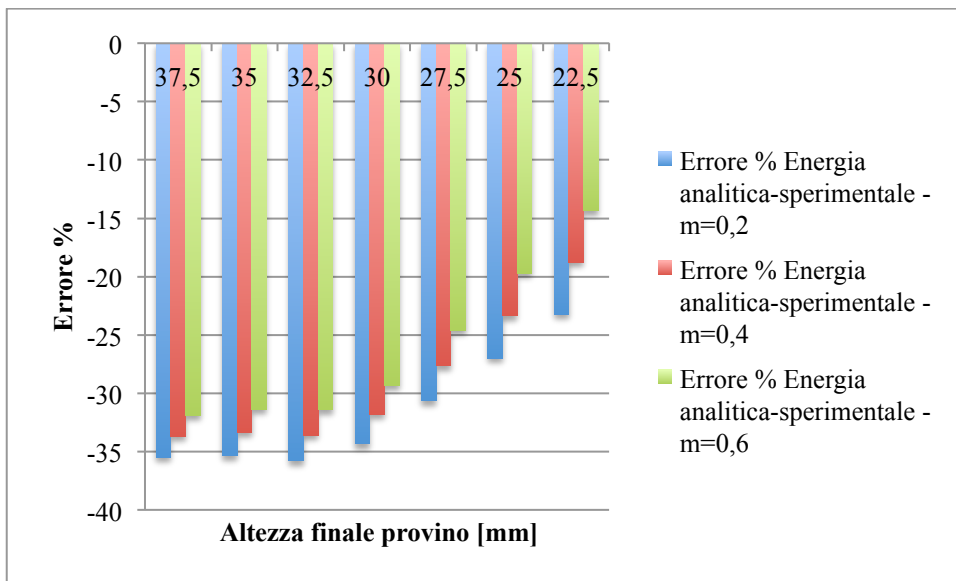


Figura 4.5 - Differenze percentuali sull'energia di ricalcatura prevista dal modello Altan.

E con il modello Kalpakjian.

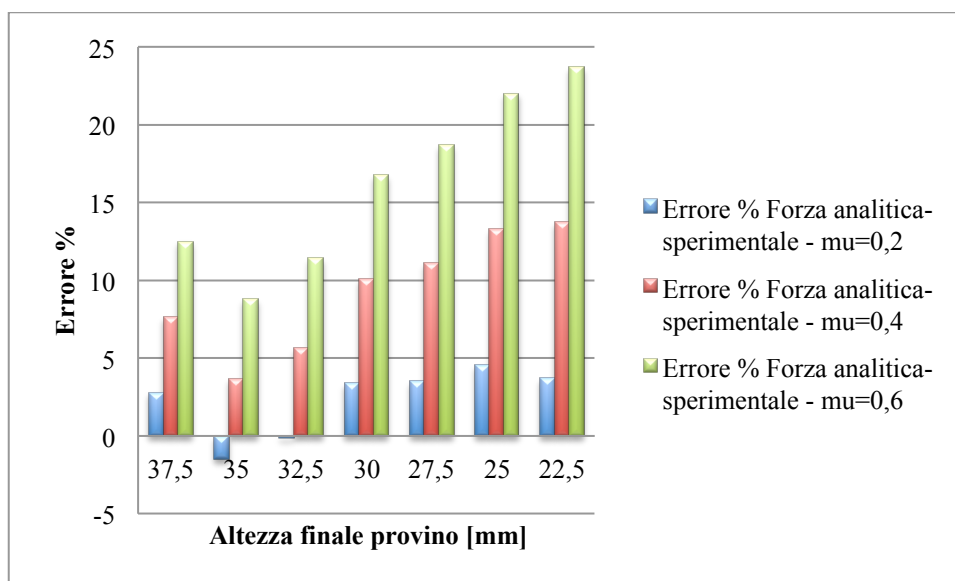


Figura 4.6 - Differenze percentuali sui carichi di riscalatura previsti dal modello Kalpakjian.

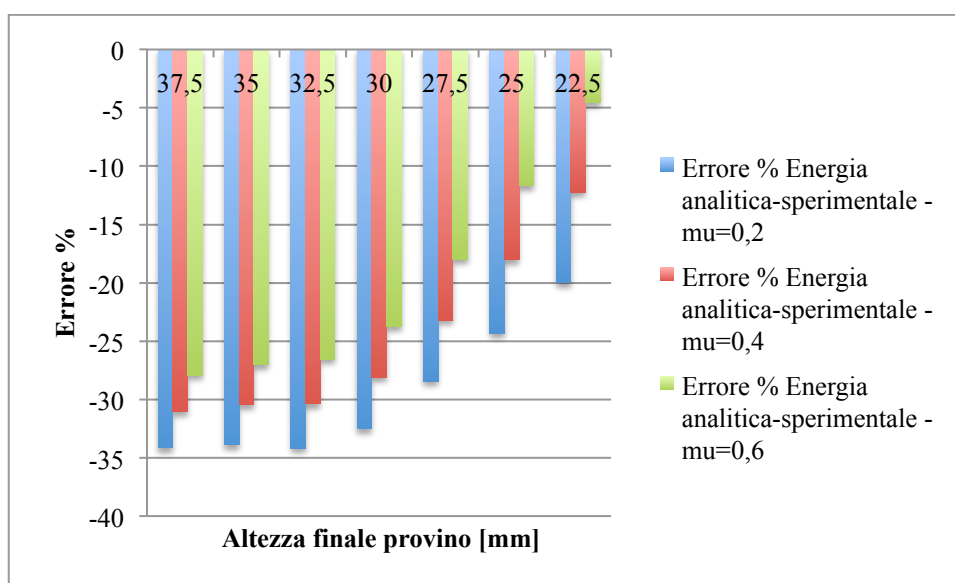


Figura 4.7 - Differenze percentuali sull'energia di riscalatura previste dal modello Kalpakjian.

Analizzando i risultati analitici si nota come entrambi i modelli riescano a prevedere con una buona precisione le forze di riscalatura e come siano sensibili alle condizioni d'attrito all'interfaccia pezzo-stampo. L'energia di riscalatura prevista è invece molto sottostimata da entrambi i modelli e per tutte le condizioni d'attrito. Ricordando la relazione 2.58 che esprime il calcolo dell'energia di forgiatura è possibile notare che

essa dipende da due fattori, l'energia per deformare il pezzo e l'energia di deformazione della pressa sotto il carico di forgiatura. Considerando l'espressione analitica dell'energia di ricalcatura si ricorda come da letteratura sia suggerito un valore per il coefficiente m pari a 0,5. Nel caso specifico però alla deformazione massima estrapolata dal diagramma corrisponde una riduzione percentuale in altezza del 44%. Per le deformazioni inferiori, dove l'errore sull'energia analitica è maggiore, le deformazioni indotte sono molto ridotte e tale coefficiente m è molto sottostimato. Per chiarezza si riportano delle curve carico-spostamento ottenute dalla simulazione numerica descritta nel paragrafo 4.3.2.1 nel caso di rigidità infinita e nelle medesime condizioni sperimentali.

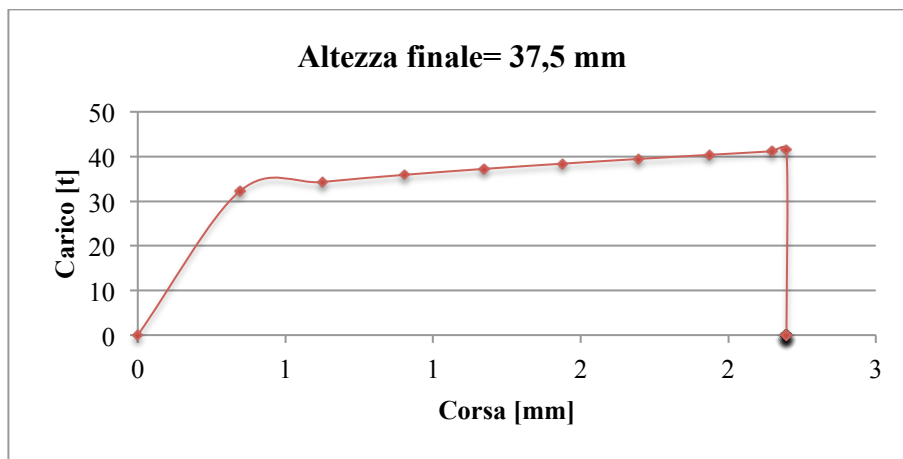


Figura 4.8 – Diagramma forza-corsa altezza finale 37,5 mm.

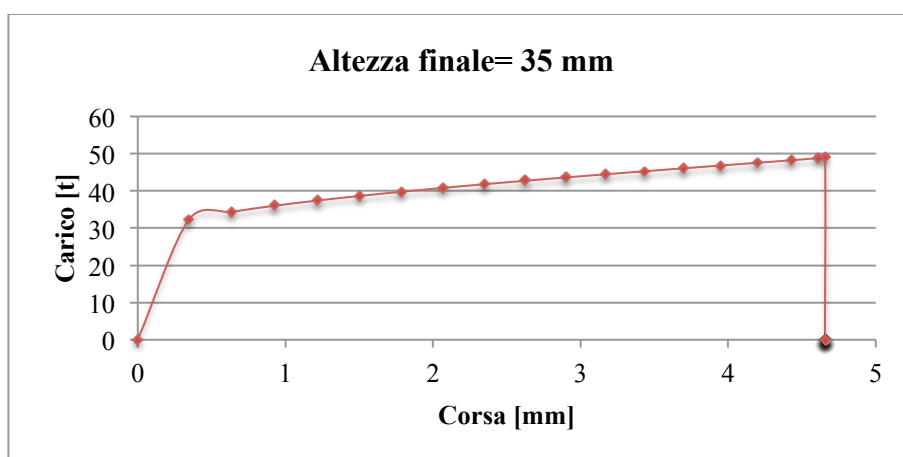


Figura 4.9 - Diagramma forza-corsa altezza finale 35 mm.

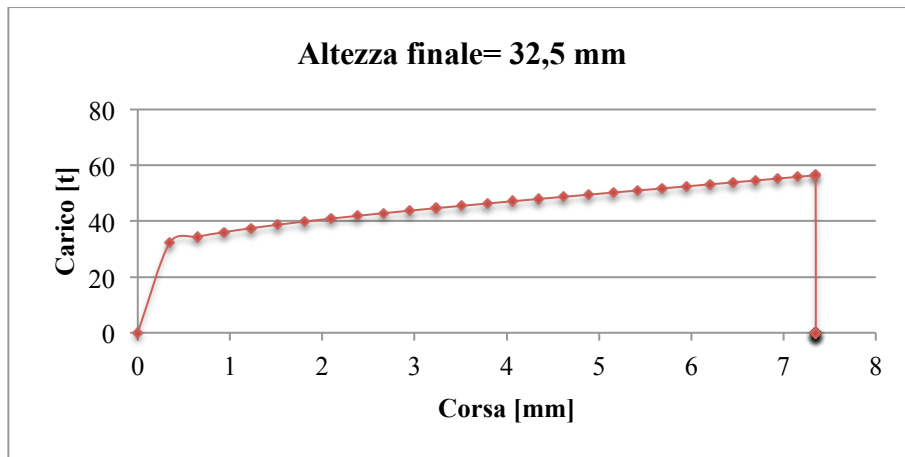


Figura 4.10 - Diagramma forza-corsa altezza finale 32,5 mm.

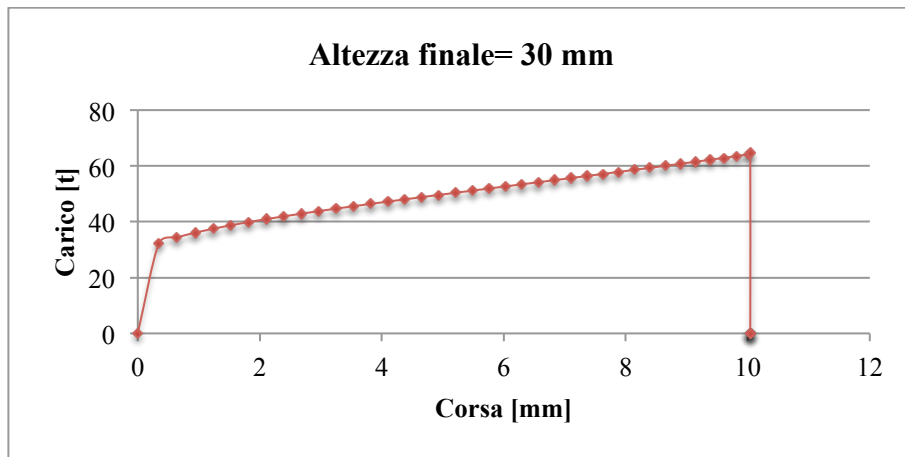


Figura 4.11 - Diagramma forza-corsa altezza finale 30 mm.

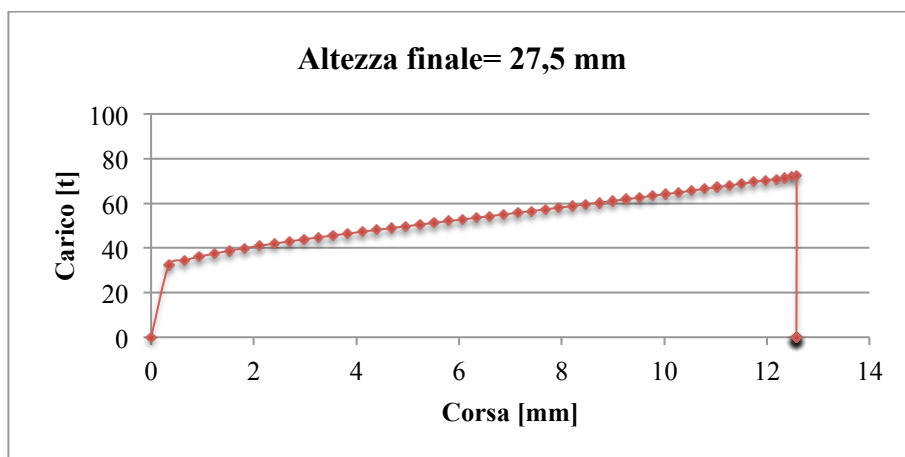


Figura 4.12 - Diagramma forza-corsa altezza finale 27,5 mm.

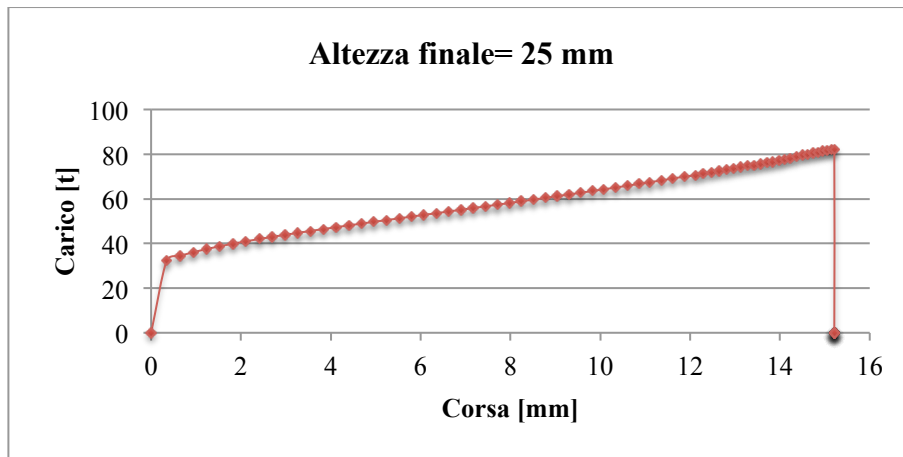


Figura 4.13 - Diagramma forza-corsa altezza finale 25 mm.

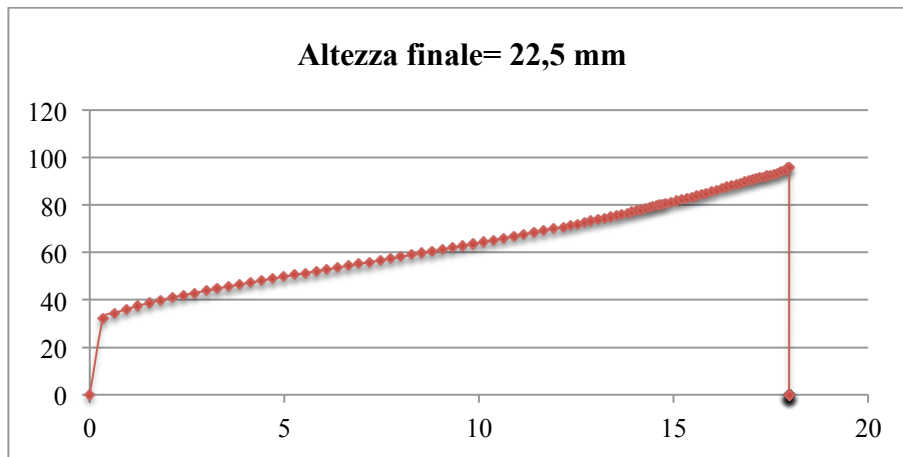


Figura 4.14 - Diagramma forza-corsa altezza finale 22,5 mm.

Dai grafici si comprende come solo nella deformazione massima l'area sottesa alla curva tende all'andamento illustrato in figura 2.8 giustificando il valore di 0,5 per il coefficiente m.

La seconda causa è identificabile nell'aver considerato la pressa a vite infinitamente rigida sottostimando ulteriormente l'energia di forgiatura. Si conclude che una correlazione tra riduzione percentuale d'altezza del provino e coefficiente m e la conoscenza del dato sperimentale sulla rigidità della pressa avrebbero migliorato le previsioni sull'energia di ricalcatura per ciascuna delle deformazioni.

4.3.2 Simulazione numerica

Sono state eseguite varie simulazioni numeriche per il particolare caso studio. E' stata processata una simulazione per ciascun punto sperimentale ricavato dal diagramma e sono state condotte delle analisi di sensibilità alla rigidità e alle condizioni d'attrito. Per quanto riguarda l'impostazione delle simulazioni in Forge si è seguito il medesimo schema operativo di seguito descritto apportando le opportune correzioni nelle analisi di sensibilità. Generata la geometria della billetta cilindrica e degli stampi tramite un software CAD si è proceduto nell'impostare la simulazione sfruttando l'assial-simmetria del caso e riproducendo uno spicchio del sistema stampi-billetta.

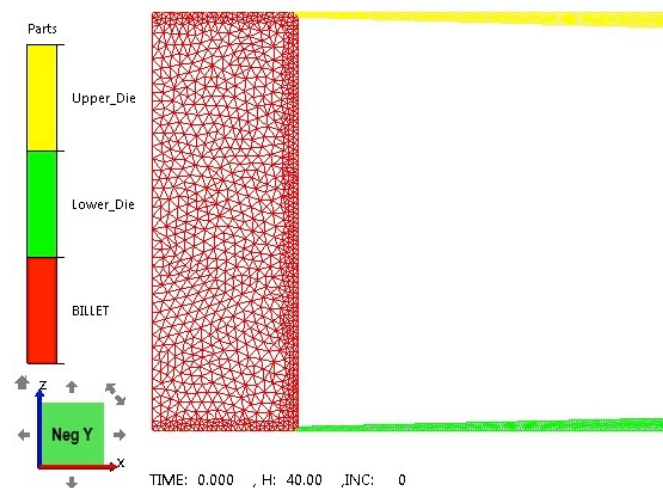


Figura 4.15 – Geometria numerica iniziale.

E' stato implementato il medesimo materiale per tutte le simulazioni creando un file specifico in cui sono state inserite le sole costanti K e n ricavate da letteratura. Le costanti reologiche sono state le stesse adottate per le simulazioni analitiche in modo da rendere comparabili i risultati. E' stata generata una mesh triangolare di lato 1 mm per la billetta e di lato 0,25 mm per la superficie degli stampi. Si è scelta una temperatura uniforme e costante di 20°C per gli stampi e per la billetta ed è stato impostata una condizione di scambio termico all'interfaccia stampo-pezzo media per gli acciai. Quest'ultimo accorgimento è però irrilevante vista la velocità del processo di ricalcatura su pressa a vite. La pressa a vite è stata configurata con l'energia caratteristica del particolare punto sperimentale e con una velocità d'impatto del punzone di 800 mm/s. Quest'ultimo valore è rimasto invariato per tutte le simulazioni poiché il materiale non è sensibile alla velocità di deformazione a freddo. Infine si è

impostata la corsa non inserendo un blocco inferiore scaricando così tutta l'energia di carica.

4.3.2.1 Analisi di sensibilità alla rigidità

La prova sperimentale di ricalcatura riportata nel diagramma non contiene informazione sulla particolare pressa a vite utilizzata. Com'è stato evidenziato nella simulazione analitica del processo, non considerare la rigidità della pressa può portare ad errori di valutazione sulle energie necessarie per raggiungere una determinata deformazione del provino. Per comprendere quanto una valutazione errata della rigidità influenzi il processo di ricalcatura sono stati simulati tutti i punti sperimentali presenti in tabella 4.12 con due differenti valori di rigidità. Si è scelto di replicare la condizione di rigidità infinita usata nella simulazione analitica per permettere un confronto dei risultati analitici con quelli numerici. La seconda condizione di rigidità è stata invece calcolata con un metodo di seguito riportato.

Riconsiderando i risultati analitici ottenuti con il modello Altan con fattore d'attrito pari a 0,4, si è stimata una possibile rigidità che minimizzi l'errore percentuale tra energia analitica e sperimentale.

Risultati analitici modello Altan - m=0,4				
H _{finale} [mm]	E _{net} [J]	E _{formatura pezzo} [J]	E _{deformazione pressa} [J]	Δ
37,5	800	516	443	-160
35	1900	1229	628	44
32,5	3300	2119	830	351
30	4900	3218	1076	606
27,5	6600	4577	1394	629
25	8600	6279	1821	500
22,5	11000	8445	2420	135

Tabella 4.18 – Risultati analitici modello Altan – m=0,4.

La stima di un possibile valore di rigidità si è ottenuta utilizzando un metodo di calcolo molto semplice. Definendo la quantità Δ presente in tabella 4.18 come:

$$\Delta = E_{net} - (E_{formatura\ pezzo} + E_{def.pressa}) \quad \text{Eq. 4.1}$$

e ricordando che:

$$E_{def.pressa} = \frac{F_{forgiatura}^2}{2C} \quad \text{Eq. 4.2}$$

si è imposto un valore di primo tentativo di rigidità C . Successivamente utilizzando un risolutore numerico si è trovato un valore che minimizzasse la sommatoria dei valori assoluti dei Δ calcolati secondo l'equazione 4.1.

Il risultato di questa analisi ha prodotto un valore di best fit pari a $C=192,43$ kN/mm e permesso di ottenere i valori di Δ riportati in tabella 4.18. Ad una prima analisi si osserva come si tratti di un valore sicuramente non preciso viste le differenze evidenziate in tabella 4.18 ma che comunque può essere adottato per un'analisi di sensibilità.

La condizione d'attrito scelta per tutte le simulazioni è la medesima utilizzata per i casi studio di paragrafo 4.1 e 4.2. Si ricordano i valori dei coefficienti utilizzati:

- $m=0,4$;
- $\mu=0,4$.

Si è operata questa scelta perché si tratta di valori compatibili con un livello di lubrificazione tipici per lo stampaggio a freddo di un acciaio. La scelta è avvenuta consapevolmente, nonostante l'analisi analitica abbia evidenziato come valori di 0,2 per i modelli d'attrito di Coulomb e Tresca permettano di ottenere risultati analitici più vicini ai dati sperimentali.

Di seguito si riportano i risultati numerici ottenuti:

SIMULAZIONI ESEGUITE CON RIGIDEZZA CALCOLATA $C=1,92e+8$ N/m							
Altezza [mm]		Errore % tra Altezza num.- sper.	Forza di ricalcatura [t]		Errore % tra Forza num.- sper.	Energia [kJ]	
Finale sperimentale	Finale numerica		Speriment ale	Numeri ca		Def. Billetta numerica	speriment ale
37,5	38,7	3,2	41,8	38,1	-8,7	0,44	0,80
35	36,4	4,1	52,0	45,9	-11,8	1,37	1,90
32,5	33,9	4,4	59,1	53,0	-10,4	2,59	3,30
30	31,4	4,7	65,2	60,2	-7,7	3,99	4,90
27,5	29,1	5,6	74,4	67,2	-9,7	5,47	6,60
25	26,6	6,5	84,6	75,5	-10,8	7,17	8,60
22,5	24,1	7,1	98,9	85,6	-13,4	9,16	11,00

Tabella 4.19 – Risultati simulazioni numeriche con rigidità calcolata.

SIMULAZIONI ESEGUITE LASCIANDO VUOTO IL CAMPO RIGIDEZZA C=INFINITA							
Altezza [mm]		Errore % tra Altezza num.- sper.	Forza di ricalcatura [t]		Errore % tra Forza num.- sper.	Energia [kJ]	
Finale sperimentale	Finale numerica		Speriment ale	Numeri ca		Def. Billetta numerica	speriment ale
37,5	37,8	0,8	41,8	41,5	-0,7	0,80	0,80
35	35,3	1,0	52,0	49,1	-5,5	1,90	1,90
32,5	32,7	0,5	59,1	56,8	-4,0	3,30	3,30
30	30,0	-0,1	65,2	64,6	-1,0	4,90	4,90
27,5	27,4	-0,3	74,4	72,4	-2,7	6,60	6,60
25	24,8	-0,8	84,6	82,4	-2,6	8,60	8,60
22,5	22,0	-2,1	98,9	95,9	-3,0	11,00	11,00

Tabella 4.20 – Risultati simulazioni numeriche con rigidità infinita.

Dai risultati numerici presenti in tabella 4.19 e 4.20 si osserva che nonostante il materiale implementato sia generico e non proveniente da una prova reologica i risultati siano compatibili con la prova sperimentale. Trascurando l'incertezza dovuta alla generica caratterizzazione del materiale è possibile notare come la rigidità della pressa a vite sia intermedia tra il valore calcolato e il valore infinito. Ricordando i riscontri sperimentali effettuati da FICEP che venivano verificati per valori intermedi di deformazione, si nota come nella prova a rigidità infinita il provino venga deformato maggiormente che nel caso sperimentale. Ciò giustifica l'analisi sulla rigidità della pressa usata. E' plausibile infatti che la pressa a vite utilizzata per eseguire la prova sia stata scelta proprio perché caratterizzata da un'elevata rigidità. La differenza tra le forze di ricalcatura presenti in tabella 4.20 sono invece attribuibili ad una non precisa caratterizzazione del materiale implementato visto che la deformazione finale ottenuta numericamente è praticamente coincidente con quella sperimentale. Si conclude l'analisi di sensibilità osservando come la scelta di considerare la pressa infinitamente rigida rispecchi il caso sperimentale.

4.3.2.2 Analisi di sensibilità all'attrito

Per comprendere l'influenza dello stato di lubrificazione sui risultati numerici è stato scelto un singolo punto sperimentale. Poiché la stessa FICEP ha riferito che i punti intermedi del grafico risultano essere confermati da loro prove sperimentali si è scelto il caso con deformazione finale di 30 mm. Come condizioni d'attrito si sono scelte le medesime adottate nella simulazione analitica del processo. I rimanenti parametri

delle simulazioni sono rimasti invariati rispetto al caso di riferimento riportato in tabella 4.20. L'analisi ha prodotto i seguenti risultati:

Attrito		Altezza [mm]		Errore % tra
μ	m	Finale _{sperimentale}	Finale _{numerica}	Altezza _{num.-sper.}
0,2	0,2	30	29,90	-0,32
0,4	0,4	30	30,00	0
0,6	0,6	30	29,97	-0,09
Attrito		Forza di ricalcatura [t]		Errore % tra
μ	m	Sperimentale	Numerica	Forza _{num.-sper.}
0,2	0,2	65,2	64,3	-1,50
0,4	0,4	65,2	64,6	-0,98
0,6	0,6	65,2	64,2	-1,66

Tabella 4.21 – Risultati analisi di sensibilità all'attrito.

I risultati mostrano la minima influenza delle condizioni di lubrificazione sulle simulazioni numeriche. I dati relativi alle condizioni d'attrito maggiori sembrano essere in controtendenza con quanto immaginabile. La simulazione è stata riprodotta più volte generando il medesimo risultato. Si conclude che la causa di tale anomalia risieda in qualche approssimazione numerica del software agli elementi finiti.

4.3.3 Confronto risultati analitici-sperimentali-numeric

Di seguito si riporta un istogramma comparativo dei risultati ottenuti. Per rendere più agevole il confronto si presentano in forma separata i risultati relativi alle forze e energie di ricalcatura. I dati riportati provengono da simulazioni eseguite nelle stesse condizioni d'attrito e rigidezza. Per tutti i modelli si è scelta la condizione d'attrito intermedia caratterizzata da un fattore d'attrito pari a 0,4 e rigidezza infinita.

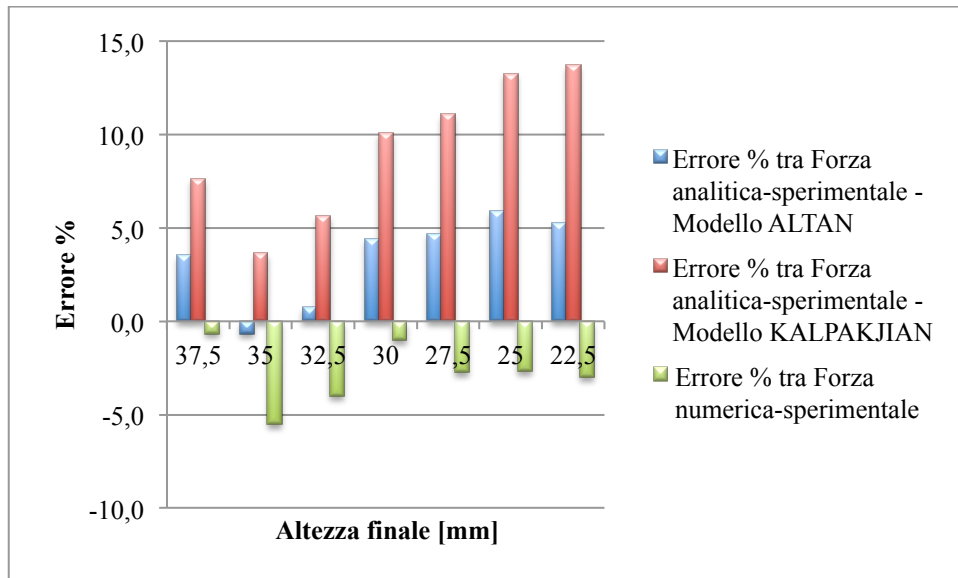


Figura 4.16 – Differenze percentuali tra la forza di ricalcatura analitica e numerica e il dato sperimentale.

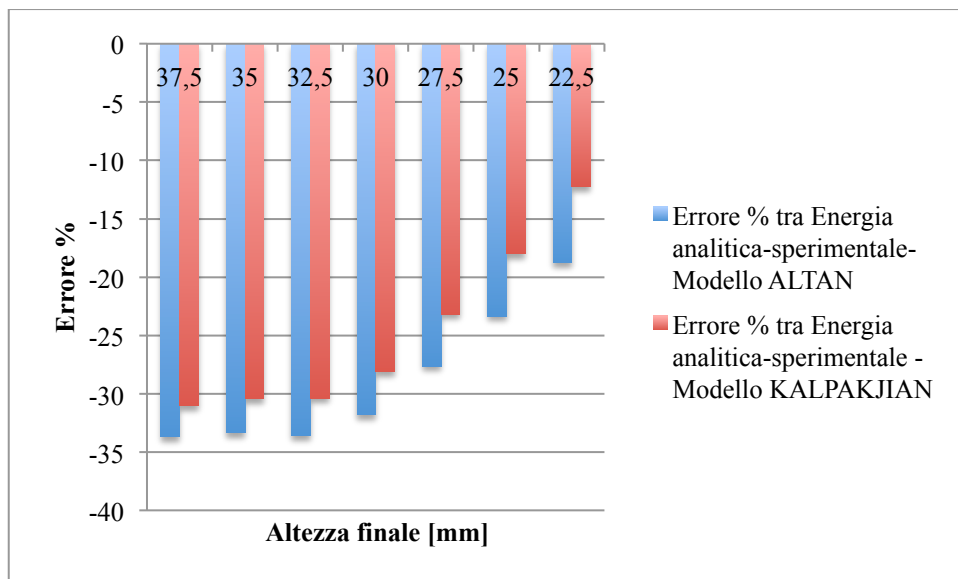


Figura 4.17 - Differenze percentuali tra l'energia di ricalcatura analitica e il dato sperimentale.

Ricordando l'incertezza intrinseca nelle analisi, dovuta dalla mancata caratterizzazione sperimentale del materiale, dalla figura 4.16 si può osservare come entrambi i modelli adottati, sia numerici che analitici, permettano di stimare con un buon grado di accuratezza la forza di ricalcatura necessaria. Nel diagramma 4.17 sono invece riportate le sole previsioni energetiche dei modelli analitici. Si ricorda che l'energia sperimentale è un dato di input per le simulazioni numeriche e non un risultato ottenibile. Note le considerazioni di paragrafo 4.3.1 è possibile concludere che tramite un miglioramento del coefficiente m della formulazione 2.59 tutti i modelli analitici possono essere usati per simulare i parametri di processo del particolare caso studio. La simulazione numerica ha prodotto risultati molto precisi e robusti e anch'essa risulta un ottimo mezzo d'analisi.

4.4 Forgiatura in stampo di un supporto portacorona

A differenza dei casi studio precedenti, caratterizzati da processi di ricalcatura, un supporto porta corona necessita per essere realizzato, tramite deformazione massiva, l'utilizzo di uno stampo opportunamente sagomato. Il processo produttivo impiegabile è allora la forgiatura in stampo. Sebbene la forgiatura in stampo possa essere realizzata anche a freddo, il suo utilizzo più frequente avviene deformando il materiale ad alte temperature, compatibilmente con le caratteristiche del materiale.

Il particolare caso studio analizzato prevede di simulare analiticamente e numericamente i parametri di processo necessari alla forgiatura in stampo di tale componente meccanico. Le informazioni a supporto dell'analisi fornite da FICEP sono state molteplici. Sono stati forniti: la geometria del grezzo di forgiatura, riportata in figura 4.18; il materiale; la temperatura di stampaggio e i dettagli sulla pressa a vite utilizzata con riferimenti alla massima forza generata e l'energia di processo.

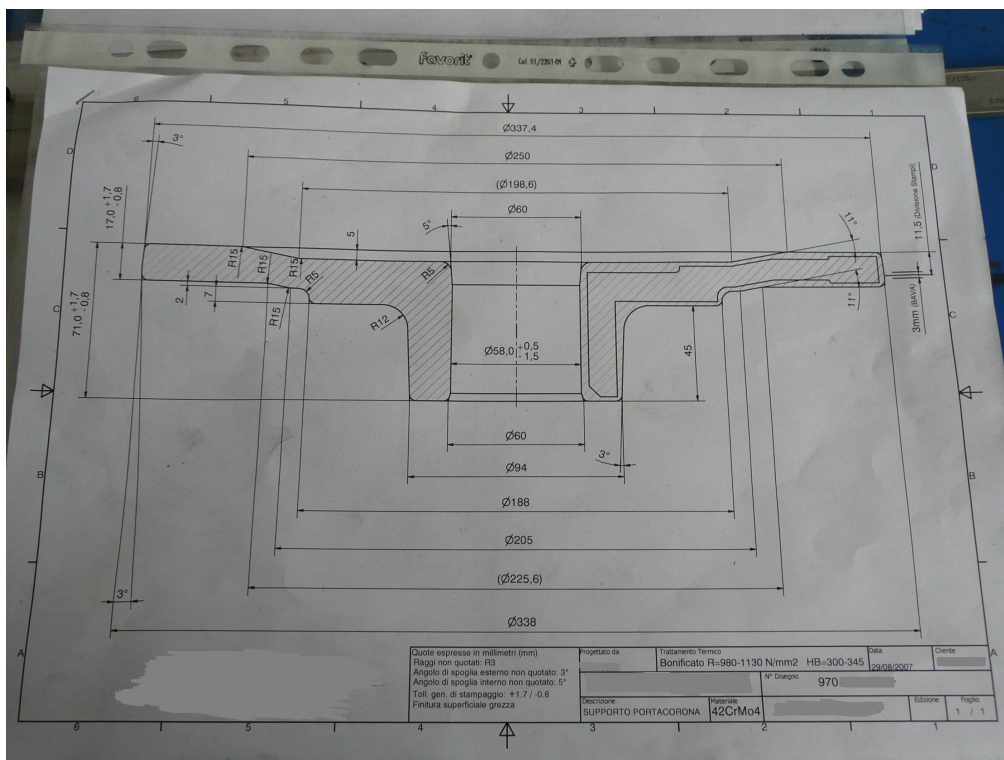


Figura 4.18 - disegno tecnico porta corona. Fonte FICEP.

DATI SPERIMENTALI	
Materiale e condizioni di processo	
Materiale	T _{stampaggio} [°C]
39NiCr	1150
Risultati sperimentali	
Pressa	Energia di carica [%]

DD400	80-85
$V_{\max \text{ punzone}} [\text{mm/s}]$	$F_{\text{forgiatura}} [\text{t}]$
700	3820
Rigidezza [kN/mm]:	11000
Geometrie	
Spessore bava [mm]:	3
Geometria grezzo di forgiatura	

Tabella 4.22 – Dati sperimentali relativi alla formatura del porta corona. Fonte FICEP.

Per la corretta progettazione di un processo di forgiatura in stampo è però essenziale la conoscenza del preformato di partenza. La geometria di quest'ultimo, oltre ad influenzare il flusso del materiale all'interno della cavità, influenza anche la quantità di materiale che andrà a riempire il canale di bava e dunque l'energia e la forza di forgiatura necessarie. A riguardo sono state fornite solo alcune indicazioni di massima che verranno successivamente descritte.

Si procede nell'applicazione del modello analitico presentato nel paragrafo 2.2 per la stima della forza di forgiatura richiesta. Successivamente verrà riportata l'analisi numerica del particolare processo.

4.4.1 Simulazione analitica

Per stimare analiticamente la forza di forgiatura è stato utilizzato il modello presentato nel paragrafo 2.2. Tale modello, seppur di semplice formulazione, richiede un'attenta analisi del processo di forgiatura che si vuole simulare per essere applicato correttamente. Si procede nel commentare tutte le considerazioni e le scelte fatte ricordando l'espressione matematica del modello.

$$F_{\text{forgiatura}} = \sigma_f A_{\text{forgiato+bava+fondello}} K_p \quad \text{Eq. 4.3}$$

Dall'equazione 4.3 si osserva come la forza di forgiatura richiesta sia funzione di tre parametri la cui valutazione è dipendente da considerazioni progettuali effettuate. Il primo parametro necessario è la tensione di flusso del materiale. Tale valore è ottenibile ricordando la formulazione 2.56 relativa al modello reologico semplificato per un materiale deformato a caldo. La tensione di flusso esplicita dal materiale nelle condizioni di stampaggio è funzione sia delle costanti del materiale, sia della velocità

e condizioni di deformazione che si verificano durante lo stampaggio. Le costanti del materiale, i valori di C e m , sono state ottenute per via sperimentale tramite prove di compressione a caldo (tabella 3.7). Alla temperatura di stampaggio suggerita dall'azienda esse valgono:

- $C = 61,71 \text{ MPa}$;
- $m = 0,17$.

Note le costanti del materiale è necessario conoscere la velocità di deformazione che si verifica durante il processo di deformazione. L'adozione di una pressa a vite rende impossibile una valutazione precisa di tale parametro. La pressa a vite è caratterizzata esclusivamente dalla sua energia e dalla velocità d'impatto punzone-pezzo. La velocità di deformazione, come osservato nel paragrafo 2.5, durante un processo di forgiatura con pressa a vite non risulta costante. Si introduce dunque una approssimazione nell'analisi analitica considerando la velocità di deformazione pari e costante al valore iniziale, al momento cioè in cui il punzone impatta con il pezzo. In tali condizioni sono note la velocità di impatto del punzone, funzione dell'energia di carica (paragrafo cinematica) e l'altezza iniziale del preformato di partenza. Per il caso specifico, avendo identificato precedentemente la geometria del preformato di partenza caratterizzato da un'altezza iniziale di 37 mm, è stato possibile ottenere il valore corrispondente di tensione di flusso. L'area proiettata del forgiato è stata ottenuta considerando la geometria del grezzo di forgiatura e imponendo l'estensione radiale della bava. Sebbene formule empiriche consigliassero per uno spessore di bava di 3 mm un'estensione pari a 9 mm, è stato scelto un valore inferiore pari a 4 mm. Tale scelta è motivata dalla volontà di non voler sprecare una quantità eccessiva di materiale. La realizzazione del componente infatti prevede l'adozione di un fondello centrale che costituisce materiale di scarto in quanto successivamente eliminato per tranciatura. Un'estensione della bava di 4 mm permette sia di ridurre l'energia necessaria al processo, sia di ottenere un rapporto tra area di materiale scartato e area del componente dell'8%. Tale scelta è stata successivamente ripresa nelle analisi numeriche. Infine l'ultimo fattore scelto è stato il valore del coefficiente K_p . Da letteratura era stata ricavata la tabella 2.1, che suggerisce l'intervallo di valori utilizzabili a seconda della complessità della forgiatura in stampo. Poiché la geometria

del prodotto è ritenuta semplice con presenza di bava il coefficiente K_p è compreso nell'intervallo 5-8. Il valore adottato è stato di 5,5. Il pezzo prodotto infatti ha una geometria molto semplice e assial-simmetrica. L'estensione della bava prevista e la sua simmetria riducono le forze necessarie al corretto riempimento del canale di bava. Le condizioni di lubrificazione inoltre sono tipiche per uno stampaggio a caldo e dunque buone. Tali considerazioni motivano una scelta di un valore basso del coefficiente K_p .

Si riportano in forma tabulata i dati di input utilizzati per la simulazione analitica.

DATI DI INPUT		
Reologia materiale		
Materiale	C [MPa]	m
39NiCr	61,71	0,17
Geometrie		
Altezza preformato iniziale [mm]:	37	
Spessore canale di bava [mm]:	3	
Estensione bava [mm]:	4	
Geometria grezzo di forgiatura		
Pressa utilizzata		
Modello	Energia di carica [%]	
DD400	80-85	
V punzone all'80% [mm/s]:	626	
Rigidezza [kN/mm]:	11000	

Tabella 4.23 – Dati di input per la simulazione analitica.

E i risultati analitici ottenuti.

K_p	Carico di forgiatura		Errore % Carico
	sperimentale [t]	analitico [t]	analitico-sperimentale.
5	3820	4726	23,7
5,5	3820	5199	36,1
6	3820	5671	48,5

Tabella 4.24 – Risultati analitici forgiatura del porta corona.

In tabella 4.24 si sono volutamente riportati i risultati analitici al variare del coefficiente K_p . E' possibile osservare come una non corretta stima di tale coefficiente

possa portare a grossolani errori di previsione nei riguardi delle forze necessarie. Si osserva inoltre come il modello analitico tenda a sovrastimare il carico rendendo il modello utilizzabile solo per una stima preliminare in vantaggio di sicurezza.

Sebbene in letteratura sia presentato un metodo per il calcolo dell'energia di processo per via analitica, l'accuratezza previsionale offerta è molto scarsa. Ricordando la formulazione adottata per il calcolo analitico dell'energia:

$$E_{di\ processo} = E_{def.materiale} + E_{def.pressa} \quad \text{Eq. 4.4}$$

Con

$$E_{def.materiale} = mF_{forgiatura}corsa \quad \text{Eq. 4.5}$$

Nel caso di forgiatura in stampo in presenza di bava, viene suggerito un valore di 0,25 per il coefficiente m . Tale coefficiente quantifica, come osservato nel paragrafo 2.4, il lavoro compiuto per deformare il materiale. Similmente con quanto scritto nella simulazione analitica del caso studio di paragrafo 4.3, i valori suggeriti da letteratura andrebbero modificati in funzione del reale andamento della curva forza-corsa. Differentemente da quanto osservato per un processo di ricalcatura, la previsione di tale curva è molto più complicata per un processo di forgiatura in stampo. Se per un'operazione di ricalcatura infatti il coefficiente m suggerito risultava sottostimato per riduzione percentuali in altezza inferiori al 45%, nel caso di una forgiatura in stampo è difficile correlare l'andamento del parametro m ad un'unica causa. L'andamento della curva forza-corsa di un processo di stampaggio in impronta è influenzato da molteplici fattori di cui è difficile prevedere gli effetti. Le cause principali sono attribuibili alla forma dello stampo e a come evolve il flusso di materiale nel tempo andando a riempire la cavità dello stampo e il canale di bava. Per rendere più chiara la trattazione si riportano i diagrammi forza-corsa ottenuti da due simulazioni numeriche differenti.

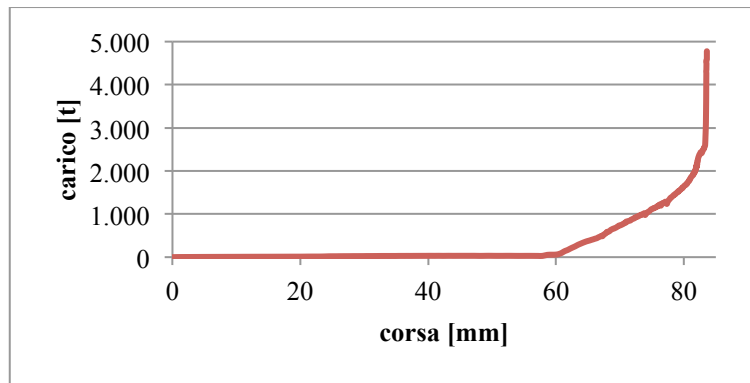


Figura 4.19 – diagramma forza-corsa simulazione porta corona

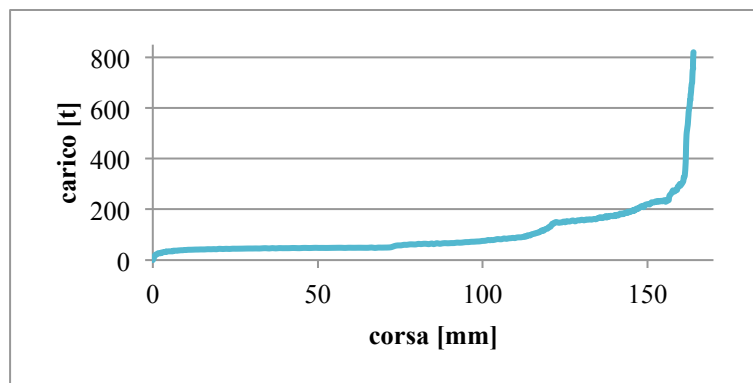


Figura 4.20 – diagramma forza-corsa simulazione tamburo del winch

In figura 4.19 è riportato il diagramma relativo alla simulazione numerica del porta corona. La simulazione è stata eseguita nelle stesse condizioni supposte per la simulazione analitica. In figura 4.20 è invece rappresentato il medesimo grafico, ma relativo ad una differente simulazione numerica. La curva è relativa da un altro caso studio che verrà successivamente trattato. Si tratta di un processo di forgiatura in stampo relativo alla realizzazione di un winch, un particolare componente meccanico utilizzato nella nautica. Confrontando le due curve si nota come è impossibile identificare un valore del coefficiente m valido per entrambe. Analizzando la curva di figura 4.19 si è ottenuto un valore ottimale di m pari a 0,06 e pari a 0,12 per la curva di figura 4.20. I valori ottimali ottenuti oltre ad essere differenti tra di loro sono anche molto distanti dal valore teorico suggerito in letteratura. Si conclude che è impossibile stabilire per via analitica l'energia di processo necessario nel caso di stampaggio in stampo con presenza di bava. L'analisi analitica può dunque solo fornire un'indicazione di massima della forza necessaria. Per un'analisi più accurata è necessario computare una simulazione numerica del processo.

4.4.2 Simulazione numerica

La simulazione numerica di un processo di forgiatura in stampo è uno strumento d'analisi molto potente ed efficace rispetto ai metodi previsionali analitici. Le informazioni che si possono ricavare sono molteplici e permettono una corretta progettazione del processo. L'impostazione della particolare simulazione è iniziata realizzando tramite software CAD la geometria degli stampi. Tale geometria ha tratto spunto dal disegno dello sbizzato di forgiatura fornito da FICEP ed ha subito modifiche, specialmente nella zona del fondello. Il disegno tecnico in possesso sembrerebbe relativo allo sbizzato di forgiatura ottenuto a seguito del processo di tranciatura. Infatti non sono presenti nè la bava, la quale viene solo indicata, nè una geometria del canale centrale plausibile per un processo di forgiatura. Partendo da tale geometria si sono seguite regole di buona progettazione tipiche del settore per generare una geometria stampabile in un solo step ed esente da difetti. Dopo aver sagomato l'estremità radiale del prodotto in modo da ricreare il canale di bava si è proceduto a modificare la geometria del canale centrale ed ad inserire un fondello di dimensioni appropriate. Si è deciso di incrementare il materiale presente nel canale centrale inserendo un angolo di sformo interno di 5°. Lo spessore del fondello è stato determinato tramite la seguente relazione empirica ricavata da letteratura.

$$Spessore_{fond.} = 3,54(Area_{fond.}^{0,227}) \quad \text{Eq. 4.6}$$

E' bene precisare che nella formulazione 4.4 l'area del foro in cui sarà realizzato il fondello va inserita in cm² e il valore ricavato è espresso in mm. Successivamente è stato scelto un raggio di raccordo opportuno tra la superficie del canale del porta corona e la superficie del fondello. Un primo valore di tentativo è stato ricavato da letteratura tramite un opportuno diagramma di seguito riportato.

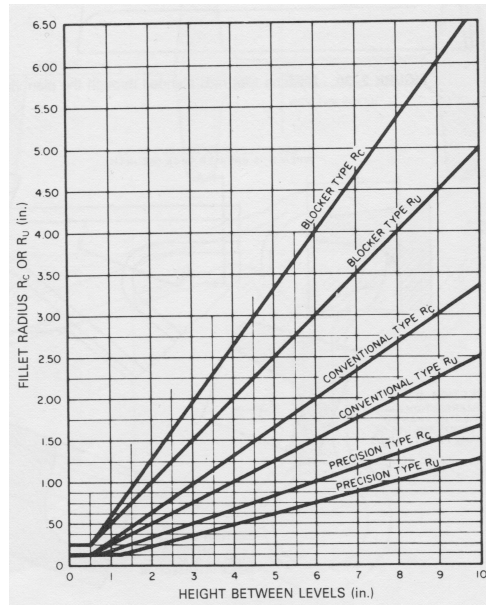


Figura 4.21 – Raggio di raccordo raccomandati in funzione dell'applicazione.
 (Forging industry association, American society for metals 1985) (Forging industry association, American society for metals 1985)

Il raggio di raccordo suggerito, pari a 16 mm, è stato successivamente verificato tramite una serie di simulazioni numeriche evidenziando come esso risultasse troppo piccolo rendendo il profilo eccessivamente acuminato. Le conseguenze di tale geometria erano di indurre una tranciatura del materiale nel particolare punto con la genesi di difetti quali pieghe nel materiale. La soluzione al problema è stata trovata aumentando il raggio di raccordo a 25 mm e verificando la soluzione con una simulazione numerica.

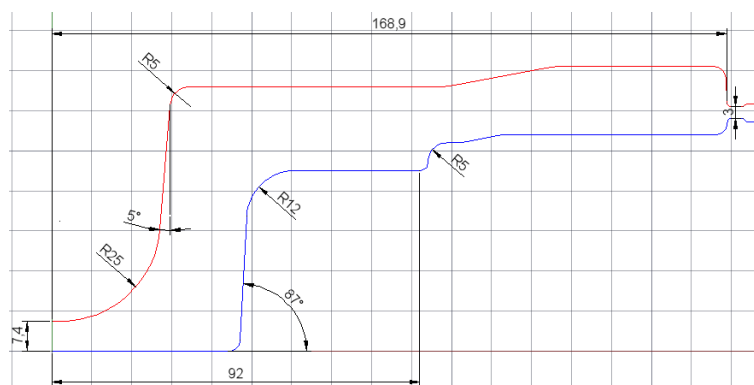


Figura 4.22 – disegno tecnico degli stampi per il porta corona.

Il passo successivo nell'impostazione della simulazione numerica è stata la definizione del preformato di partenza nei riguardi del volume di materiale necessario a riempire la cavità. Volendo ricreare il medesimo grezzo di stampaggio ipotizzato nella simulazione analitica, caratterizzato da un'estensione di bava pari a 4 mm e di spessore 3 mm, sono state computate diverse simulazioni numeriche con energia teoricamente infinita al fine di ricercare il volume ottimale. E' bene precisare come, per tutte le simulazioni numeriche di forgiatura in stampo con bava, questo passaggio rappresenti un punto critico e che richieda un grande dispendio di tempo.

Definito il volume di materiale necessario al riempimento della cavità è stata generata la geometria della billetta iniziale o preformato di partenza. Come anticipato nell'introduzione del caso studio la geometria del preformato è molto importante nei riguardi dei risultati ottenibili. L'azienda ha fornito solo delle indicazioni di massima a riguardo poiché lo stampaggio del porta corona è eseguito da un'azienda cliente di FICEP, la quale non è in possesso delle reali dimensioni della billetta di partenza. Secondo FICEP il preformato iniziale è costituito da una billetta cilindrica omogenea di raggio molto ampio e altezza ridotta. Tale geometria è scelta in modo da garantire una deformazione prettamente radiale del materiale durante lo stampaggio. Si è scelto arbitrariamente di adottare una billetta di raggio 125 mm considerando che il raggio massimo del porta corona è pari a 168,7 mm. L'analisi sul volume ottimale ha permesso di ottenere la geometria del preformato iniziale corrispondente a una billetta cilindrica di raggio 125 mm e altezza 37 mm.

Definita interamente la geometria del caso studio si è impostata la simulazione sfruttando l'assial-simmetria del prodotto e ricreando all'interno del software uno spicchio dell'assieme stampi-billetta. Successivamente è stata generata una mesh triangolare per la billetta con dimensione di lato pari a 3,4 mm e di 1,1 mm per la superficie degli stampi. Si è fatta particolare attenzione a conservare le impostazioni di "meshiatura" per tutte le simulazioni numeriche eseguite in modo da poter rendere confrontabili i risultati. Di seguito si allega un'immagine rappresentativa dell'assieme billetta-stampi nelle condizioni iniziali.

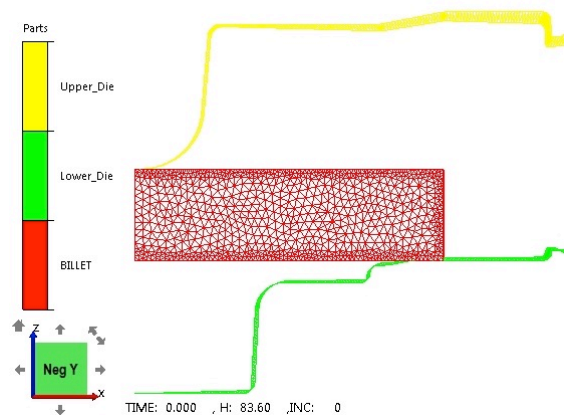


Figura 4.23 – Configurazione iniziale nella simulazione numerica.

Il software Forge, come anticipato precedentemente nelle prove di ricalcatura a freddo, è basato sul modello di Hansel-Spittle per descrivere il comportamento del materiale. Poiché lo stampaggio del porta corona avviene alla temperatura di 1150°C e durante la fase sperimentale in laboratorio sono state eseguite prove di compressione a caldo sullo specifico materiale, è possibile compilare un opportuno file del materiale inserendo le prime cinque costanti del modello. Utilizzando dunque il modello di Hansel-Spittle a cinque costanti è possibile descrivere in maniera più accurata il comportamento del materiale durante la deformazione. Sebbene nella simulazione analitica sia stata utilizzata una versione a soli due costanti del modello di Hansel-Spittle, ciò non preclude la possibilità di confrontare i risultati ottenuti. Si ricorda come la principale differenza tra il modello caratterizzato da due costanti o da cinque risieda nel fatto che le due costanti valgono esclusivamente per una data temperatura. Le cinque costanti invece sono frutto di un'operazione di best fit tra prove sperimentali a più temperature e più velocità di deformazione e il modello stesso. Si ricordano le cinque costanti ricavate per il particolare materiale.

39NiCr	
Costante	Stima
A:	1472,3814
m ₁ :	-0,0028
m ₂ :	-0,0649
m ₃ :	0,1769
m ₄ :	-0,0423

Tabella 4.25 – Caratterizzazione del 39NiCr.

Le condizioni d'attrito all'interfaccia stampo-billetta sono state scelte e non suggerite dall'azienda. Ipotizzando una reale fabbricazione del prodotto si sono adottati i seguenti coefficienti tipici per lo stampaggio a caldo di acciai:

- $m = 0,6$;
- $\mu = 0,3$.

Date le alte temperature di stampaggio, l'influenza del coefficiente di scambio termico tra stampo e materiale diventa rilevante nonostante la velocità dell'intero processo. Si è scelto un valore tipico per lo stampaggio degli acciai pari a $3000 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$. La temperatura degli stampi invece è stata impostata a 250°C .

La pressa implementata è stata la medesima utilizzata nella prova sperimentale, modello DD400 prodotto da FICEP, caricata con i medesimi valori sperimentali di energia pari all'80%. La velocità d'impatto del punzone sul pezzo è stata ottenuta secondo la relazione 2.63, mentre la rigidità è stata fornita come dato sperimentale. La corsa è stata impostata utilizzando il medesimo criterio, garantendo quindi che tutta l'energia caricata sulla pressa venga scaricata durante il processo.

Oltre a simulare il processo nelle condizioni appena descritte e dunque replicare la simulazione analitica, sono state eseguite delle analisi di sensibilità a diversi fattori per evidenziare le potenzialità di una simulazione numerica nella progettazione e ottimizzazione di un processo di stampaggio.

Di seguito si riportano i risultati numerici ottenuti con le impostazioni precedentemente descritte. La particolare simulazione corrisponde al risultato numerico dell'analisi e verrà successivamente utilizzata come termine di confronto nelle analisi di sensibilità.

% Area di Bava	Altezza finale bava [mm]		Carico di forgiatura [t]		Errore % Carico numerico-sperimentale
	sperimentale	numerica	sperimentale	numerico	
8	3	2,991	3820	4774	25

Tabella 4.26

Come è possibile osservare in tabella 4.26, nonostante tutte le assunzioni fatte durante l'impostazione della simulazione numerica, il risultato numerico non si discosta molto da quello sperimentale. Si ricorda inoltre che l'energia di carica per una simulazione

numerica non è un risultato ma bensì un dato di input. Per la particolare configurazione si osserva che l'80% dell'energia è leggermente superiore a quanto richiesto essendo l'altezza del canale di bava leggermente inferiore a quanto preventivato.

Per comprendere la qualità del risultato numerico ottenuto non è sufficiente verificare la forza e l'energia di processo. Poiché il risultato sperimentale proviene da un caso di stampaggio reale bisogna verificare la qualità del prodotto. Evitando un'analisi troppo dettagliata, per validare la qualità del prodotto si considerano oltre alla forma ottenuta anche la presenza di pieghe nel metallo e la temperatura raggiunta dal materiale.

Dalla figura 4.24 riportata di seguito si osserva il risultato dello stampaggio.

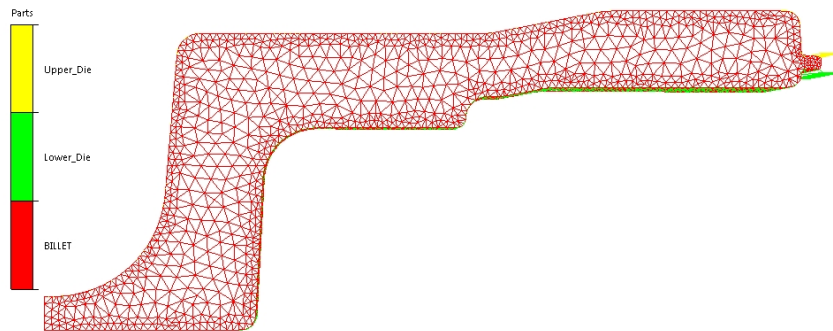


Figura 4.24 – Configurazione finale della simulazione numerica.

In figura 4.25 è possibile notare l'estensione del canale di bava di circa 4 mm.

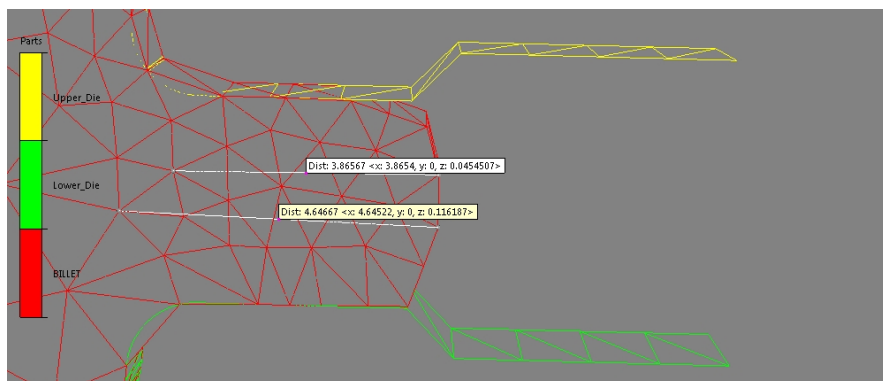


Figura 4.25 – Dettaglio dell'estensione della bava nella configurazione finale della simulazione numerica.

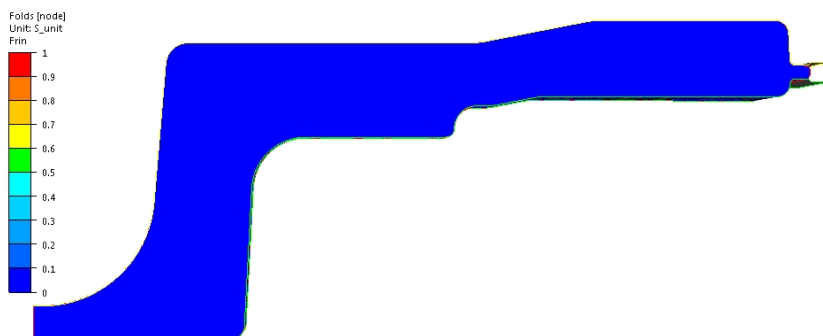


Figura 4.26 – Analisi numerica sulla presenza di pieghe nel prodotto finito

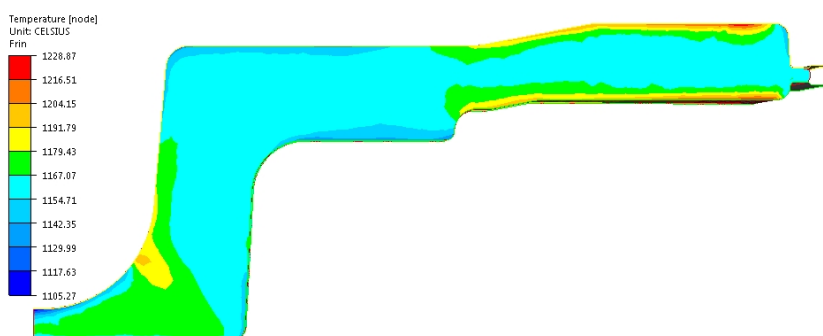


Figura 4.27 – Profilo di temperatura massimo raggiunto durante la deformazione.

Nella figura 4.26 è plottata l'analisi relativa alla presenza di pieghe del materiale nel prodotto finito. Il colore uniforme blue conferma l'integrità del forgiato. In figura 4.27 è invece rappresentata la corsa in cui si sviluppa la massima temperatura. Per il processo si sviluppa una temperatura massima di 1229°C al termine dello stampaggio. Tale temperatura è compatibile con le caratteristiche del materiale. Si conclude osservando che la simulazione di riferimento sia esente da difetti e che quindi sia lecito utilizzare i risultati numerici ottenuti.

4.4.2.1 Analisi di sensibilità alla geometria del preformato di partenza

Nel caso si stia progettando un processo di stampaggio o come in questo caso si cerchi di verificare un dato sperimentale, è importante osservare come la geometria della billetta iniziale influisca sul risultato della simulazione numerica. Per evidenziare gli effetti è stata computata una simulazione in cui tutti i parametri sono rimasti invariati ad eccezione della geometria del preformato di partenza. Considerando la geometria degli stampi si è deciso di ridistribuire il volume necessario a riempire la cavità in una billetta cilindrica di raggio 90 mm e altezza 71 mm. La particolare geometria è stata scelta pensando ad un futuro posizionamento del

preformato all'interno della cavità dello stampo inferiore. Come è possibile osservare in figura 4.22 la billetta trova facilmente posto nella zona centrale dello stampo inferiore garantendo un centraggio facilitato.

Risultati analisi influenza preformato					
Raggio billetta iniziale [mm]	Altezza finale bava [mm]		Carico di forgiatura [t]		Errore % Carico numerico-sperimentale
	sperimentale	numerica	sperimentale	numerico	
90	3	5,214	3820	1675	-56,1
125	3	2,991	3820	4774	25

Tabella 4.27 – Risultati analisi di influenza geometria del preformato.

In tabella 4.27 sono riportati i risultati dell'analisi di sensibilità. A parità di energia di carica si osserva come gli stampi non arrivino a chiusura, non garantendo la corretta formatura del prodotto. Si ritiene dunque la non conoscenza della geometria iniziale come una grossa fonte d'incertezza per il risultato numerico.

4.4.2.2 Analisi di sensibilità all'area di bava

Per comprendere come l'area di bava influenzi il risultato numerico è stata eseguita una simulazione in cui, aumentando il volume della billetta iniziale incrementandone l'altezza, si è generata la condizione nella quale il rapporto tra l'area del componente e l'area del fondello più bava raggiunge la percentuale del 18%. Non avendo incrementato l'energia a disposizione per il processo si è selezionata la quantità di materiale che riuscisse a generare un'estensione di bava pari a 12 mm senza arrivare a completa chiusura degli stampi. Tale particolare è molto importante ed evidenzia come sia necessario incrementare l'energia di processo per ottenere uno stampaggio completo con un'area di bava maggiore. E' stata modificata anche la geometria degli stampi allungando il canale di bava in maniera appropriata. La variazione nella geometria ha evitato che il materiale, superata la strizione rappresentata dal canale di bava, raggiungesse una zona periferica a sezione maggiore incontrando dunque minore resistenza all'avanzamento.

L'analisi di sensibilità ha prodotto il seguente risultato.

% Area di Bava	Altezza finale bava [mm]		Carico di forgiatura [t]		Errore % Carico numerico-sperimentale
	sperimentale	numerica	sperimentale	numerico	
8	3	2,991	3820	4774	25
18	3	3,248	3820	6054	58,5

Tabella 4.28 – Risultati analisi di sensibilità all'area di bava.

Com'è possibile osservare in tabella 4.28 lo stampo non arriva a chiusura. Nonostante ciò il carico di forgiatura simulato è aumentato considerevolmente rispetto alla simulazione di riferimento. La motivazione risiede nel fatto che più materiale viene forzato ad entrare nel canale di bava dove si verificano condizioni di deformazione molto difficili. Il materiale infatti si raffredda più velocemente ed inoltre subisce la più alta velocità di deformazione dell'intera cavità. Tali condizioni comportano un aumento della tensione di flusso del materiale e dunque la necessità di applicare forze maggiori per deformarlo. L'analisi di sensibilità può essere conclusa osservando come il volume del preformato di partenza e dunque l'area di bava sia un'altra grossa fonte di incertezza nell'analisi numerica.

4.4.2.3 Analisi di sensibilità alle condizioni d'attrito

Le condizioni d'attrito all'interfaccia stampo-billetta sono state scelte imponendo valori tipici per lo stampaggio a caldo degli acciai. Non sono infatti state fornite informazioni a riguardo da FICEP. Lo scopo della seguente analisi di sensibilità è di evidenziare come e quanto l'attrito interferisca con i risultati numerici ottenibili.

Si ricordano i coefficienti utilizzati nelle due modellazioni d'attrito per la simulazione di riferimento:

- $m = 0,6$;
- $\mu = 0,3$.

Sono state computate due differenti simulazioni, una prima in cui si ricrea una lubrificazione tramite acqua e grafite e una seconda caratterizzata da una condizione intermedia tra quella di riferimento e quest'ultima. Si riportano i risultati ottenuti e i differenti fattori e coefficienti d'attrito in tabella.

Attrito		Altezza finale bava [mm]		Carico di forgiatura [t]		Errore % Carico
μ	m	sperimentale	numerica	sperimentale	numerico	numerico-sperimentale
0,15	0,3	3	2,48	3820	5294	39
0,2	0,4	3	2,71	3820	5255	38
0,3	0,6	3	2,99	3820	4774	25

Tabella 4.29 – Risultati analisi di sensibilità all’attrito.

Dai risultati si nota l’importanza della lubrificazione per la simulazione numerica. Con il diminuire dell’attrito il flusso del materiale all’interno della cavità è facilitato. Per ottenere la medesima deformazione finale è richiesta dunque meno energia di processo. Come si può osservare in tabella 4.29 all’aumentare della lubrificazione l’altezza del canale di bava diminuisce e contemporaneamente si verifica, per la conservazione del volume, un aumento dell’area di bava. Tale aumento giustifica l’aumento della forza di forgiatura necessaria. Dall’analisi si comprende come la lubrificazione sia un aspetto molto importante nei riguardi della corretta stima dei parametri di processo.

4.4.2.4 Analisi di sensibilità alla rigidità

L’ultima analisi di sensibilità ha investigato l’influenza della rigidità della pressa sui risultati numerici. Poiché spesso tale parametro non è conosciuto in maniera precisa dal produttore è interessante comprendere quanto una sua erronea valutazione possa influenzare il dato numerico. Di seguito si riportano i risultati di due simulazioni in cui è stata variata la rigidità.

Rigidità [N/m]	Altezza finale bava [mm]		Carico di forgiatura [t]		Errore % Carico
	sperimentale	numerica	sperimentale	numerico	numerico-sperimentale
-20%	3	3,036	3820	4361	14
1,10E+10	3	2,991	3820	4774	25
+20%	3	2,951	3820	5153	35

Tabella 4.30 – Risultati analisi di sensibilità alla rigidità.

Confrontando i risultati con la simulazione di riferimento si nota come una variazione di $\pm 20\%$ influisca in modo impercettibile sulla deformazione finale. La variazione del carico numerico di forgiatura è invece dovuto alla variazione dell’area di bava. L’analisi di sensibilità rileva come la rigidità non sia una fonte di incertezza

apprezzabile per i risultati numerici e pertanto come una sua precisa valutazione sia inutile.

4.4.3 Confronto risultati analitico-sperimentale-numeric

A conclusione del caso studio si riassumono i risultati ottenuti in un istogramma comparativo.

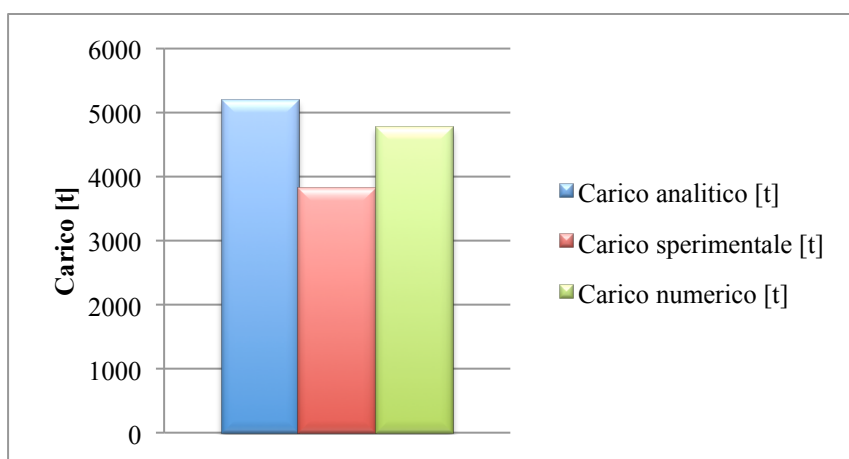


Figura 4.28 – Confronto tra la forza di forgiatura analitica e numerica e il dato sperimentale.

I risultati ottenuti presentano un buon grado di concordanza con i dati sperimentali. Se si considerano le numerose assunzioni fatte durante la progettazione del processo di stampaggio e le fonti di incertezza individuate nella trattazione si può concludere come entrambi i modelli permettano di prevedere le forze di forgiatura. Essendo però la pressa a vite una macchina regolabile in energia e non in forza, solo tramite una simulazione numerica è possibile prevedere correttamente i parametri di processo. Il modello analitico risulta pertanto di utilizzo limitato, permettendo esclusivamente una scelta di massima della pressa da utilizzare, senza permettere una progettazione dettagliata del processo.

4.5 Forgiatura in stampo di un tamburo per Winch

Nella nautica da diporto viene comunemente chiamato winch un tipo di verricello di modeste dimensioni, installato a bordo di una barca a vela, esclusivamente quando la sua destinazione d'uso è la manovra delle vele. Mantiene il nome di verricello se di identica fattura e tipologia ma con diversa funzione: verricello dell'ancora o d'ormeggio. Il caso studio proposto nel seguente paragrafo tratta la realizzazione, tramite un processo di forgiatura, del tamburo di un winch prodotto da HARKEN® un'azienda partner di FICEP. Dal punto di vista meccanico un winch è composto esternamente dal tamburo, sul quale viene svolta e avvolta la fune, e da una meccanica interna composta da ingranaggi atti a trasferire il moto dalla manovella di controllo al tamburo. Di seguito si riportano alcune immagini relative al prodotto e alle sue componenti.



Figura 4.29 - Prodotto assemblato. Fonte HARKEN®



Figura 4.30 - Sezione tamburo winch W70. Fonte HARKEN®



Figura 4.31 - Linea tamburi per winch. Fonte HARKEN®

Attualmente il prodotto viene realizzato da HARKEN® con un non specificato processo di fonderia. L'azienda è interessata a realizzare la propria linea di tamburi per winch tramite un processo di forgiatura. Lo scopo dell'analisi è determinare il modello di pressa a vite, dal catalogo FICEP, adatta a produrre tutta la linea di prodotti. Le uniche informazioni fornite a supporto sono state il materiale e la geometria dettagliata del prodotto finito. L'azienda preferisce inoltre che la formatura del prodotto avvenga in un unico step di forgiatura, prevedendo una successiva lavorazione alle macchine utensili. Non è richiesto dunque un processo net shape. La dentatura interna del tamburo come altre feature geometriche verranno non considerate nel disegno degli stampi.

Data la finalità dell'analisi, la progettazione del processo di stampaggio si è basata sul disegno tecnico del tamburo di dimensioni maggiori. Come indicato nella modellazione analitica presente nel capitolo 4.4.1, la forza di forgiatura necessaria cresce all'aumentare dell'area del forgiato.

4.5.1 Simulazione analitica

La simulazione analitica, come osservato nel paragrafo 4.4.1, permette una stima in vantaggio di sicurezza della forza di forgiatura necessaria. E' impossibile invece ottenere una stima plausibile dell'energia di processo. Nonostante tale limitazione, la conoscenza del carico necessario permette di selezionare il modello di pressa adatta allo scopo. Nel datasheet delle presse a vite prodotte da FICEP è presente la forza nominale esprimibile dalla particolare macchina. Confrontando tale valore con quello ottenuto dalla simulazione analitica è possibile identificare la più piccola pressa che riesca a formare completamente il prodotto. L'applicazione del modello analitico, come evidenziato nel paragrafo 4.4.1, per essere correttamente utilizzato necessita una precisa conoscenza del processo. E' quindi richiesta una progettazione preliminare abbastanza dettagliata del processo per ottenere risultati significativi. Il primo aspetto analizzato nella progettazione è stata la collocazione sul pezzo della linea di separazione degli stampi e l'orientazione del pezzo rispetto alla direzione d'azione del punzone. Si è dunque ipotizzato di realizzare il tamburo inserendo la linea di separazione degli stampi in corrispondenza del diametro maggiore realizzando così un canale di bava circolare di altezza e estensione radiale di 3 mm. Tale indicazione è molto importante, permette infatti di comprendere quale sia l'area da prendere in considerazione per il calcolo della forza di forgiatura analitica. La stessa

configurazione di stampi e billetta è stata utilizzata nella simulazione numerica in modo da rendere confrontabili i risultati. Per chiarezza espositiva si riporta il disegno di uno spicchio dell'insieme stampi-grezzo di forgiatura a stampaggio ultimato utilizzato nella simulazione numerica. La descrizione dettagliata della geometria degli stampi viene rimandata alla simulazione numerica in quanto non necessaria per il calcolo della forza per via analitica.

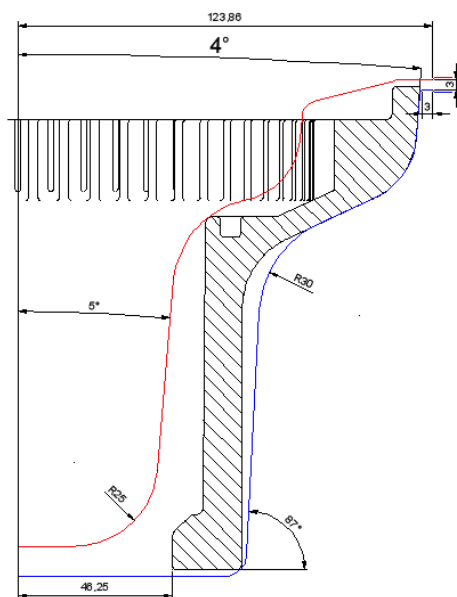


Figura 4.32 – Disegno tecnico degli stampi. In blue è rappresentato il profilo dello stampo inferiore, in rosso il profilo dello stampo superiore. In nero è riportato il disegno tecnico del prodotto finito.

Nell'applicare il modello analitico è necessario effettuare diverse considerazioni sul processo che si vuole simulare. Similmente con quanto fatto per il caso studio “porta corona” si prosegue nel commentare le scelte e i valori utilizzati nella formulazione 4.3. Il primo parametro valutato è stata la tensione di flusso del materiale per le particolari condizioni di deformazione. Essa è stata calcolata adottando il modello reologico di Hansel-Spittle a due costanti. Le costanti C e m sono state ricavate da prove sperimentali a caldo eseguite in laboratorio. L'azienda ha indicato la lega di alluminio del gruppo 6000 fornita in test come il materiale da utilizzare. Essendo stata lasciata libertà nella progettazione del processo si è decisa una temperatura per il materiale di 450°C.

In queste condizioni le costanti del materiale utilizzate valgono:

- $C = 37,54 \text{ MPa}$;
- $m = 0,1193$.

Avendo verificato in precedenza, tramite varie simulazioni numeriche, il volume e la geometria del preformato di partenza, si è a conoscenza dell'altezza iniziale della billetta. Il preformato scelto è una billetta cilindrica ad asse verticale di raggio 61 mm e altezza 122,5 mm. La geometria della billetta, scelta perché di facile inserimento all'interno della cavità, permette di conoscere l'altezza iniziale del materiale. Tale informazione è necessaria per il calcolo della velocità di deformazione o strain rate. Ricordando le osservazioni fatte nel paragrafo 4.4.1, il valore della velocità di deformazione è calcolabile conoscendo l'altezza iniziale del preformato nella direzione di discesa del punzone e la velocità d'impatto punzone-materiale. Quest'ultima può essere ricavata dal datasheet della particolare pressa. Nel caso si stia eseguendo una simulazione analitica preliminare è consigliabile usare la velocità massima esprimibile dalla particolare pressa. Essendo la trattazione anche un'analisi sulla qualità del risultato analitico ottenibile, si è utilizzato un diverso valore di velocità. A seguito dell'analisi numerica del particolare processo si è ottenuto che esso è realizzabile tramite una determinata pressa e con una precisa energia. Conoscendo l'energia di processo necessaria è stato possibile considerare la reale velocità del punzone per la data percentuale di energia. Il valore utilizzato di velocità è stato di 702 mm/s.

Il secondo parametro valutato è stato l'area del forgiato. Nella formula 4.3 è necessario inserire l'area proiettata sulla superficie di separazioni degli stampi del grezzo di forgiatura. Data la particolare geometria del componente è stata prevista la presenza di un fondello in corrispondenza del foro di dimensioni minori. Come è possibile osservare in figura 4.32 l'area ricercata corrisponde a quella di un cerchio di raggio 123,86 mm. L'ultimo parametro assegnato è stato il valore del coefficiente K_p . Considerate le indicazioni di tabella 2.1 si è scelto di adottare un valore basso del coefficiente. La geometria semplice e assial-simmetrica del prodotto unita alla poca estensione e simmetria del canale di bava riducono la forza necessaria al corretto riempimento dello stampo. Supponendo una condizione di lubrificazione buona, tipica

per lo stampaggio di un lega di alluminio, si è scelto un valore di 5,5 per il coefficiente K_p .

Si riportano in tabella i risultati analitici ottenuti.

K_p	Carico analitico		% Area di bava più area del fondello
	di forgiatura [t]	di forgiatura [kN]	
5,5	1199	11766	23,4

Tabella 4.31 – Risultati analitici.

Nella configurazione di stampaggio descritta precedentemente si ottiene una percentuale di materiale di scarto pari al 23,4%. E' importante osservare come, nonostante sia un valore elevato, è impossibile da ridurre al di sotto del 17,4%. Il fondello impiegato è infatti di dimensioni considerevoli e non permette di contenere tale percentuale a valori tipici per il settore.

Dal risultato analitico ottenuto è possibile scegliere il corretto modello di pressa da impiegare nella produzione dei tamburi.

MODEL SIZE		DD40	DD50	DD68	DD85	DD110	DD140	DD190
Screw Diameter	mm	230	255	280	305	330	368	410
Nominal Force	kN	5300	6500	8000	9300	10900	13600	16900
Max. Continuous Force	kN	8500	10400	12800	14900	17500	21800	27000
Max. Allowed Force	kN	10600	13000	16000	18600	21800	27200	33800
Net Energy	Nm	40000	60000	70000	100000	115000	156000	215000

Figura 4.33 – Estratto del datasheet delle presse a vite FICEP. Fonte FICEP.

In figura 4.33 è riportato il datasheet delle presse a vite prodotte da FICEP®. Le voci significative per la scelta della pressa sono la forza nominale e la massima forza continua. Per forza nominale l'azienda intende il carico sopportabile dalla filettatura applicando un coefficiente di sicurezza di 1,6. Tale valore è direttamente collegato al diametro della vite e costituisce un parametro standard tra i costruttori di presse a vite. Dal punto di vista teorico la scelta della macchina andrebbe eseguita con tale parametro. Il valore di massima forza continua esprime invece il carico massimo sopportabile al limite di fatica per la pressa. Il produttore inserisce tale indicazione per

specificare il carico massimo da non superare in esercizio onde evitare rotture premature della filettatura. Poiché in un processo di forgiatura generalmente il carico massimo si verifica al termine dello stampaggio è possibile utilizzare tale indicazione per selezionare la pressa. Una scelta basata sulla massima forza continua implica un utilizzo della macchina al limite delle sue possibilità. La forza massima consentita indica invece il massimo carico statico sopportabile dalla pressa. Operare all'interno della finestra tra la forza massima consentita e la forza massima continua significa accettare una vita a termine per la filettatura e dunque è caldamente sconsigliato dal produttore oltre a non rientrare nei termini di garanzia. Utilizzando il criterio della forza nominale la scelta della macchina idonea ricade sulla DD140. E' bene precisare come la simulazione analitica non permetta di effettuare previsioni sull'energia di processo. Non è infatti escludibile a priori che la macchina scelta non sia in grado di deformare completamente la billetta di partenza.

4.5.2 Simulazione numerica

La simulazione numerica di un processo di forgiatura in stampo è uno strumento d'analisi molto potente ed efficace rispetto ai metodi previsionali analitici. Le informazioni che si possono ricavare sono molteplici e permettono una corretta progettazione del processo. Nei riguardi della scelta della pressa, una simulazione numerica fornisce l'importante indicazione sull'energia necessaria al processo in funzione della velocità di deformazione. Un materiale metallico deformato a caldo è infatti sensibile alla velocità di deformazione manifestando un incremento della propria tensione di flusso. E' possibile valutare allora l'adozione della macchina che generi una determinata velocità di deformazione e contemporaneamente riesca ad esprimere l'energia di processo richiesta.

4.5.2.1 Impostazione dei parametri di simulazione

L'impostazione della particolare simulazione è iniziata realizzando tramite software CAD la geometria degli stampi partendo dal disegno del prodotto finito. Sono stati forniti dall'azienda due disegni tecnici per il particolare tamburo. Da un'attenta analisi si è compreso come un primo disegno riguardasse il grezzo di fonderia mentre il secondo il prodotto finito a seguito delle lavorazioni alle macchine utensili. La geometria finale del tamburo è infatti molto complessa e impossibile da realizzare sia tramite un processo di fonderia sia tramite un processo di forgiatura. Poiché l'azienda adotta una successiva lavorazione di finitura alle macchine utensili si è dunque

pensato di ricreare la geometria del grezzo di fonderia, in modo da applicare le medesime lavorazioni che venivano applicate in precedenza. La geometria del grezzo di fusione ha dovuto però subire un adattamento per essere realizzata priva di difetti tramite un processo di forgiatura in stampo. Le principali modifiche sono state l'inserimento del fondello, della bava e di opportuni angoli di sforno tipici per l'applicazione.

La geometria del fondello è stata ottenuta tramite l'equazione 4.6 che ha suggerito uno spessore di 9 mm, mentre il canale di bava disegnato ha ripreso la geometria ipotizzata per la simulazione analitica. Con l'inserimento di un angolo di sforno interno di 5° per il corpo del tamburo e un corrispondente angolo esterno di 3° si è aggiunta una quantità di sovrmetalloy non presente nel grezzo di fonderia. Per evitare un'eccessiva maggiorazione del volume del componente, dove la geometria lo permetteva, si è riprodotto l'andamento originario del profilo del fuso. Un esempio di tale scelta lo si può notare nella zona alta dello stampo inferiore. Determinata la geometria nei riguardi dei componenti essenziali dello stampo, si è proceduto nell'inserire opportuni raggi di raccordo. La superficie del fondello è stata raccordata al profilo interno del componente tramite un raggio di 25 mm. La scelta del raggio di raccordo è stata guidata dal diagramma di figura 4.21 per poi essere verificata ed aumentata eseguendo più simulazioni numeriche del processo e valutando il flusso del materiale. Similmente con quanto accadeva per lo stampaggio del porta corona, il raccordo tra il fondello e il canale interno del componente risulta problematico nei riguardi della genesi di pieghe nel materiale. Il raggio di raccordo suggerito dal diagramma 4.21 è risultato troppo piccolo rendendo il profilo eccessivamente acuminato. Oltre alla genesi di pieghe il particolare profilo disturbava il flusso del materiale determinando inaccettabili incrementi di temperatura localizzati nel materiale. Determinati i raggi di raccordo della zona inferiore degli stampi l'attenzione si è focalizzata nella zona intermedia e della dentatura. Poiché non sono state trovate particolari indicazioni tabulate in letteratura su come correttamente progettare la sezione della cavità, la geometria finale è stata ottenuta a seguito di un processo di ottimizzazione del flusso plastico e di numerose simulazioni numeriche.

La geometria degli stampi risulta dunque:

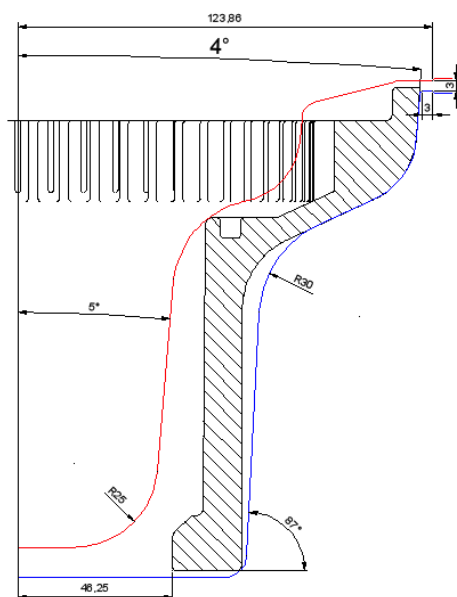


Figura 4.34 - Set stampi per tamburo del winch W70. In blue stampo inferiore, in rosso stampo superiore. Lo stampo superiore trasla verticalmente durante lo stampaggio.

Definita la geometria degli stampi si è analizzato il volume ottimale del preformato di partenza in modo da riempire completamente la cavità e generare la corretta quantità di bava. Sebbene si stia trattando il volume del preformato, la sua geometria di massima è stata definita contemporaneamente alla geometria degli stampi. Osservando la geometria dello stampo inferiore si è pensato di realizzare una billetta cilindrica uniforme ad asse verticale che fosse di facile posizionamento nella parte bassa dello stampo in corrispondenza del fondello. Tale scelta garantisce di ottenere un flusso plastico omogeneo in direzione verticale enfatizzando le caratteristiche meccaniche del materiale. Tutte le analisi di affinamento della geometria della cavità sono state compiute utilizzando la stessa geometria di billetta iniziale sopradescritta. L'analisi sul volume ottimale ha determinato una billetta cilindrica di raggio 61 mm e altezza 122,5 mm.

Definita la geometria iniziale del processo di stampaggio si è ricreato in FORGE il particolare caso studio. Similmente ai casi precedentemente analizzati, la geometria dell'insieme stampi-billetta ha permesso di impostare una simulazione bidimensionale

assial-simmetrica, riducendo così i tempi di elaborazione. Agli oggetti della simulazione è stata applicata una mesh triangolare con dimensione di lato pari a 3 mm per la billetta e di 1,2 mm per la superficie degli stampi.

Di seguito viene mostrata la configurazione iniziale della simulazione numerica.

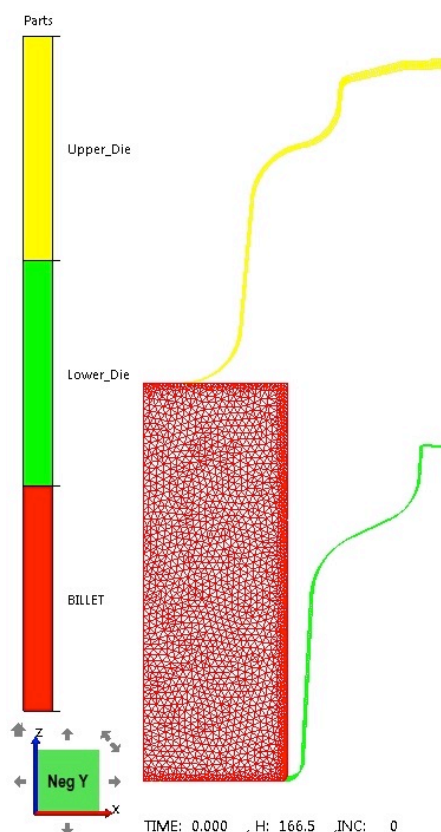


Figura 4.35 – Configurazione iniziale simulazione numerica. Lo stampo superiore durante la deformazione trasla in direzione z.

La billetta è stata caratterizzata da un opportuno file del materiale contenente le seguenti cinque costanti del modello di Hansel-Spittle in versione ridotta:

Al6xxx	
Costante	Stima
A:	464,5466504
m ₁ :	-0,0054
m ₂ :	-0,0345
m ₃ :	0,0988
m ₄ :	-0,0051

Tabella 4.32 – Costanti del materiale ottenute da prove di compressione a caldo in laboratorio

Nella simulazione di riferimento, che riprende le considerazioni fatte per la simulazione analitica, si è impostata una temperatura iniziale della billetta pari a 450°C. Agli stampi invece è stata assegnata una temperatura uniforme di 250°C ed un coefficiente di scambio termico pari a 10000 W/m²K.

Sono state inoltre applicate le stesse condizioni di lubrificazione ipotizzate nella simulazione analitica. Il valore del fattore d'attrito e del coefficiente d'attrito impiegati per descrivere la lubrificazione all'interfaccia stampi-pezzo sono stati:

- $m = 0,3$;
- $\mu = 0,15$.

Si ricorda come i valori impiegati siano tipici per uno stampaggio a caldo di una lega di alluminio. La configurazione della simulazione numerica di riferimento si è conclusa impostando dei parametri di primo tentativo relativi ad una generica pressa a vite. Essendo la finalità dell'analisi numerica la determinazione del corretto modello di pressa a vite da utilizzare per lo stampaggio del tamburo di dimensioni maggiori, si è proceduto eseguendo molteplici simulazioni al fine di individuare la configurazione ottimale. Si è però mantenuta l'impostazione sulla corsa esprimibile dallo stampo superiore, permettendo a quest'ultimo di arrestarsi solo al termine dell'energia disponibile nella pressa.

Oltre a simulare il processo nelle condizioni appena descritte e dunque replicare la simulazione analitica, sono state eseguite delle analisi di sensibilità a diversi fattori per evidenziare le potenzialità di una simulazione numerica nella progettazione e ottimizzazione di un processo di stampaggio.

4.5.2.2 Risultati

Di seguito si riportano i risultati numerici ottenuti con le impostazioni precedentemente descritte. La particolare simulazione corrisponde al risultato numerico dell'analisi e verrà successivamente utilizzata come termine di confronto nelle analisi di sensibilità.

RISULTATI NUMERICI					
% Area di bava più fondello	Altezza finale [mm]		Carico di forgiatura [t]		Errore % Carico numerico-analitico
	teorica	numerica	analitico	numerico	
23,4	3	3,071	1199	975	-19
Energia [kJ]					Velocità di impatto punzone-materiale [mm/s]
di deformaz. Materiale	di deformaz. Pressa	totale	di processo numerica		
160,26	5,21	165,47	165,55		702
Dettaglio pressa necessaria					
Modello	Energia massima [kJ]	Velocità massima [mm/s]	% Energia caricata sulla pressa		
DD190	215	800	77		

Tabella 4.33 – Risultati numerici di riferimento per lo stampaggio del tamburo W70.

Il procedimento di scelta della pressa si è articolato in più punti. Innanzitutto è stata eseguita una campagna di prove numeriche finalizzate all'identificazione dell'energia necessaria al corretto stampaggio utilizzando un valore di velocità prefissato e mantenuto costante. Successivamente, identificata l'energia di processo necessaria, si è selezionata da datasheet FICEP la più piccola pressa in grado di fornire l'energia richiesta. Nel caso specifico è stato identificato il modello DD190 poiché l'energia di processo necessaria di 165,5 kJ poteva essere garantita solo da tale modello o da modelli di capacità e costo superiore. Una volta identificata la pressa, si è eseguita una simulazione con la corretta energia di processo e la corrispondente velocità della pressa nelle particolari condizioni. Si ricorda come la velocità relativa ad una particolare percentuale di energia di carica possa essere calcolata tramite la formulazione 2.63. Infine è stata calibrata, tramite una serie di simulazioni, la percentuale di carica che garantisse il corretto stampaggio del componente. L'analisi ha evidenziato come il modello DD190 al 77% di energia di carica permetta il corretto stampaggio del tamburo W70.

Per comprendere la qualità del risultato numerico ottenuto non è sufficiente verificare la forza e l'energia di processo. Poiché il risultato sperimentale ha l'obiettivo di simulare uno stampaggio reale, è necessario verificare la qualità del prodotto. Evitando un'analisi troppo dettagliata, per validare la qualità del prodotto si considerano oltre alla forma ottenuta anche la presenza di pieghe nel metallo e la temperatura raggiunta dal materiale.

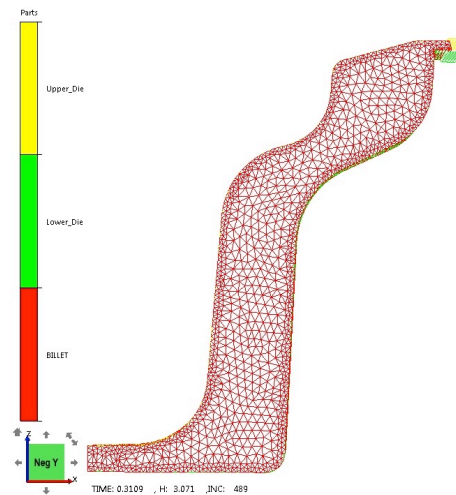


Figura 4.36 – Deformazione finale numerica del winch W70. Si può notare il perfetto riempimento della cavità.

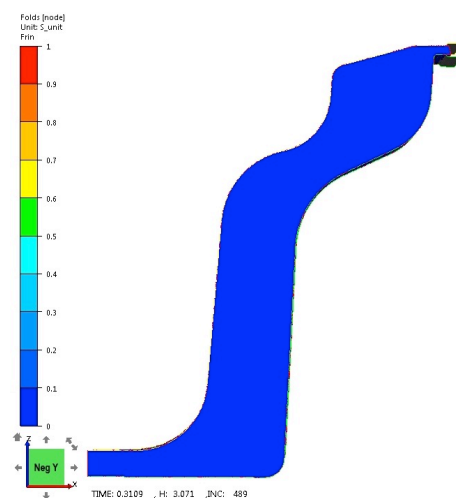


Figura 4.37 – Analisi della presenza di pieghe sul prodotto finito. Il colore uniforme blu evidenzia l'assenza di difetti nel forgiato.

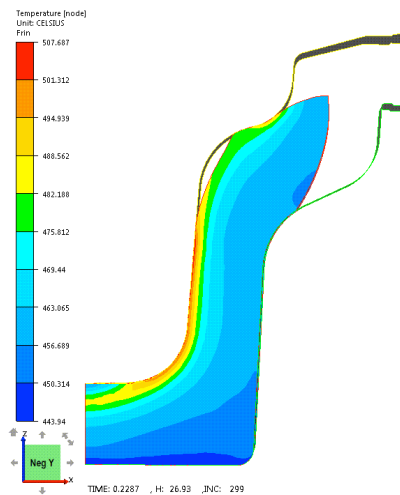


Figura 4.38 – Temperatura massima raggiunta durante il processo. La billetta non supera durante lo stampaggio la temperatura di 507,7°C, valore compatibile con il materiale utilizzato.

Dalle immagini riportate è possibile osservare con il processo di stampaggio progettato sia assente da difetti. Si ritengono dunque i risultati numerici ottenuti validi.

4.5.2.3 Analisi di sensibilità all'attrito

Come anticipato in precedenza sono state svolte delle analisi di sensibilità per evidenziare gli effetti di comuni variabili di processo sul risultato numerico. Nel seguente paragrafo si riportano i risultati relativi ad un'analisi di sensibilità alle condizioni di lubrificazione tra stampi e materiale. Solo una simulazione numerica permette infatti di considerare l'attrito. A differenza dei modelli analitici per processi di ricalcatura, dove era possibile inserire una precisa condizione d'attrito, nel modello analitico per la forgiatura in stampo tale parametro è espresso dal valore del coefficiente K_p . Poiché tale coefficiente non valuta esclusivamente l'attrito, l'unico metodo di analisi che isola tale causa è una simulazione numerica.

A tal proposito si riportano i risultati numerici ottenuti da più simulazioni eseguite nelle condizioni di riferimento illustrate precedentemente e al variare dei soli valori del fattore e coefficiente d'attrito.

Attrito		Altezza finale bava[mm]		Errore %	Carico di forgiatura [t]		Errore % Carico
μ	m	teorica	numerica	altezza bava	di riferimento	numerico	numerico-riferimento
0,75	0,15	3	2,38	-20,8	975	1188	21,9
0,15	0,3	3	3,07	2,4	975	975	caso di riferimento
0,2	0,4	3	3,84	28,0	975	617	-36,7
0,3	0,6	3	6,41	113,8	975	356	-63,5

Tabella 4.34 – Risultati numerici analisi di sensibilità all’attrito. Il caso di riferimento corrisponde ai dati riportati in tabella 4.31

Analizzando i risultati si osserva come la variazione della condizione d’attrito sia molto critica per il particolare caso. Al diminuire della lubrificazione l’altezza del canale di bava a stampaggio ultimato aumenta, comportando una non corretta chiusura degli stampi e un conseguente non riempimento della cavità. Il carico di forgiatura di conseguenza diminuisce in quanto sempre meno materiale affluisce nel canale di bava e inoltre quest’ultimo presenta una geometria meno ostacolante nei riguardi del flusso plastico. Dai dati ottenuti è evidente come la condizione di lubrificazione sia molto importante per la scelta dei parametri di processo e come possa influire sulla scelta della macchina.

Nelle condizioni di lubrificazione migliori si verifica una riduzione molto marcata dell’altezza del canale di bava rispetto alle condizioni desiderate o di riferimento. Tale riduzione è motivata da un’eccessiva energia di processo per le condizioni di lubrificazione esistenti.

Computando la medesima simulazione e inserendo le caratteristiche della pressa di taglia inferiore, DD140 al 100% dell'energia esprimibile dalla macchina, sono stati ottenuti i seguenti risultati.

RISULTATI NUMERICI					
% Area di bava più fondello	Altezza finale [mm]		Carico di forgiatura [t]		Errore % Carico numerico-analitico
	teorica	numerica	referimento	numerico	
23,4	3	2,998	975	911	-7
Energia [kJ]				Velocità di impatto	
di deformaz. Materiale	di deformaz. Pressa	totale	di processo numerica		punzione-materiale [mm/s]
151,46	4,55	156	156		800
Dettaglio pressa necessaria					
Modello	Energia massima [kJ]	Velocità massima [mm/s]		% Energia caricata sulla pressa	
DD140	156	800		100	

Tabella 4.35 – Risultati numerici simulazione con miglior condizione di lubrificazione e pressa DD140 al 100% di energia.

Come è possibile osservare in tabella, se si ipotizza un'ottima lubrificazione è possibile impiegare la pressa DD140 per stampare la linea dei tamburi per winch. Dai risultati si nota l'influenza dell'attrito. A parità d'altezza del canale di bava con la simulazione di riferimento la forza necessaria al processo è inferiore del 7%. La causa di tale diminuzione è attribuibile proprio alla minor resistenza al flusso plastico del materiale all'interno del canale e di bava, nonostante si verifichi una velocità di deformazione maggiore.

4.5.2.4 Analisi di sensibilità alla temperatura degli stampi

La temperatura degli stampi è una variabile di processo significativa. Se all'aumentare della temperatura si migliora il flusso plastico all'interno della cavità, una temperatura eccessiva può provocare una maggiore usura degli stampi. Nella seguente analisi di sensibilità si è voluto valutare l'influenza di tale parametro sul risultato numerico.

Temperatura stampi [°C]	Altezza finale bava[mm]		Errore % altezza bava	Carico di forgiatura [t]		Errore % Carico numerico-riferimento
	teorica	numerica		di riferimento	numerico	
200	3	3,14	4,8	975	812	-16,6
250	3	3,07	2,4	975	975	caso di riferimento
300	3	3,10	3,2	975	890	-8,7

Tabella 4.36 – Risultati numerici analisi di sensibilità alla temperatura degli stampi

I risultati ottenuti presentano un dato apparentemente anomalo. La simulazione eseguita con una temperatura degli stampi di 300°C presenta un'altezza finale della bava superiore al caso di riferimento. Tale aspetto risulta in controtendenza con la teoria descritta in precedenza. Non è stato possibile riscontrare la causa di tale anomalia. Nonostante ciò è possibile concludere che la temperatura degli stampi, per il particolare caso studio, è un parametro ininfluenza ai fini della scelta della macchina.

4.5.3 Confronto risultati analitici-numeric

Si riportano i risultati analitici e numerici ottenuti.

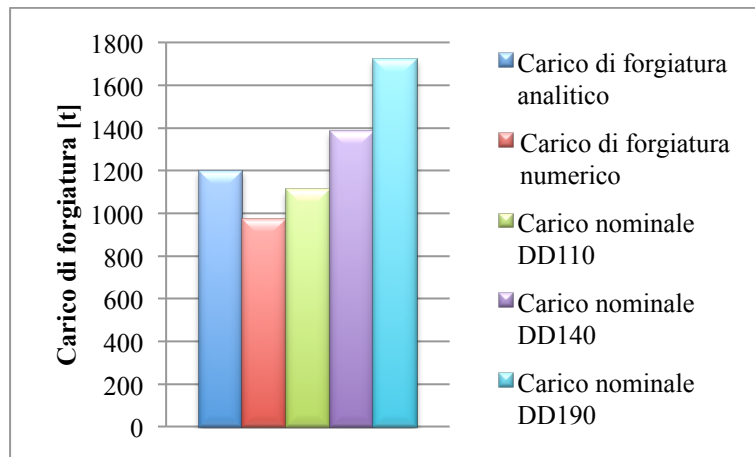


Figura 4.39 – Diagramma comparativo forze di forgiatura.

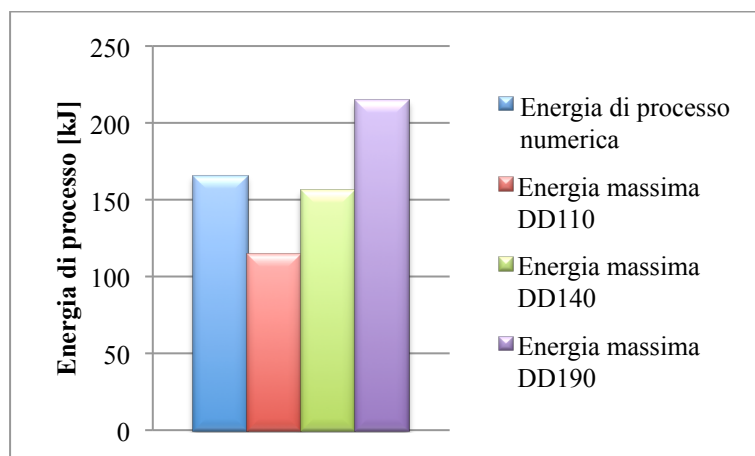


Figura 4.40 – Diagramma comparativo energia di processo.

Dal diagramma comparativo delle forze riportato in figura 4.39 è possibile notare come il criterio di selezione della pressa basato sulla forza nominale sia un metodo

poco accurato. Secondo tale metodo infatti, la più piccola pressa in grado di garantire la forza prevista da entrambi i modelli, analitico e numerico, è la DD140. Dal diagramma 4.41 relativo all'energia di processo è però possibile osservare come tale pressa sia in grado di fornire una quantità di energia di poco inferiore rispetto alla previsione del modello numerico. Inoltre, nelle condizioni di massima energia di carica per la pressa DD140, l'aumento della velocità di deformazione non garantisce il perfetto stampaggio del tamburo. Si conclude l'analisi osservando come la linea di tamburi per winch HARKEN[®] può essere realizzata solo tramite l'adozione della pressa DD190 o in alternativa con un modello di caratteristiche superiori.

4.6 Forgiatura di una paletta per turbina con pressa DD1600

Le palette per turbine sono prodotte generalmente tramite forgiatura. Le condizioni operative gravose in cui esse devono operare non permettono diversi processi produttivi, salvo essere prodotte con particolari operazioni di fonderia ad accrescimento di grano controllato. Nella pratica comune esse vengono realizzate impiegando magli o presse a vite. FICEP, produttore di presse di varia tipologia, è interessata a comprendere se una particolare paletta è formabile adottando il modello di pressa a vite DD1600. Viene dunque richiesta una stima dei parametri di processo necessari allo stampaggio. Di seguito si riporta una rappresentazione tridimensionale della paletta. In appendice 6.2 è allegato il disegno tecnico del componente.

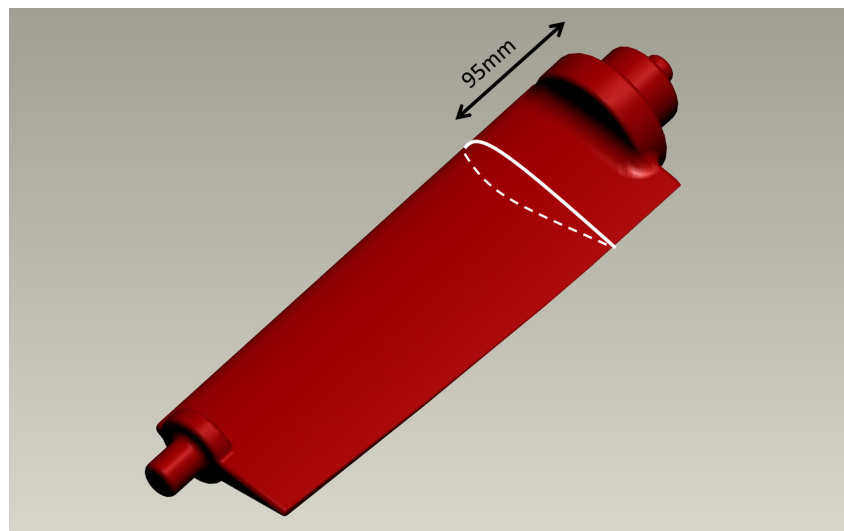


Figura 4.41 – Rappresentazione tridimensionale della paletta oggetto di studio

L'azienda, oltre ad aver fornito la geometria CAD tridimensionale della paletta, ha specificato il particolare profilo aerodinamico utilizzato nel disegno: tipo NACA a 4 cifre simmetrico rispetto alla corda. Si riporta di seguito l'equazione del particolare profilo impiegato:

$$y_t = \frac{t}{0,2} c \left[0,2969 \sqrt{\frac{x}{c}} - 0,1260 \left(\frac{x}{c}\right) - 0,3516 \left(\frac{x}{c}\right)^2 + 0,2843 \left(\frac{x}{c}\right)^3 - 0,1015 \left(\frac{x}{c}\right)^4 \right] \quad \text{Eq. 4.7}$$

dove:

- c = la lunghezza della corda;
- x = è la posizione lungo la corda sulla quale si vuole calcolare l'alzata y_t ;
- y_t = è l'alzata del profilo per una determinata posizione x ;
- $t = \frac{\text{spessore massimo profilo}}{c}$.

Il disegno tridimensionale, come è possibile osservare in figura 4.41, è stato ottenuto facendo variare la corda del profilo. Poiché l'azienda ha richiesto una stima dei parametri di processo necessari allo stampaggio si è semplificata l'analisi focalizzando l'attenzione alla sezione del profilo più critica. Sebbene tale aspetto non influenzi la simulazione analitica del processo, risulta significativo per la simulazione numerica. Stimare i parametri di processo simulando la formatura della sezione più critica permette di semplificare le analisi, riducendo i tempi di calcolo. Si evita così una complessa analisi tridimensionale.

La sezione più critica durante lo stampaggio della paletta è quella con sezione più larga, ovvero caratterizzata dalle dimensioni maggiori della corda. Dal modello tridimensionale fornito da FICEP si è estrapolata la posizione della sezione critica. Essa è posta a 95 mm dall'estremità a sezione maggiore del forgiato e presenta una corda di 120 mm. L'altro parametro necessario per descrivere il profilo NACA della sezione è il rapporto t che è pari a 0,16. Lo spessore massimo del profilo nella sezione critica è infatti di 20 mm.

Un ulteriore dato ricavato dal disegno tridimensionale è l'ingombro totale della paletta.

Si riporta un'immagine rappresentativa del prodotto.

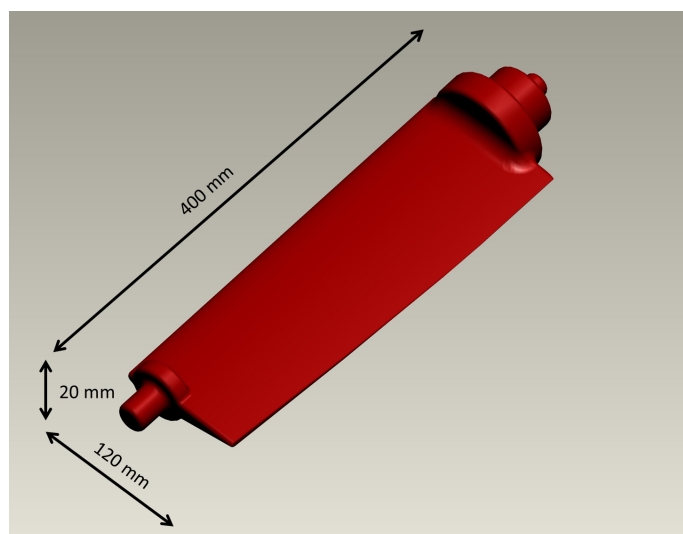


Figura 4.42 – Ingombro della paletta

Similmente con quanto fatto per gli altri casi studio affrontati in tesi, si procede a simulare i parametri di processo necessari per via analitica e successivamente per via numerica. Si ricorda che l'obiettivo di entrambe le analisi è di verificare se la particolare paletta è stampabile adottando la più grande pressa a vite prodotta da FICEP, il modello DD1600. Di seguito si riportano le caratteristiche della particolare macchina.

MODELLO:	DD1600
Diametro vite [mm]:	800
Forza nominale [kN]:	64000
Max. Forza Continua [kN]:	102400
Massima Forza Statica [kN]:	128000
Energia netta [kJ]:	1600

Tabella 4.37 – Caratteristiche pressa a vite DD1600

4.6.1 Simulazione analitica

Come osservato nei casi studio precedenti, una simulazione analitica permette una stima preliminare della sola forza di forgiatura necessaria. Non è possibile ricavare informazioni sull'energia di processo. L'unico giudizio di corretta formabilità del componente può essere ottenuto confrontando la forza analitica con le caratteristiche della pressa. Si ricorda il significato di alcune voci presenti nella tabella 4.37.

- Forza nominale: con forza nominale l'azienda intende il carico sopportabile dalla pressa al limite di fatica, considerando un coefficiente di sicurezza pari a 1,6.
- Massima forza continua: tale valore esprime il reale carico sopportabile dalla pressa al limite di fatica.
- Massima forza statica: dal nome è facilmente intuibile il significato di tale parametro. Si tratta del carico massimo sopportabile dalla pressa a vite in condizioni statiche. Operare con carichi intermedi tra la massima forza continua e la massima forza statica indica accettare una vita a termine per la filettatura e dunque per la pressa.

Dalla descrizione delle voci in tabella 4.37 si comprende come l'analisi di formabilità possa avere esito positivo solo nel caso la forza calcolata, analiticamente e numericamente, sia inferiore alla massima forza continua, se non si accetta una rottura prematura della filettatura, e inferiore alla massima forza statica, se si accetta una vita a termine di quest'ultima.

Si procede applicando il modello analitico presentato nel paragrafo 2.2 di equazione 2.53. Per una corretta stima della forza di stampaggio è necessario valutare i coefficienti della formulazione.

Il primo parametro necessario per la determinazione della forza è l'area del forgiato. Normalmente tale area si ottiene dalla proiezione sul piano di separazione degli stampi del forgiato. Comprende dunque l'area del prodotto finito, di bava e di eventuali fondelli. La geometria della paletta rende però difficile una stima precisa di tale valore. Prevedere l'estensione dell'area di bava è un'operazione molto complessa data la geometria della cavità. Poiché si tratta di una valutazione preliminare, in prima approssimazione si calcola l'area ricercata come la seguente formulazione:

$$Area_{\text{forgiato}} = larghezza \cdot lunghezza = 400 \cdot 120 = 48000 \text{ mm}^2 \quad \text{Eq. 4.8}$$

considerando l'ingombro totale come area del forgiato.

Il secondo parametro da considerare nella formulazione 2.53 è la tensione di flusso del materiale per le particolari condizioni di deformazione. Da specifiche costruttive il materiale deve essere un acciaio alto resistenziale, in grado di sopportare gli stress meccanici e termici cui è sottoposta la paletta in condizione di esercizio. Si è scelto un acciaio inossidabile martensitico, denominato AISI 430 o X20Cr13 nella denominazione italiana. La scelta è stata motivata dalla possibilità di reperire la caratterizzazione del materiale da una tesi di laurea eseguita presso l'Università di Padova. Nel testo sono presenti le costanti del particolare acciaio, usato dal tesista per simulare numericamente la forgiatura di una paletta reale. Si tratta di una caratterizzazione molto dettagliata proveniente da molteplici prove eseguite nei laboratori dell'Università di Padova.

AISI 430	
Costante	Stima
A:	1,69E+08
m ₁ :	-0,0010
m ₂ :	0,4392
m ₃ :	-0,1156
m ₄ :	-0,0115
m ₅ :	-0,0003
m ₆ :	0,0000
m ₇ :	-0,6243
m ₈ :	0,0002
m ₉ :	-1,7833

Tabella 4.38 – Caratterizzazione del materiale tramite il modello di Hansel-Spittle completo.

Come è possibile osservare in tabella 4.38, la caratterizzazione del materiale presente nel documento è espressa tramite il modello di Hansel-Spittle completo. Si tratta del modello che meglio riesce a descrivere il comportamento del flusso del materiale quando viene deformato a caldo. Di seguito se ne riporta la formulazione completa.

$$\sigma_f = A e^{m_1 T} \varepsilon^{m_2} \dot{\varepsilon}^{m_3} e^{\frac{m_4}{\varepsilon}} (1 + \varepsilon)^{m_5 T} e^{m_7 \varepsilon} \dot{\varepsilon}^{m_8 T} T^{m_9} \quad \text{Eq. 4.9}$$

Dove:

- T = temperatura del materiale;
- ε = deformazione reale del materiale;
- $\dot{\varepsilon}$ = velocità di deformazione.

Si ricorda come le costanti del materiale presenti in tabella 4.38 siano state ottenute eseguendo una regressione non lineare su più curve sperimentali, tensione-deformazione, ottenute da molteplici prove a caldo sul materiale.

Diversamente da quanto fatto nei casi precedenti, dove la tensione di flusso del materiale veniva calcolata tramite la formulazione 2.56, nel caso della paletta è obbligatorio utilizzare il modello completo di Hansel-Spittle. Le costanti del materiale sono state ottenute applicando il modello completo e pertanto sono valide solo se utilizzate in quest'ultimo. Per il calcolo della tensione di flusso nelle condizioni di deformazione è necessario conoscere, oltre alla temperatura del materiale e la velocità di deformazione, anche la deformazione reale. Tale parametro è difficilmente calcolabile in maniera precisa nel caso di forgiatura in stampo. In prima approssimazione, conoscendo l'altezza iniziale della billetta di partenza e l'altezza massima della paletta, corrispondente allo spessore del profilo NACA, è possibile ottenere un valore plausibile di deformazione reale per il particolare caso.

L'ultimo parametro da considerare per l'applicazione del modello analitico è il valore del coefficiente K_p . La formatura di una paletta è in genere un'operazione molto critica e richiede grandi forze di forgiatura. La motivazione risiede nel fatto che l'asimmetria del profilo e dunque della cavità tende a generare, in fase di stampaggio, una bava asimmetrica. La parte del profilo più rastremata risulta difficile da riempire e ciò comporta il dover accettare un quantitativo di bava maggiore nella parte più tozza del profilo aerodinamico. L'asimmetria della cavità e della bava, le difficoltà di riempimento dello stampo e le condizioni d'attrito che si verificano durante lo stampaggio inducono a scegliere il valore massimo per il coefficiente K_p , pari a 8.

Definiti i parametri necessari per l'applicazione del modello analitico, si riportano in forma tabulata i dati d'input utilizzati nel modello e il risultato ottenuto.

DATI DI INPUT	
Area _{forgiato} [mm ²]:	48000
T _{materiale} [°C]:	850
V _{massima} _{slitta} [mm/s]:	680
Altezza _{iniziale} billetta [mm]:	47
σ _{flusso} del materiale [MPa]:	250,31
K _p :	8

Tabella 4.39 – Dati di input per modello analitico

Si ricorda che la finalità dell'analisi è fornire una valutazione sulla formabilità della paletta tramite la pressa a vite DD1600. Tale verifica è eseguita nelle condizioni più critiche per lo stampaggio, corrispondenti alla più bassa temperatura a cui il materiale viene normalmente forgiato e alla maggiore velocità di deformazione. La velocità della slitta, impostata a 680 mm/s, corrisponde alla reale velocità massima per la particolare pressa.

Con le impostazioni descritte in tabella 4.39, il modello analitico ha stimato la seguente forza di forgiatura.

RISULTATO ANALITICO	
Forza di forgiatura analitica [kN]:	96119
Forza nominale _{DD1600} [kN]:	64000
Max. Forza Continua _{DD1600} [kN]:	102400

Tabella 4.40 – Risultato analitico a confronto con le caratteristiche della pressa DD1600

La stima analitica della forza di forgiatura necessaria indica come la particolare paletta possa essere stampata utilizzando la pressa DD1600. Poiché l'analisi è stata compiuta nelle condizioni di processo più critiche, la scelta della pressa DD1600 è verificata dal modello analitico.

4.6.2 Simulazione numerica

Come anticipato nell'introduzione al caso studio, è possibile stimare i parametri di processo, simulando numericamente la sezione più critica. Immaginando la paletta composta da molteplici sezioni spesse un millimetro, è possibile calcolare la forza e

l'energia di processo necessarie per la completa formatura della sezione più critica. Successivamente stimare, in vantaggio di sicurezza, i parametri di processo semplicemente moltiplicando i risultati numerici della sezione più critica per l'estensione totale della paletta. Si procede nel descrivere l'impostazione della simulazione numerica e i risultati ottenuti.

4.6.2.1 Impostazione dei parametri di simulazione

Per determinare i parametri di processo necessari al corretto stampaggio della paletta si è simulata esclusivamente la sezione critica. Tale scelta, seppur utile solo per una stima in vantaggio di sicurezza dei parametri di processo, evita la computazione di un'onerosa simulazione tridimensionale. Si è configurata una simulazione 2D della sezione critica, impostando la condizione di deformazione piana. Tramite tale accorgimento l'assieme stampi-billetta non viene considerato dal software come uno spicchio di un solido assial-simmetrico. Di default la sezione così configurata è spessa 1 mm. Ricordando che l'energia di processo è un parametro di input, va correttamente impostata per evitare grossolani errori. L'energia inserita nei settaggi della pressa deve essere quella competente al singolo millimetro di spessore, di conseguenza volendo verificare se il modello DD1600 può correttamente forgiare la sezione critica, va impostata a 4 kJ. Tale valore è stato ottenuto considerando la massima energia esprimibile dalla pressa, 1600 kJ, e la lunghezza complessiva della pala. In prima approssimazione, essendo la paletta lunga 400 mm, l'energia competente una sezione spessa 1 mm è pari appunto a 4 kJ.

Ricavata l'energia di processo competente la singola sezione della palettatura si è proceduto nell'impostazione della simulazione seguendo lo stesso schema proposto nei precedenti casi studio.

Sono state generate, tramite software CAD, le geometrie degli stampi inferiori e superiori. Essendo a conoscenza del particolare profilo NACA presente nella sezione critica, gli stampi sono stati realizzati riproducendo in negativo il profilo esterno. Non sono state fatte variazioni per compensare una possibile distorsione del profilo dovuta al raffreddamento del componente. In corrispondenza del bordo d'attacco e del bordo d'uscita, la geometria è stata modificata realizzando il canale di bava. Sulla base dell'esperienza si è scelto uno spessore di quest'ultimo di 1,6 mm e un'estensione pari a 9,5 mm. Il profilo della cavità, in prossimità del bordo d'attacco, è stato raccordato

al canale di bava con un raggio di 1 mm. Tale scelta, sebbene possa comportare un veloce deterioramento dello stampo, è stata fatta per ostacolare il più possibile il flusso del materiale all'interno del canale ed evitare sprechi.

Si riporta in figura la geometria degli stampi e del profilo.

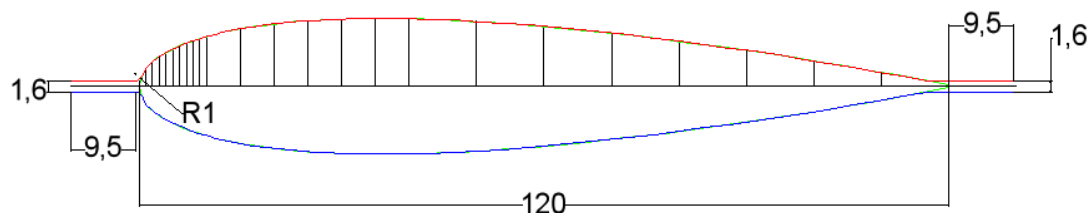


Figura 4.43 – Disegno tecnico degli stampi e del profilo in corrispondenza della sezione critica della paletta. In rosso è rappresentato lo stampo superiore e in blu quello inferiore. In verde è possibile notare il profilo NACA. In nero è riportata la costruzione geometrica del profilo eseguita tramite l'equazione 4.7.

Per quanto riguarda il preformato di partenza è stato fatto un apposito studio sia sul volume necessario al corretto riempimento della cavità, sia sulla geometria del preformato e sul suo posizionamento all'interno della cavità. La trattazione dell'analisi sul preformato di partenza viene rimandata ad uno specifico paragrafo.

Definita la geometria dell'insieme stampi-billetta è stata generata una mesh triangolare di lato 3 mm per la billetta e di 0,7 mm per gli stampi. Si è generato un file del materiale contenente la caratterizzazione sperimentale di tabella 4.38 per la billetta mentre gli stampi sono stati considerati infinitamente rigidi e quindi immateriali. Volendo indagare l'utilizzo del modello DD1600 per la formatura della paletta, si sono impostati i rimanenti parametri in modo da simulare la condizione più critica di stampaggio. La temperatura del materiale, similmente con quanto fatto analiticamente, è stata impostata a 850°C. Tale valore, si ricorda, rappresenta la minima temperatura con cui viene normalmente stampata la lega. Si è scelta una temperatura degli stampi pari a 250°C e uno stato di lubrificazione tipico per l'applicazione. Essendo in presenza di grandi forze di forgiatura si è optato per un file contenente il solo modello di Tresca per descrivere l'attrito all'interfaccia stampi-materiale, impostando un fattore d'attrito pari a 0,45.

Infine è stato selezionato un coefficiente di scambio termico all'interfaccia stampo-materiale pari a 10000 W/m²K ed è stata configurata la pressa a vite con le

caratteristiche tipiche del modello. Il valore di rigidità utilizzato è stato di $1,73 \times 10^{10}$ N/m, mentre la velocità di impatto punzone-pezzo è stata configurata pari a 680 mm/s, corrispondente alla massima energia di carica per la pressa. Similmente con quanto fatto per le precedenti simulazioni, la corsa è stata impostata in modo da scaricare completamente l'energia incamerata nella pressa.

4.6.2.2 Analisi geometria e posizione preformato di partenza

La scelta della geometria del preformato è avvenuta considerando l'energia per l'intero processo produttivo. Sebbene la letteratura del settore consigli, per la produzione di palette, l'adozione di un preformato a sezione rettangolare con angoli arrotondati, si è scelta una differente geometria: una billetta a sezione circolare. L'azienda è infatti interessata a ridurre gli step di preformatura e dunque l'energia totale richiesta per la produzione del componente. La scelta della geometria della sezione è dunque giustificata dalla possibilità di reperire facilmente barre cilindriche in commercio. Nella formatura di un profilo aereodinamico, la non simmetria della cavità e la particolare geometria, rendono difficile il corretto riempimento dello stampo nella zona del bordo d'uscita. A seguito di molteplici simulazioni numeriche si è notato come sia inevitabile la presenza di una maggior quantità di bava in prossimità del bordo d'attacco. La scelta della posizione e dell'area della sezione del preformato è stata eseguita a seguito di un processo iterativo. Partendo da una quantità di materiale di primo tentativo si è proceduto a verificare il posizionamento che garantiva di intrappolare più materiale all'interno della cavità. Successivamente, se la quantità di materiale non era corretta, veniva incrementata e il processo di analisi sulla migliore posizione veniva ripetuto. La configurazione ottimale, che garantisce il minor uso di materiale e una corretta formatura dello stampo, è stata trovata in una billetta di raggio 23,5 mm e il cui centro dista 35 mm dal bordo d'attacco.

Di seguito si riporta la configurazione iniziale ottenuta.

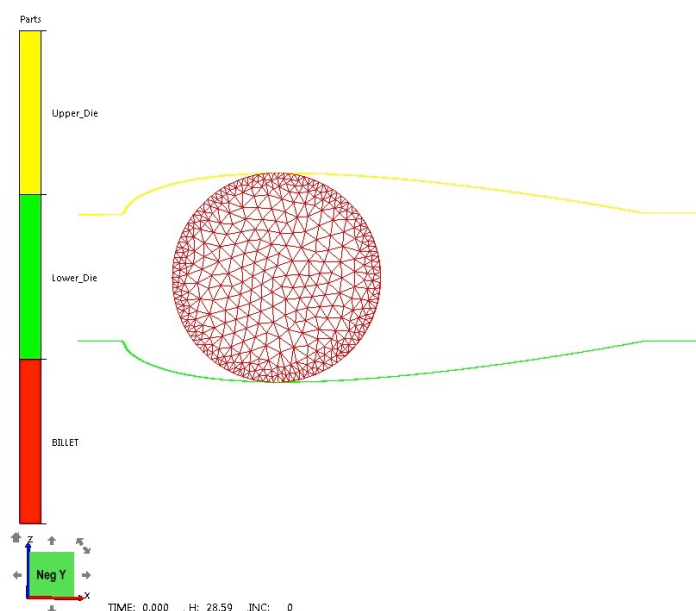


Figura 4.44 – Configurazione iniziale simulazione numerica.

4.6.2.3 Risultati

I risultati numerici di seguito riportati costituiscono il caso di riferimento, le cui impostazioni sono state descritte nel paragrafo 4.6.2.1. Si ricorda come i parametri della simulazione siano stati scelti in modo da ricreare la condizione di stampaggio più critica.

Altezza finale bava [mm]		Carico di forgiatura numerico [t/mm]
teorica	numerica	
1,6	1,55	23,55
Carico di forgiatura numerico totale [kN]:		92426
Forza nominale DD1600[kN]:		64000
Max. Forza Continua DD1600[kN]:		102400

Tabella 4.41 – Risultati numerici simulazione di riferimento

Dall'analisi numerica si ricava un carico di forgiatura totale superiore alla forza nominale ma inferiore alla massima forza continua esprimibile dalla pressa DD1600. Nonostante il metodo di calcolo approssimativo, è possibile concludere che la pressa in analisi riesce a formare correttamente la paletta. Osservando l'altezza finale del canale di bava si nota come esso è inferiore alle richieste progettuali. E' lecito pensare

che, sebbene le condizioni di deformazione siano le più critiche possibili, la pressa riesca a generare più energia di processo di quanto necessario.

Similmente a quanto fatto per i precedenti casi studio, i risultati numerici forniti, devono essere accompagnati da un'analisi sulla qualità del prodotto forgiato ottenuto. Evitando una trattazione dettagliata si riportano delle immagini, tratte dalla simulazione numerica, riguardanti la deformazione finale, la temperatura massima del materiale e la presenza di difetti quali pieghe nel materiale.

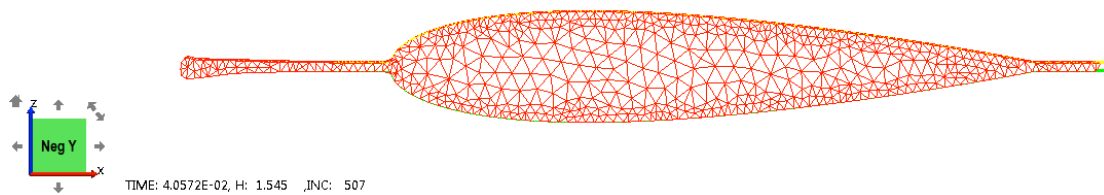


Figura 4.45 – Geometria numerica finale



Figura 4.46 – Analisi della presenza di pieghe nel materiale. Per esigenze tipografiche si è omessa la legenda. Il colore uniforme blu indica l'integrità del forgiato

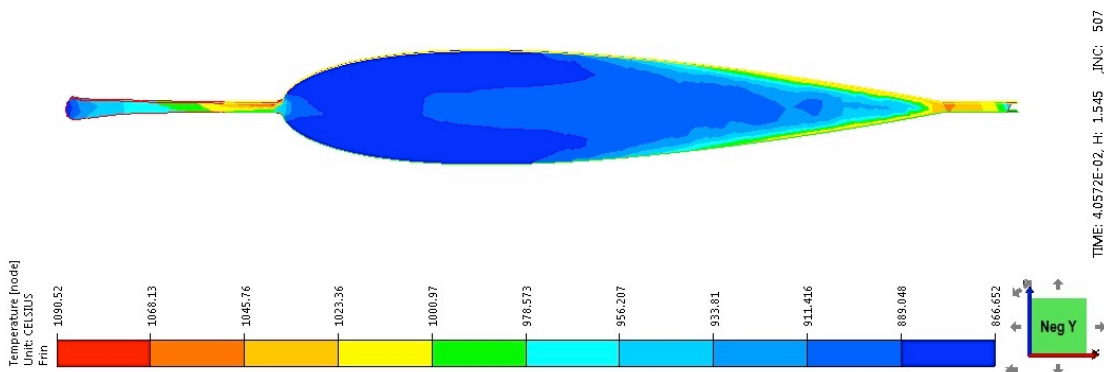


Figura 4.47 – Temperatura massima raggiunta dal materiale durante il processo.

Dalle figure si nota la non simmetria della bava anticipata in precedenza. La paletta non presenta difetti e la temperatura massima raggiunta dal materiale è di 1090°C, un valore compatibile con la particolare lega. Si conclude l'analisi osservando che la pressa DD1600, al 100% della propria energia, riesca a formare correttamente la paletta in analisi.

4.6.2.4 Analisi di sensibilità alla temperatura del materiale

Oltre ad una simulazione numerica nelle condizioni più critiche per lo stampaggio, si è voluto analizzare l'influenza di alcuni parametri di processo sui risultati numerici. Nel seguente studio si considera l'influenza della temperatura iniziale del materiale. Poiché la finalità dello studio è la validazione dell'utilizzo della pressa DD1600, tale analisi permette di investigare il comportamento del materiale a varie temperature e i suoi effetti sulla fattibilità del processo con la particolare pressa. Mantenendo invariati i parametri della simulazione di riferimento, sono state scelte due diverse temperature per il materiale.

Temp. materiale [°C]	Altezza finale bava [mm]		Carico di forgiatura		Max. Forza Continua DD 1600 [kN]	Differenza % numerico- MFCDD1600
	teorica	numerica	numerico [t/mm]	totale [kN]		
850	1,6	1,545	23,55	92426	102400	-9,7
950	1,6	1,667	19,52	76585	102400	-25,2
1050	1,6	1,271	48,28	189443	102400	85,0

4.42 – Risultati numerici analisi di sensibilità alla temperatura del materiale. La temperatura di 850°C rappresenta la condizione di riferimento.

I dati presenti in tabella 4.42 potrebbero sembrare ad una prima analisi contraddittori. Tralasciando momentaneamente il risultato della simulazione condotta a 950°C, si osserva come la forza di stampaggio ottenuta dalla simulazione a 1050°C non sia sopportabile dalla pressa. Tale risultato è però giustificato dalla particolare diminuzione dell'altezza del canale di bava. Un canale di bava di altezza inferiore a quanto progettato implica una non corretta calibrazione dell'energia di processo fornita dalla pressa. Il materiale, deformato a una temperatura maggiore, offre meno resistenza alla deformazione, richiedendo minor energia per essere formato. Ciò giustifica la minor altezza del canale di bava finale. Si conclude che, caricando con un'energia di processo inferiore la pressa DD1600, sarebbe possibile ottenere la deformata voluta in presenza di una forza di forgiatura inferiore al caso di riferimento. La simulazione eseguita a 950°C risulta invece anomala in quanto l'altezza del canale di bava risulta maggiore rispetto ai valori aspettati. Per evidenziare un possibile errore di computazione o impostazione, la simulazione è stata ripetuta più volte senza riscontrare differenze sostanziali.

4.6.2.5 Analisi di sensibilità alla rigidità della pressa

Poiché nello stampaggio della palettatura si generano considerevoli carichi, si è ritenuto interessante valutare come una stima errata della rigidità influisca sui risultati numerici. Per l'analisi di sensibilità è stata computata una simulazione numerica in cui, tra i parametri caratteristici della pressa è stata inserita la rigidità del modello DD1100.

Rigidità [N/m]	Altezza finale bava [mm]		Carico di forgiatura		Max. Forza Continua DD 1600 [kN]:	Differenza % numerico-MFCDD1600
	teorica	numerica	numerico [t/mm]	totale [kN]:		
1,73E+10	1,6	1,545	23,55	92426	102400	-9,7
1,53E+10	1,6	1,698	21,77	85414	102400	-16,6

Tabella 4.43 – Risultati analisi di sensibilità alla rigidità.

Si è scelta la rigidità del modello DD1100 perché costituisce la pressa a vite, di “taglia” inferiore, rispetto al DD1600, prodotta da FICEP. Dai risultati riportati in tabella 4.43 si osserva come la rigidità sia per la forgiatura della paletta un parametro importante. A parità di energia di processo infatti non è possibile formare completamente il prodotto se si utilizza una pressa di rigidità inferiore.

4.6.3 Confronto risultati analitici e numerici

Il confronto tra i risultati analitici e numerici può avvenire solo tra le forze di forgiatura previste. Si riassumo i risultati ottenuti in un diagramma comparativo.

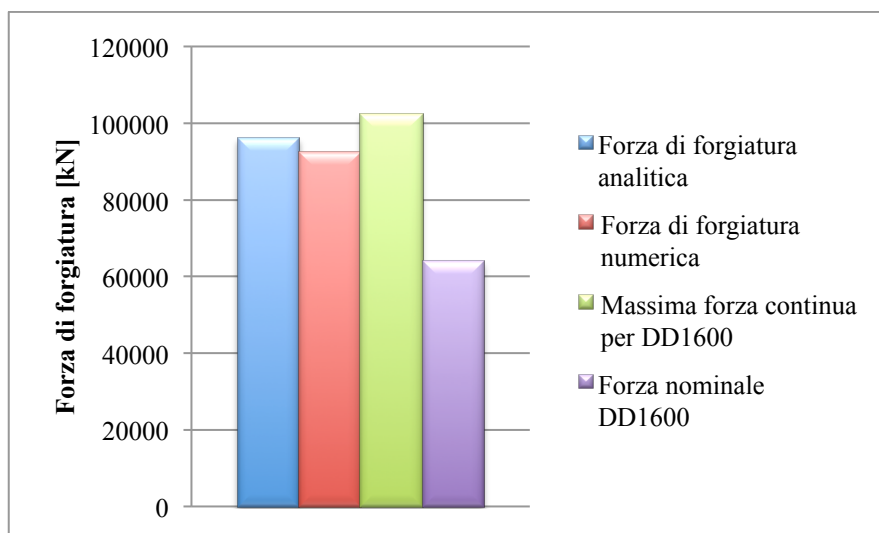


Figura 4.48 – Risultati numerici e analitici confrontati con i limiti strutturali della pressa DD1600 (Temperatura di analisi 850°C).

Dal diagramma in figura 4.48 si comprende come sia possibile utilizzare la pressa DD1600 per formare la palettatura di figura 4.43. Le forze di forgiatura, analitiche e numeriche, calcolate nelle condizioni più critiche per lo stampaggio ricadono nell'intervallo tra la forza nominale e la forza massima continua esprimibile dalla particolare pressa. Per rendere più chiara la valutazione dei margini tra le forze previste e il limite superiore, caratterizzato dalla forza continua, si riportano in un diagramma le differenze percentuali.

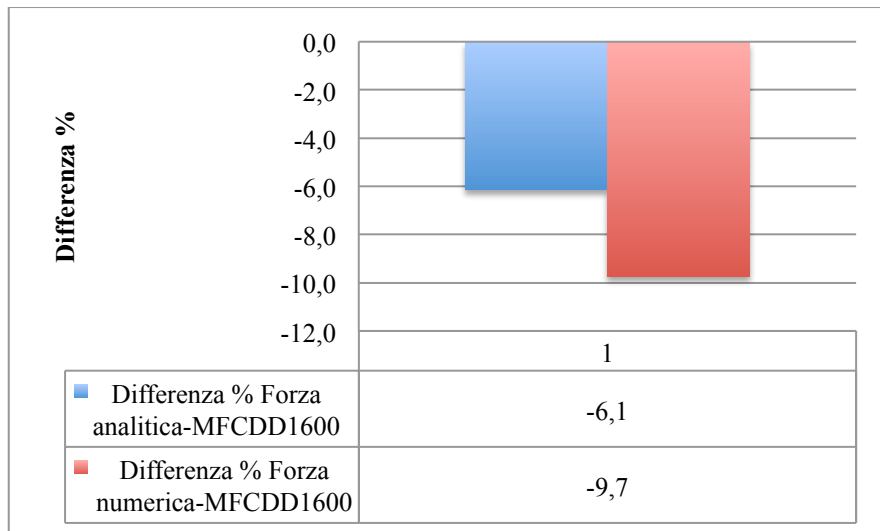


Figura 4.49 – Differenze percentuali tra le forze calcolate e la massima forza continua (MFCDD1600).

Dai risultati ottenuti si ritiene il modello DD1600 idoneo a formare la paletta nonostante le semplificazioni e approssimazioni condotte in sede di analisi.

Conclusioni

Lo studio ha analizzato le capacità previsionali di modelli analitici e numerici nello stimare i parametri di processo in operazioni di forgiatura. I processi studiati prevedevano l'utilizzo di una pressa a vite, una macchina il cui controllo avviene sull'energia incamerata nel volano. Lo scopo del lavoro era di fornire all'azienda FICEP un'analisi sulle possibilità di prevedere le forze e le energie di forgiatura sia tramite semplici modelli analitici, sia tramite simulazioni numeriche. I risultati ottenuti mostrano come, per il processo di ricalcatura, il modello analitico Altan risulti più accurato del modello Kalpakjian nella stima della forza di processo. La simulazione numerica ha prodotto risultati di accuratezza simile al modello analitico Altan, non giustificando, per la stima della forza di ricalcatura, costi e complessità. L'energia di ricalcatura è invece prevedibile in modo diretto esclusivamente dai modelli analitici. I risultati a riguardo ottenuti sono stati buoni e, se si accettano errori percentuali inferiori o uguali al 30%, è possibile evitare la computazione numerica del processo di formatura.

Si conclude che è possibile prevedere i parametri di processo anche solo per via analitica, utilizzando il modello Altan e altre formulazioni presenti nel testo.

Le analisi compiute su processi di forgiatura in stampo hanno evidenziato invece come l'energia di processo non sia calcolabile per via analitica. Le formulazioni trovate in letteratura si sono dimostrate poco accurate, stimando valori di energia molto diversi dai dati sperimentali. La progettazione di processi di forgiatura in stampo, realizzati con pressa a vite, è possibile solo tramite l'adozione di software agli elementi finiti come FORGE o simili. Il grande vantaggio nell'impiegare un'analisi numerica nella progettazione è stato evidenziato nel testo, infatti oltre a fornire con grande precisione l'energia di processo, permette un'analisi sulla qualità del prodotto finito.

Tuttavia il modello analitico selezionato, se ben implementato, ha dimostrato di possedere ottime capacità previsionali per quanto riguarda la forza di forgiatura, comparabili con il modello numerico ad elementi finiti.

E' consigliabile quindi l'utilizzo del modello analitico solo per la stima della forza.

5 Bibliografia

- Altan, Taylan, Soo-ik Oh, e Harold L. Gegel. *Metal Forming: Fundamentals and Applications*. Metal Park, OH: American society for Metals, 1992.
- ASM International. *ASM Handbook - Metals Process Simulation*. Vol. 22B. Materials Park: D.U. Furrer and S.L. Semiatin.
- ASM International. *ASM Handbook, Materials Characterization*. Vol. 10. Metal Park: Ruth E. Whan, 1998.
- ASM International. *Metals Handbook Ninth Edition - Forming and Forging*. Vol. 14. Metals Park: S.L. Semiatin, 1998.
- Atzori, Bruno. *Appunti di Costruzione di Macchine*. Libreria Cortina.
- Avitzur, Betzalel. *Handbook of Metal-forming Processes*. John Wiley & Sons.
- Blau, Peter J. *Friction science and technology*. Dekker.
- Forging industry association, American society for metals. *Forging Handbook*. Thomas G. Byrer, S.L. Semiatin, Donald C. Vollmer, 1985.
- Kalpakjian, Serope. *Mechanical Processing of Materials*. Princeton: D. Van Nostrand Company, INC.
- Kalpakjian, Serope, e Steven R. Schmid. *Tecnologia meccanica*. A cura di Stefania Bruschi, Enrico Savio, Simone Carmignato, Andrea Ghiotti e Giovanni Lucchetta. Pearson Prentice Hall, 2008.
- Lansdown, A. R. *High temperature lubrication*. Mechanical Engineering Publications Limited, 1994.
- Lippmann, H. *Metal Forming Plasticity*. Springer-Verlag .
- Rowe, G.W., C.E.N. Sturgess, P. Hartley, e I. Pillinger. *Finite-element plasticity and metalforming analysis*. Cambridge: Cambridge University Press.
- Spur, Gunter, e Theodor Stoferle. *Enciclopedia delle Lavorazioni Meccaniche - Lavorazione per deformazione*. Vol. 5. Tecniche nuove.
- Wagoner, R.H., e J.L. Chenot. *Metal Forming Analysis*. Cambridge University Press.

6 Appendice

6.1 Diagramma di ricalcatura billette cilindriche in C45

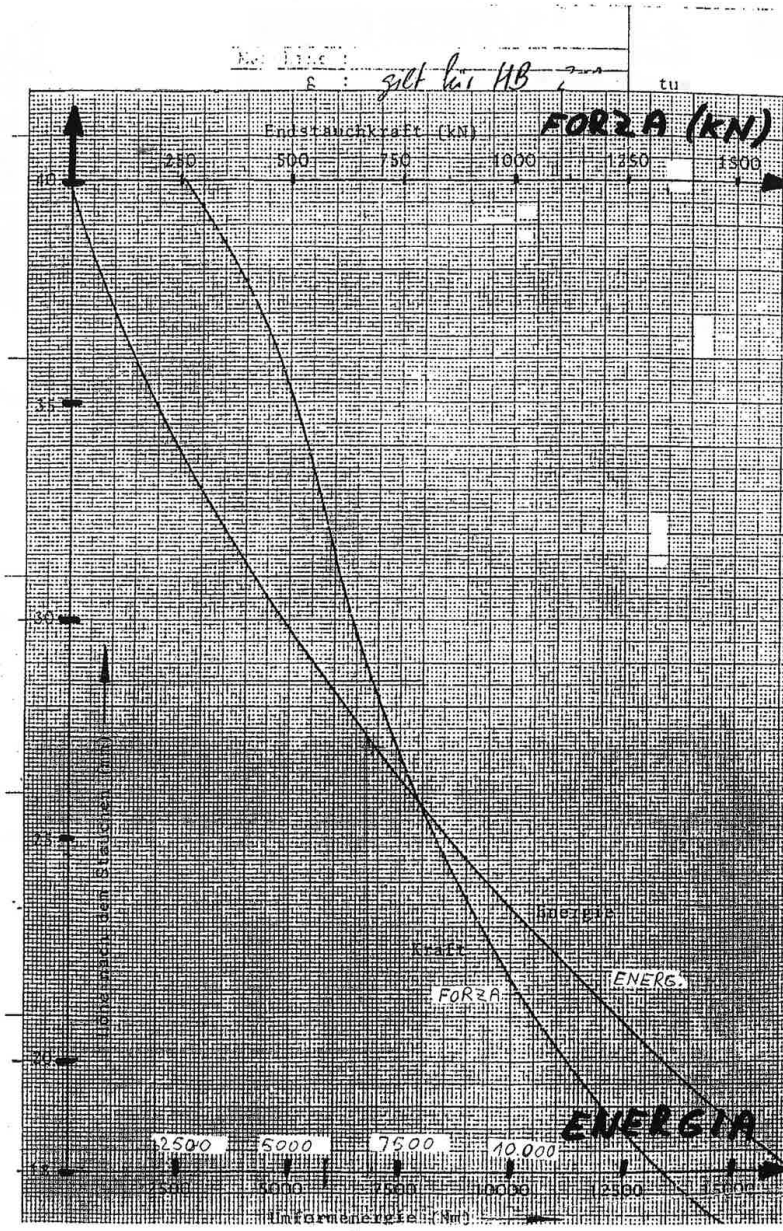


Figura 6.1 - Diagramma prove di ricalcatura in C45 ("Bibbia Tedesca"). Fonte FICEP.

6.2 Disegno tecnico paletta

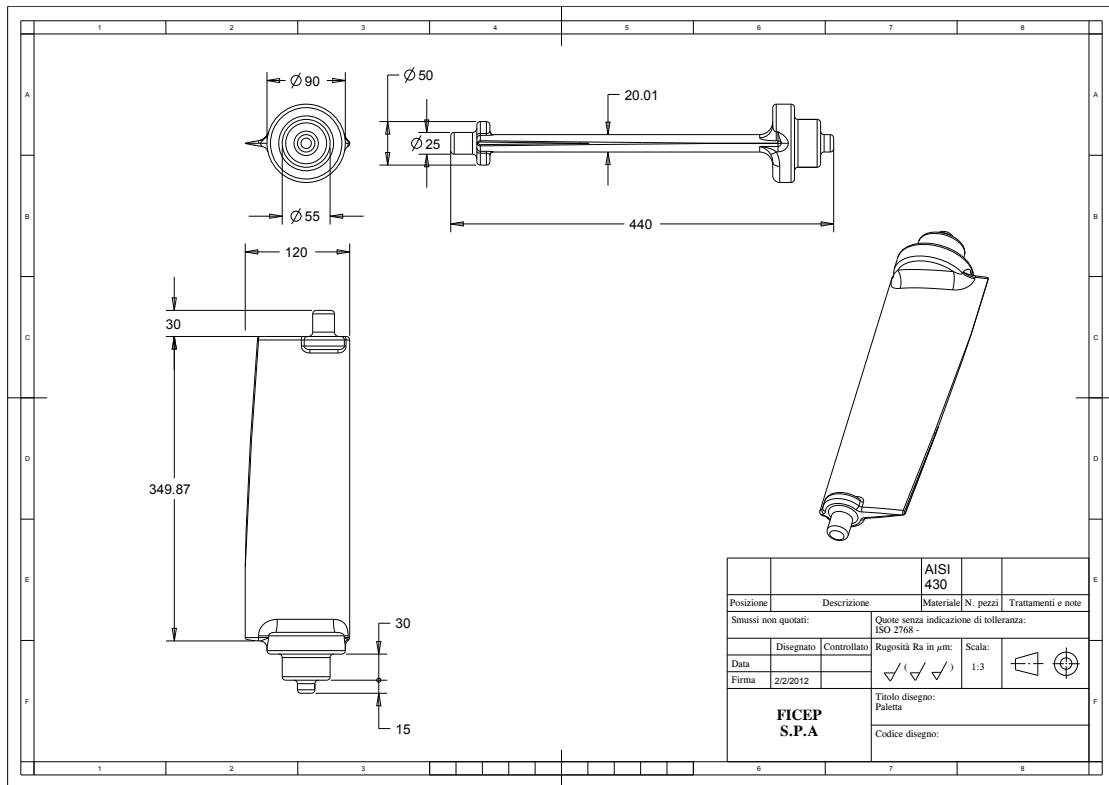


Figura 6.2 – Disegno tecnico paletta FICEP.