

STUDIO DEL DANNEGGIAMENTO E DELLA FRATTURA DELLE MATRICI DI ESTRUSIONE A FREDDO

C. Cosenza ^(*1*), L. Fratini ^(*2*), F. Micari ^(*3*), A. Pasta ^(*1*)

^(*1*) *Dipartimento di Meccanica e Aeronautica, Università di Palermo, Viale delle Scienze*

^(*2*) *Dipartimento di Tecnologia e Produzione Meccanica, Università di Palermo, Viale delle Scienze*

^(*3*) *Dipartimento di Meccanica, Università della Calabria, Arcavacata di Rende*

ABSTRACT

In the present paper cold extrusion die fracture has been taken into account developing a former FEM analysis of the process in order to obtain the contact pressure distribution at the workpiece-die interface and a subsequent stress and strain analysis utilizing the BEM code Franc3D, with the aim to evaluate the crack propagation at each load application, i.e. at each extrusion process. In this way the die lives of a few extrusion dies characterized by different reduction zone geometries have been compared utilizing the Paris law and the values assumed by the stress concentration coefficient for different crack dimensions. Furthermore the effectiveness of the utilization of an external ring with the aim to modify the die stress state during the process, has been investigated.

SOMMARIO

Nel presente lavoro il problema della resistenza a frattura della matrice è stato affrontato eseguendo una preventiva analisi del processo di lavorazione al fine di ottenere la distribuzione della pressione di contatto sulla matrice, successivamente si è condotta un'analisi dello stato tensionale e deformativo mediante un codice BEM Franc3D, si è potuto così confrontare la durata di matrici con diversa geometria utilizzando la legge di Paris ed i valori assunti dal fattore di intensificazione delle tensioni per diverse dimensioni del difetto. È stata inoltre studiata l'efficacia dell'applicazione di un anello di pretensionamento nei confronti del comportamento a fatica dello stampo

INTRODUZIONE

Nelle lavorazioni per deformazione a freddo, gli utensili giocano un ruolo fondamentale sia da un punto di vista economico che della qualità del prodotto finito. Del resto la vita dell'utensile rappresenta uno dei fattori più importanti nella progettazione e ottimizzazione dei processi di lavorazione. L'estrusione a freddo è uno dei più elementari processi di formatura ed è largamente utilizzato nella produzione di piccoli pezzi che richiedono accurata precisione e buona qualità superficiale. Il processo è un tipico esempio di lavorazione per deformazione plastica, che consiste nel forzare il

materiale attraverso un'apertura sagomata, al fine di ottenere barre o profilati vari. Nella configurazione più semplice consente una riduzione di diametro: il movimento del punzone costringe il materiale ad estrudere dalla matrice, esercitando un'energica azione di compressione. Attualmente, il costo degli stampi in un processo di estrusione a freddo è di circa il 5-15% dell'intero costo per la produzione del prodotto. Per questo motivo, è quanto mai necessario ridurre, il più possibile, premature rotture degli stampi e in particolare delle attrezzature più costose. Il danneggiamento da fatica comincia fin dalla prima formatura, sebbene ciò sia difficilmente individuabile, determinando la formazione di microscopiche cricche superficiali che si propagheranno a causa del carico ciclico applicato alla matrice. Le informazioni necessarie per condurre analisi di questo tipo possono sintetizzarsi come:

- Identificazione delle regioni dove si hanno sovrasollecitazioni.
- Conoscenza delle condizioni operative.
- Conoscenza delle caratteristiche del materiale dal punto di vista della propagazione del difetto.
- Caratteristiche microstrutturali, dimensione dei grani, presenza di microcavità.

La geometria della matrice nella estrusione a freddo influenza il flusso di materiale in lavorazione e, di conseguenza, la distribuzione della pressione di contatto all'interfaccia matrice-pezzo in lavorazione. E' evidente inoltre che la distribuzione della pressione di contatto influenza in modo determinante i meccanismi di danneggiamento. In letteratura il problema è stato affrontato in alcuni lavori con diversa metodologia. Lo studio della rottura per fatica delle matrici di estrusione fu iniziato Reiss, che appurò che la crescita di una cricca durante un processo di estrusione decresce col crescere della dimensione della cricca stessa. Il problema è stato affrontato utilizzando diverse tecniche e diversi modelli di danneggiamento della matrice. In una serie di lavori il problema è stato affrontato dal punto di vista probabilistico mostrando come la vita della matrice sia influenzata dalla variabilità e dalla dispersione, in termini stocastici, del carico applicato sulla matrice e/o dalla resistenza della stessa [1]-[3]. Altri lavori riguardano la valutazione dell'energia richiesta per la nascita delle microcricche utilizzando l'ampiezza della deformazione locale quale parametro di danneggiamento della matrice e le curve di fatica del materiale [4]-[7]. Recenti studi, hanno consentito di determinare la resistenza a fatica utilizzando il metodo agli elementi finiti ed i concetti della meccanica della frattura lineare elastica valutando il numero di cicli con cui la propagazione del difetto porta alla rottura della matrice [8],[9]. E' stato anche affrontato, con metodi diversi, il problema riguardante l'applicazione di anelli di pretensionamento per il miglioramento della resistenza a fatica [10],[11].

LA SIMULAZIONE DEL PROCESSO

L'ipotesi di una pressione di contatto pezzo-matrice uniforme è piuttosto semplicistica e può condurre a conclusioni errate se si vuole prevedere la rottura della matrice causata da sollecitazione di fatica. Questa assieme all'usura superficiale è una delle principali cause di messa fuori servizio. La distribuzione della pressione di contatto è influenzata dalla geometria della matrice e dalle caratteristiche meccaniche del materiale in lavorazione. Per la sua determinazione è stato necessario simulare numericamente il processo di estrusione mediante un codice commerciale agli elementi finiti Deform-2D

con cui è possibile analizzare il comportamento elasto-plasto del materiale ed il contatto pezzo-matrice [13].

Materiali:

i materiali generalmente impiegati per la costruzione delle matrici utilizzate nei processi di estrusione a freddo sono gli AISI A2 E e D2; in ogni caso la caratteristica principale è la durezza che deve variare fra i 55 e i 65 HRc. Nel caso analizzato le matrici sono realizzate in acciaio AISI H13 (0,39% C; 1% Si; 0,4% Mn; 5,3% Cr; 1,3% Mo; 0,9%V); con tensione di rottura pari a 1500 Mpa e durezza superficiale 56 HRc. Il materiale in lavorazione è un acciaio AISI 1010 allo stato ricotto, con la seguente legge costitutiva determinata dopo una serie di prove di compressione.

$$\bar{\sigma} = 716\bar{\epsilon}^{0.15} \quad [\text{Mpa}] \quad (1)$$

Si è considerato un valore del coefficiente di attrito al contatto pezzo-matrice costante pari a 0.05 tenuto conto di una lubrificazione ottenuta mediante saponi metallici applicati sulla superficie degli stampi preventivamente fosfatate.

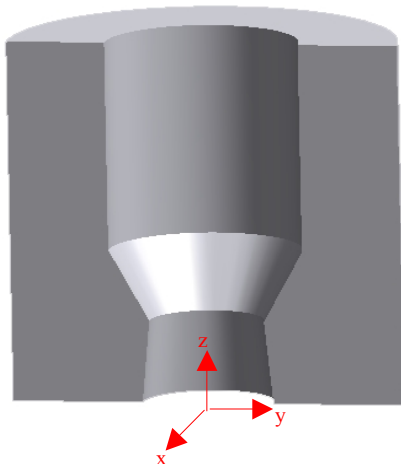


Fig. 1 - Modello virtuale matrice conica

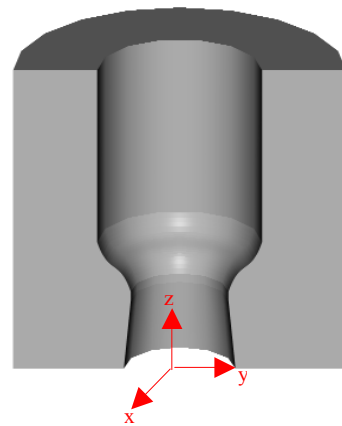


Fig. 2 - Matrice sigmoidale

Geometrie:

nella figura 1 e 2 è riportato il modello virtuale delle due geometrie esaminate. La prima, più semplice da realizzare, presenta un tratto troncoconico con angolo di semiapertura pari a 30°, figura 3, la seconda ha invece un profilo sigmoidale; in entrambi i casi la riduzione percentuale in area è pari al 65 %, . Il valore dell'angolo di semiapertura del cono è stato scelto sulla base di considerazioni di carattere energetico, cercando di minimizzare l'energia di deformazione totale richiesta per eseguire il processo di estrusione. La matrice sagomata differisce da quella conica soltanto per la forma del profilo. Tale profilo, che presenta una dimensione longitudinale pari all'altezza del cono, è stato modellato mediante una curva spline con andamento riportato in fig. 4. Con tale geometria, evidentemente più costosa della precedente, si ottengono i seguenti vantaggi: si evita la brusca variazione di direzione del flusso del materiale e si riduce il

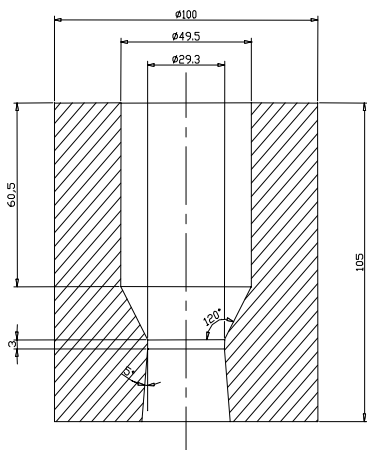


Fig.3 – Geometria troncoconica

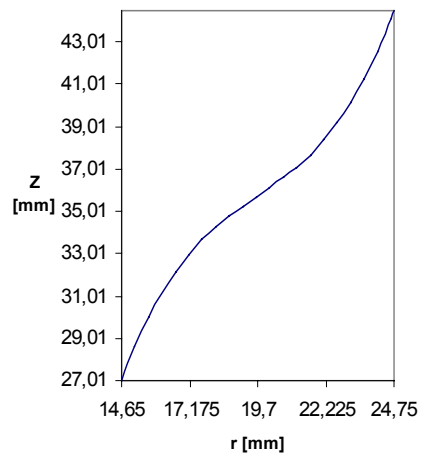


Fig. 4 – Profilo sigmoideale

valore di picco della pressione di contatto che si presenta all'ingresso del materiale nel cono, si ottiene inoltre una pressione di contatto piuttosto uniforme su tutta la matrice con conseguente riduzione della concentrazione di tensione; infine si ottiene una distribuzione più uniforme delle deformazioni plastiche accumulate nel pezzo in lavorazione nella parte finale del processo di estrusione con conseguenti vantaggi relativamente alle proprietà finali del prodotto [13], [14].

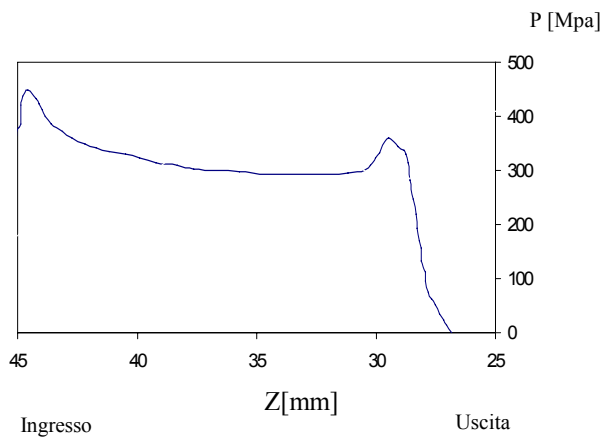


Fig. 5- Pressione nella matrice conica

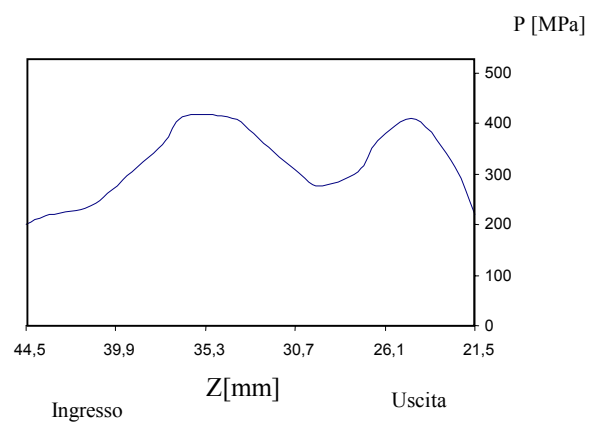


Fig. 6 – Pressione nella matrice sigmoideale

Risultati:

il processo di estrusione diretta è costituito da più fasi in successione, 1) inserzione del pezzo, 2) inizio della estrusione, 3) processo di estrusione stazionario, 4) espulsione del pezzo. La fase più onerosa per quanto riguarda la resistenza della matrice è la terza relativa al processo stazionario in cui si possono considerare campi di tensione e

deformazione costanti nel tempo. Tale fase è stata simulata in condizioni di assialsimmetria con una mesh della matrice costituita da circa 1000 elementi mentre 800 elementi erano utilizzati per il pezzo in lavorazione .

I risultati della elaborazione forniscono gli andamenti della pressione di contatto lungo il profilo delle due matrici. Nel caso della matrice troncoconica, figura 5 la zona maggiormente sollecitata risulta la sezione d'ingresso del tratto conico dove si è riscontrato un valore massimo di pressione pari a $p_{MAX} = 450$ MPa. Nella seconda geometria, figura 6, il profilo determina una distribuzione della pressione più uniforme, i valori di picco, peraltro raggiunti con un gradiente minore, si verificano in corrispondenza del punto di flesso del profilo $p_{MAX} = 417$ MPa e in corrispondenza della sezione di uscita della rastrematura $p_{MAX} = 409$ MPa.

ANALISI A FATICA

Per lo studio del comportamento a fatica delle matrici si è utilizzato il programma Franc3D che si basa sul metodo delle equazioni integrali. Il modello virtuale della matrice, figura 7, è stato costruito mediante un modellatore solido e contiene tutte le informazioni geometriche. Di fondamentale importanza, per la buona riuscita dell'analisi, risulta la definizione delle condizioni al contorno. La discretizzazione del modello prevede: la definizione del numero di suddivisioni su tutti gli spigoli; la scelta e l'esecuzione dell'algoritmo. Naturalmente l'analisi di problemi riguardanti la propagazione di difetti tridimensionali, comporta una serie di problematiche:

- valutazione dei fattori d'intensificazione delle tensioni lungo un fronte di cricca di tipo tridimensionale;
- determinazione della direzione di propagazione dei punti del fronte della cricca.

La propagazione avviene in modo automatico in quanto il codice è in grado di ricostituire la discretizzazione tenendo conto delle modifiche avvenute. In particolare, il codice tenuto conto dei parametri di *remeshing*, suddivide il nuovo fronte di cricca ed esegue una discretizzazione in automatico. I fattori d'intensificazione degli sforzi sono calcolati sulla base della tecnica di correlazione degli spostamenti, secondo la quale, definiti gli spostamenti, vengono calcolate le deformazioni attraverso le equazioni di congruenza, quindi le tensioni sulla base delle equazioni costitutive e da esse sono ricavati i fattori d'intensificazione delle tensioni. La direzione di propagazione è stata valutata, in punti distinti del fronte di cricca, utilizzando le equazioni relative allo stato piano di deformazione ed il criterio di propagazione della massima tensione principale.

La curva di fatica è stata calcolata, sulla base dell'andamento del fattore di intensificazione delle tensioni in funzione della dimensione del difetto e del modello di propagazione di Paris [15], il quale stabilisce una relazione immediata tra la velocità di avanzamento del difetto e la differenza fra i fattori d'intensificazione delle tensioni relativi al carico massimo e minimo:

$$\frac{da}{dN} = C (K_{I_{max}} - K_{I_{min}})^n \quad (2)$$

dove $C=1,69 \cdot 10^{-9}$ ed $n = 2,54$ per da/dN in [mm/ciclo] e $(K_{I_{max}} - K_{I_{min}})$ in MPa $\text{mm}^{-3/2}$. Le costanti della (2) dipendono dal materiale e dal rapporto carico minimo su carico massimo pari a 0,1.

Analisi statica:

è stata eseguita una analisi dello stato tensionale delle matrici sollecitate dalla pressione ricavata dall'analisi del processo di lavorazione. Le tensioni radiali assumono sulla superficie interna della matrice un valore pari alla pressione di contatto per poi decrescere andando verso l'esterno. Le tensioni circonferenziali assumono i valori più elevati in corrispondenza alla superficie interna della matrice con valori diversi lungo il profilo, i valori di picco si trovano in corrispondenza dell'inizio del tratto conico ed in corrispondenza del punto di flesso e nel punto iniziale del profilo sigmoidale. I valori decrescono verso l'interno della matrice. Le tensioni assiali risultano di trazione nel punto iniziale del profilo e di compressione nella restante parte. Si nota che la posizione dei punti di massima concentrazione di tensione corrisponde con quelli di massima pressione di contatto.

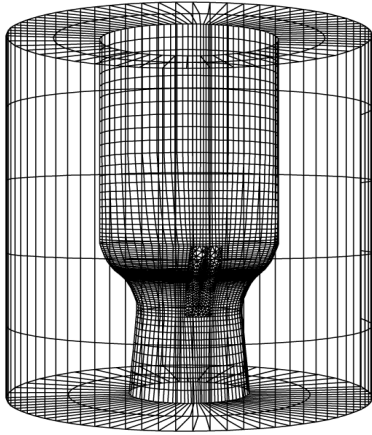


Fig. 7- Modello della matrice

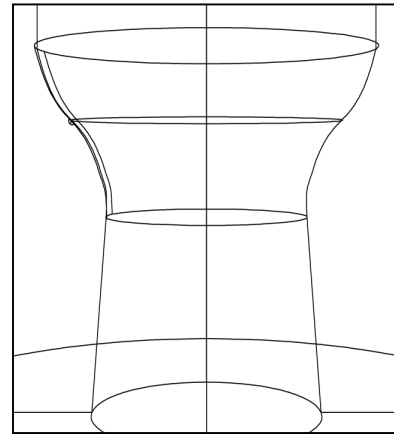


Fig. 8- Posizione del difetto (CASO 21)

Analisi a fatica:

è stata studiata la propagazione di un difetto semiellittico con diametro maggiore pari a due volte il diametro minore e spessore trascurabile. Il difetto è stato posizionato sulla superficie interna della matrice con l'asse minore disposto radialmente su un piano che contiene l'asse della matrice, figura 8. In questo caso il processo di propagazione è causato principalmente dalle tensioni circonferenziali. Il difetto, posizionato in corrispondenza ai punti di massima concentrazione di tensione, è stato fatto propagare con un carico variabile con legge sinusoidale di tipo pulsatorio sino ad una dimensione finale $a_f = 10$ mm. Sono stati esaminati tre casi, uno per la matrice conica e due per quella sigmoidale. In questo caso il difetto è stato posizionato o in corrispondenza del punto di flesso del profilo CASO 2.1 oppure nel punto iniziale della rastrematura CASO 2.2. E' stata studiata anche la propagazione del difetto causata dalla tensione assiale. In tale caso il difetto iniziale è stato posizionato su un piano perpendicolare all'asse della matrice ed è risultato un numero di cicli alla rottura molto più elevato rispetto ai casi precedentemente esaminati.

Risultati:

in figura 9 sono riportati gli andamenti del fattore di intensificazione delle tensioni relativo al carico massimo applicato, $K_{I_{max}}$, all'aumentare della dimensione del difetto, a , per i tre casi esaminati. Per la matrice sigmoideale la diversa posizione del difetto ha comportato una diversa risposta in termini di $K_{I_{max}}$ e quindi di danneggiamento per fatica. Le curve relative ai CASI 2.1 e 2.2 al variare della dimensione del difetto sono abbastanza vicine, si hanno valori minori del $K_{I_{max}}$ per $a < 2$ mm nel CASO 2.1, mentre per $a > 2$ mm la situazione si inverte. Per $a_f = 7.6$ mm il $K_{I_{max}}$ si riduce del 13% passando dalla matrice conica (CASO 1) a quella sagomata (CASO 2.2). Tali risultati si riflettono nelle curve di fatica di figura 10 da cui risulta che il numero di cicli necessari, per la propagazione sino ad $a_f = 7.6$ mm, si riduce del 23% passando dalla matrice conica a quella sigmoideale. Per la matrice sigmoideale il CASO 2.2 risulta più gravoso al variare di a , anche se per $a = 7.6$ mm le due curve si intersecano. Infatti il CASO 2.2 risulta più pericoloso per dimensioni finali del difetto minori di 7,6 mm per esempio per una dimensione finale del difetto $a_f = 4.6$ mm la riduzione percentuale del numero di cicli è del 13% passando dal CASO 2.1 al CASO 2.2.

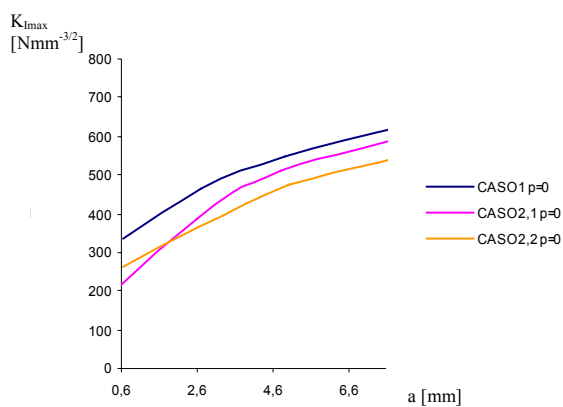


Fig. 9- $K_{I_{max}}$ in funzione della dimensione del difetto

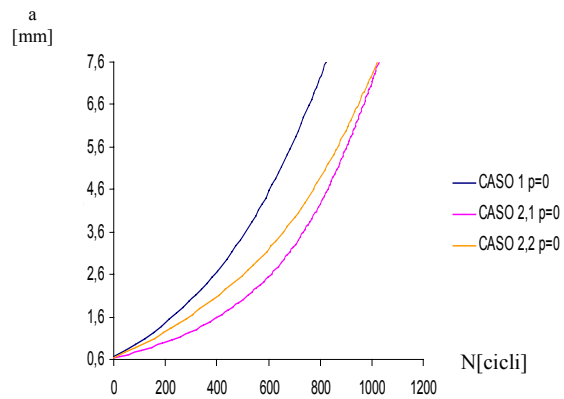


Fig. 10 – Dimensione del difetto in funzione del numero di cicli

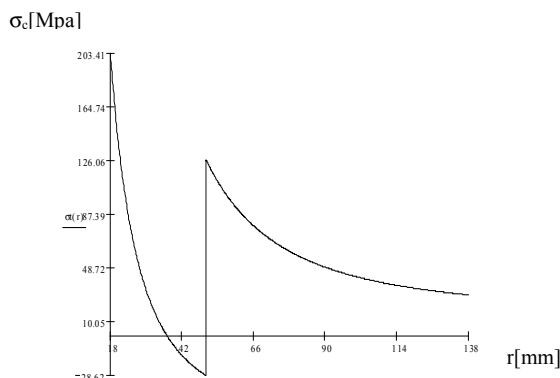


Fig. 11 – Tensione circonferenziale

PRETENSIONAMENTO

Analisi teorica:

In letteratura sono riportati i vantaggi in termini di aumento della resistenza a fatica delle matrici per effetto dell'applicazione di anelli di forzamento di opportuna geometria e caratteristiche meccaniche. E' evidente che i parametri in gioco possono essere ottimizzati e che i

risultati dipendono dal modello di danneggiamento utilizzato. Il problema del forzamento a caldo di un cilindro esterno su uno interno con interferenza trova soluzione attraverso le equazioni di Lamé. L'applicazione di un cilindro di forzamento

determina sul cilindro interno una tensione circonferenziale di compressione, che sovrapposta alla componente omologa dovuta al carico operativo, ne attenua gli effetti nei confronti sia di un carico statico sia del danneggiamento per fatica.

In particolare, la relazione fra pressione di calettamento e interferenza dipende oltre che dai materiali utilizzati per la costruzione dei cilindri dal rapporto fra il raggio interno ed esterno del cilindro $\beta_i = r_i / r_e$. In fig.11 è mostrato l'andamento della tensione circonferenziale, σ_c , al variare del raggio a collegamento effettuato e sotto l'azione di una pressione interna. Se si impone che nei punti più sollecitati, al diametro interno del cilindro interno e al diametro di calettamento per il cilindro esterno la tensione circonferenziale assuma lo stesso valore, si ottiene un comportamento nei riguardi della propagazione del difetto paragonabile nei due cilindri. Per soddisfare tale ipotesi è necessario che sia soddisfatta la seguente relazione tra pressione di forzamento, pressione interna e fattore dimensionale β_i :

$$p_f = p_i \frac{1 - \beta^2}{1 - \beta^4} \frac{1 - \beta^2}{3 - \beta^2} \quad (3)$$

dove $\beta = \beta_i$ è uguale per i due cilindri. Per applicare la (3) al caso in questione si è considerata la matrice come un cilindro di raggio interno pari al valore medio sottoposto ad una pressione interna pari al valore medio della pressione di contatto. Per $r_i = 18\text{mm}$, $p_i = 330\text{N/mm}^2$, $\beta = 0,36$, si è ottenuto un valore della pressione di forzamento $p_f = 80\text{N/mm}^2$.

Analisi a fatica:

il valore della pressione di calettamento trovato con la (3), è stato applicato al modello virtuale della matrice per studiarne gli effetti nei confronti del danneggiamento. Tuttavia tale valore di pressione, si è rivelato elevato in quanto ha comportato dei valori negativi del $K_{I\max}$ lungo il fronte di cricca anche per valori piccoli della lunghezza del difetto. L'osservazione dell'evoluzione del difetto, ha infatti rivelato anche uno svergolamento del difetto, fenomeno da attribuire verosimilmente alla presenza elevata della componente di pretensionamento applicata, ed un successivo arresto. Per valutare

$K_{I\max}$
[Nmm^{-3/2}]

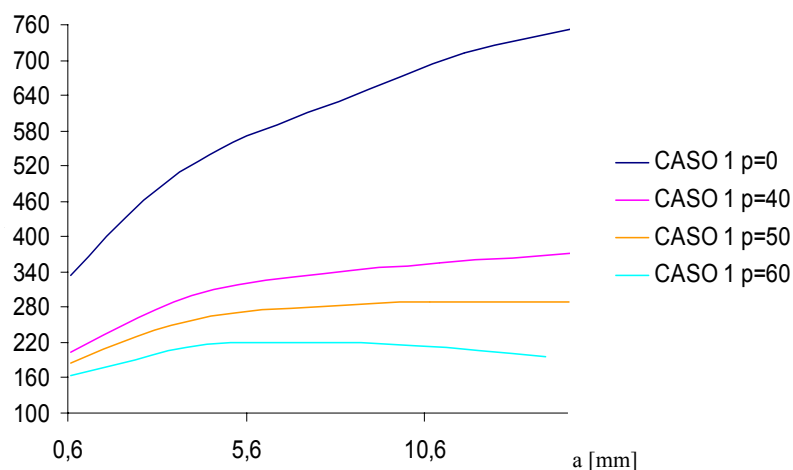


Fig. 12- $K_{I\max}$ in funzione della dimensione del difetto per diverse pressioni di forzamento mat. conica

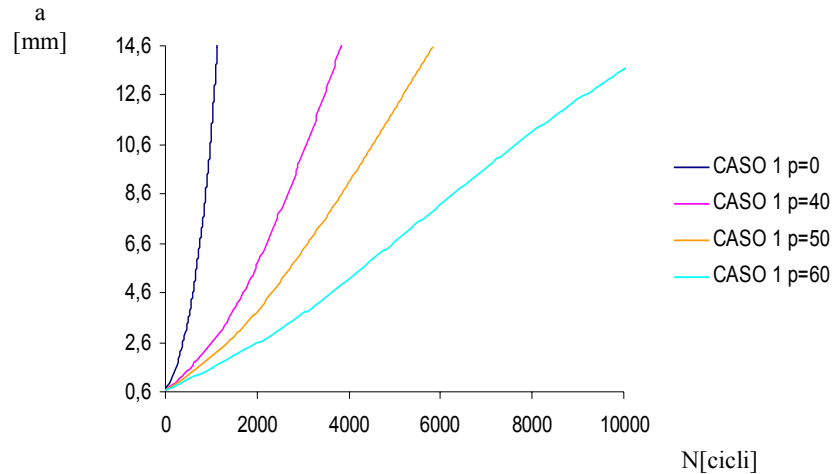


Fig. 13 – Dimensione del difetto in funzione del numero di cicli difetto per diverse pressioni di forzamento mat. conica

l'influenza della pressione di calettamento sulla durata a fatica dello stampo sono stati considerati quindi valori di p_f compresi fra 40 e 60 N/mm^2 che hanno comportato una consistente diminuzione dei valori del fattore d'intensificazione delle tensioni, quindi un miglioramento del comportamento a fatica con cui si è potuto paragonare il comportamento dovuto alla diversa geometria degli stampi. All'aumentare della pressione di calettamento si è riscontrata una generalizzata progressiva diminuzione del fattore di intensificazione delle tensioni; l'andamento del $K_{I_{max}}$ in funzione della dimensione del difetto, denota un tratto orizzontale, e addirittura, all'aumentare della p_f , un tratto decrescente, da attribuire allo stato tensionale di compressione circonferenziale generato dal forzamento. Inoltre proprio questo tratto con valori decrescenti è sintomatico dell'azione inibitoria del pretensionamento nei confronti del processo di accrescimento del difetto.

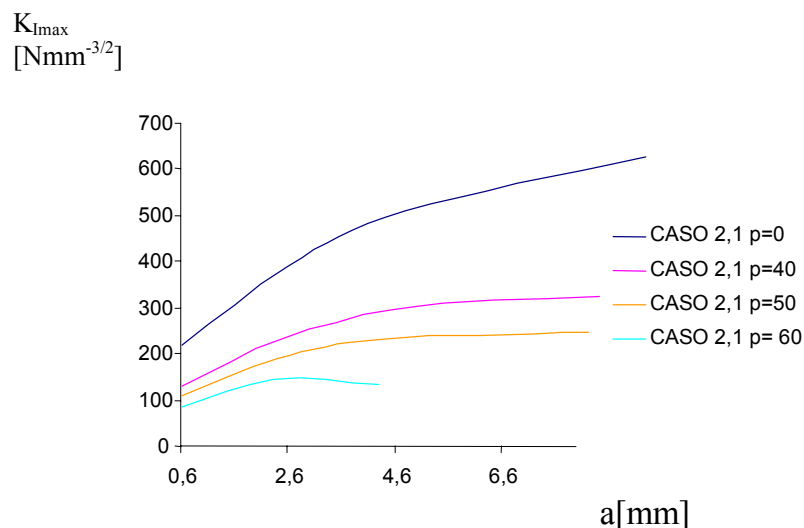


Fig. 14- $K_{I_{max}}$ in funzione della dimensione difetto per diverse pressioni di forzamento matrice sigmoideale

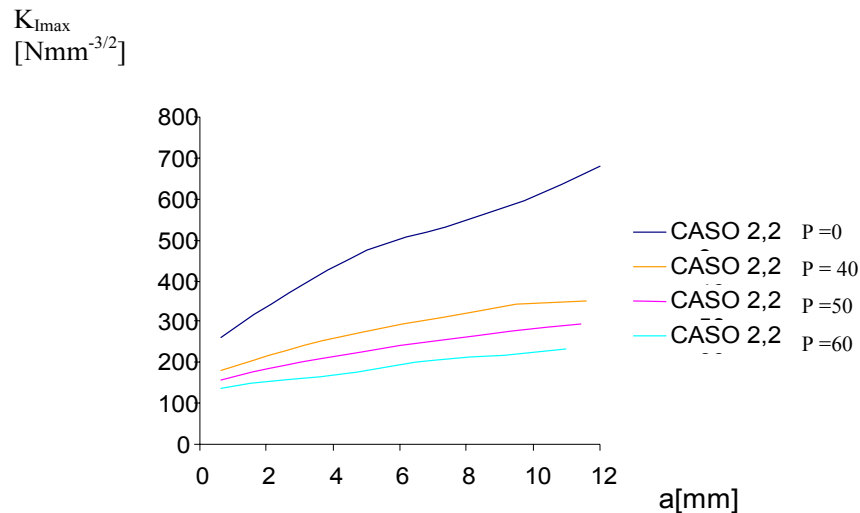


Fig. 15- $K_{I_{max}}$ in funzione della dimension difetto per diverse pressioni di forzamento matrice sigmoidale

Matrice conica con forzamento:

le curve di figura 12 mostrano gli andamenti $K_{I_{max}}$ al variare della dimensione del difetto e della pressione di forzamento relativamente alla matrice conica. Si evidenzia come all'aumentare di p_f si ha una progressiva diminuzione dei valori del $K_{I_{max}}$ per tutte le dimensioni del difetto. In particolare passando da $p_f = 0$ a $p_f = 40\text{MPa}$ per una dimensione finale del difetto $a_f = 14.6\text{mm}$, si riscontra una diminuzione percentuale del 103%, per $p_f = 60\text{MPa}$ si arriva al 285%. Inoltre mentre per $p_f = 0$ l'andamento del $K_{I_{max}}$ risulta progressivamente crescente, all'aumentare di p_f la curva, per valori di $a > 4.6\text{mm}$, assume un andamento pressoché costante e addirittura per $p_f = 60\text{MPa}$, nel tratto finale della propagazione un andamento decrescente. Le corrispondenti curve di fatica, riportate in figura 13, all'aumentare di p_f si spostano verso valori maggiori del numero di cicli N . Quantitativamente passando da $p_f = 0$ a $p_f = 40\text{MPa}$, si ha un aumento del 240% del numero di cicli necessari per un accrescimento del difetto sino ad $a_f = 14.6\text{mm}$. Tale miglioramento è più evidente nel caso di $p_f = 60\text{MPa}$ dove l'incremento percentuale è del 787%. In definitiva, l'applicazione dell'anello di pretensionamento, in virtù dell'attenuazione delle componenti circonferenziali di sollecitazione, responsabili della propagazione del difetto, comportano un cospicuo miglioramento del comportamento a fatica della matrice.

Matrice sigmoidale con forzamento:

Nelle figure 14 e 15 sono riportati i valori di $K_{I_{max}}$ in funzione della dimensione del difetto per le diverse pressioni di forzamento relativamente alla matrice sigmoidale e per le due posizioni iniziali del difetto. In entrambi i casi le curve dipendono fortemente dalla pressione di forzamento come per la matrice conica. La curva di fatica di figura 16 mostra che per il CASO 2.1, difetto nel punto di flesso della matrice, all'aumentare della pressione di forzamento presenta una consistente diminuzione della resistenza a fatica. Dal confronto con i risultati per il CASO 2.2 risulta che al variare della dimensione del difetto, le curve di fatica differiscono per tutti i valori della pressione di forzamento e che la posizione del difetto più pericolosa è quella all'ingresso del profilo, come evidenziato nel caso di $p_f = 0$. Per una dimensione finale del difetto $a_f = 4.6\text{mm}$ la

riduzione percentuale del numeri di cicli, passando dal CASO 2.1 al CASO 2.2, che era del 13% per $p_f = 0$, diventa del 20% per $p_f = 40\text{N/mm}^2$, del 27% per $p_f = 50\text{N/mm}^2$ e infine del 72% per $p_f = 60\text{ N/mm}^2$.

Matrice conica – matrice sigmoideale

Il confronto fra le curve di fatica al variare della pressione di forzamento evidenzia un miglioramento passando dal CASO 1 al CASO 2, tanto più netto quanto più aumenta la pressione di forzamento . Infatti si ha un aumento del numero di cicli a rottura del 76% , per $p_f = 40\text{N/mm}^2$, del 117% per $p_f = 50\text{N/mm}^2$ e infine del 400% per $p_f = 60\text{N/mm}^2$.

CONCLUSIONI

L'analisi dei risultati ottenuti dalle simulazioni numeriche, ha mostrato come la progettazione opportuna del profilo della matrice, comporti un miglioramento del suo comportamento a fatica.

In generale occorre sempre evitare brusche variazioni del flusso di materiale, in quanto determinano dei valori di pressione di contatto molto elevati, con conseguenze negative sia in termini di comportamento a fatica che di usura superficiale. A tal proposito

è consigliabile evitare rapporti di riduzione in area troppo spinti, per cui, se possibile, è preferibile realizzare il processo in più stadi, con rapporti di riduzione minori.

I risultati hanno anche rivelato, come l'applicazione di un anello di pretensionamento determini un consistente miglioramento del comportamento a fatica, specie nel caso di difetti disposti longitudinalmente.

Concludendo si può notare come la progettazione dello stampo costituisca un momento molto importante di tutto il processo di produzione, per cui occorre ottimizzare al meglio tutti i fattori d'influenza, al fine di attenuare il più possibile gli effetti dovuti ai principali meccanismi di danneggiamento e quindi evitare delle premature fratture che porterebbero a delle conseguenze economiche certamente negative.

BIBLIOGRAFIA

- [1] U. Engel, "Reliability analysis of cold forging tools" Proceedings of the 9th International Cold Forging Congress (1995).

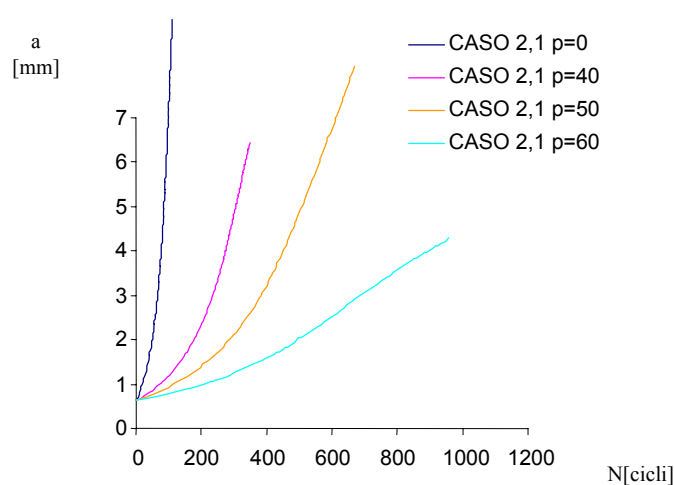


Fig. 16 – Confronto curve di fatica matrice sigmoideale con forzamento (CASO 2.1).

- [2] U. Engel, "Tool life and tool reliability in bulk metal forming " International Conference and Exhibition on Design and Production of Dies and Molds (1997).
- [3] U. Engel, "Prediction of tool failure from a probabilistic point of view". Journal of Material Processing Technology 42 (1994) 1-13.
- [4] M.Knoerr, K Lange, T. Altan, "Fatigue failure of cold forging tooling: causes and possible solution through fatigue analysis". Journal of Material Processing Technology 46 (1994) 57-71.
- [5] K. Lange, M.Knoerr, T.Altan, "A fatigue analysis concept to avoid failure of forging tooling " 27th Plenary Meeting of the International Cold Forging Group (ICFC) 1994.
- [7] K. Lange, A Hettig, M. Knoerr, "Increasing tool life in cold forging through advanced design and tool manufacturing techniques". Journal of Material Processing Technology 35 (1992) 495-513.
- [8] M. Geiger, M. Hansel, "An Energy Based Approach to the Simulation of Fatigue Crack Initiation in Metal Forming Tools" Institut of Manufacturing Tecnology, University of Erlangen-Nurnberg,FRG.
- [9] U. Engel, M. Hansel " FEM-Simulation of Fatigue Crack Growth in Cold Forging Dies " Advanced Tecnology of Plasticity, 1990 Vol1 355-360
- [10] S.H. Ahn, T.H. Kim, B.M. Kim J.C. Choi, "A study on prediction of fatigue life in axi-symmetric extrusion die. Journal of Material Processing Tecnology" 71 (1997) 343-349.
- [11]J. Groenbaek, E. B. Nielsen, "New development in the design of high performance, stripwound cold forging tools" Journal of material processing tecnology 46 (1994) 87-97.
- [12] C. Hinsel, J. Groenbaek "How to Determine and Optimize the Prestressing Condition of Precision Forging Dies by Numerical Analysis, Taking in Aount Cyclic Plastity " ICFC Subgroup "process Simulation" 2nd Workshop, Padova, aprile 2002
- [13] R. Di Lorenzo, L. Filice, F. Micari "Analysis of pressure distribution on the die in cold extrusion operations" Wire 5/2000
- [14] R. Di Lorenzo, L. Filice, F. Micari "An innovative approach to the design of cold extrusion dies" Metal Forming 2000 , Balkema Rotterdam 663-670
- [15] Jr. J.C Newman, "A crack opening stress equation for fatigue crack growth" International Journal of Fracture, Vol. 24, No. 3, March 1984, pp. R131-R135.