

## EFFETTO DELLA PRESSURIZZAZIONE DEI FORI E DELL'INDENTAZIONE ANULARE SULLA VITA A FATICA DI PROVINI IN LEGA DI ALLUMINIO

G. Marannano, G. Virzi Mariotti, C. Toscano

*Università degli Studi di Palermo - Dipartimento di Ingegneria Chimica, Gestionale, Informatica e Meccanica - Viale delle Scienze, 90128 Palermo, e-mail: giuseppe.marannano@unipa.it*

### Sommario

Nel lavoro è investigato il comportamento a fatica di lastre forate in lega di alluminio. In particolare è valutata l'influenza combinata dell'espansione a freddo dei fori e dell'indentazione sul miglioramento della vita a fatica. A tal fine sono state condotte diverse prove di fatica aventi lo scopo di valutare il numero di cicli a rottura e la conseguente curva di Wöhler. I risultati sperimentali sono stati confrontati con quelli ottenuti senza la realizzazione di alcun processo di espansione e di espansione-indentazione. Lo studio ha permesso di concludere che il processo di espansione ed indentazione anulare determina un ritardo nella nascita della cricca e della conseguente rottura a fatica.

### Abstract

Hole-cold expansion is a process to introduce beneficial compressive residual stresses for fatigue enhancement of structural components. The paper shows the results of several experimental tests conducted on aluminum-alloy specimens subjected to 4.2% hole-cold expansion. Moreover, the effects on the fatigue life of ring indentation combined with hole-cold expansion are experimentally investigated. The results of experimental tests show that hole-cold expansion and ring indentation technique are beneficial to increase the total fatigue life of components with holes.

**Parole chiave:** Prove di fatica, espansione dei fori, indentazione anulare, curva di Wöhler.

### 1. INTRODUZIONE

La constatazione che i materiali da costruzione presentano difetti strutturali, quali fratture o crepe, e che questi possono accrescersi durante l'esercizio, ha portato allo sviluppo delle tecniche di progettazione di sistemi a "danneggiamento tollerato". Il punto essenziale della metodologia consiste nell'assumere che i difetti possano crescere fino a raggiungere una dimensione critica tale da richiedere la sostituzione del pezzo. Gli interventi di ispezione periodici diventano uno strumento essenziale per riconoscere le situazioni di guasto incipienti e rimuovere i componenti dal servizio prima che le cricche rilevate possano raggiungere le dimensioni critiche.

Le analisi sul comportamento a fatica di strutture giuntate evidenziano che, a causa della presenza di elevata concentrazione di tensione, i difetti si originano spesso nella zona circostante il foro.

Data l'importanza del fenomeno, è stata posta molta attenzione alla ricerca di metodi che permettano di migliorare la resistenza a fatica nelle vicinanze del foro, ritardando la nascita e la propagazione della cricca di fatica. Studi sperimentali e calcoli numerici hanno dimostrato che il processo di espansione a freddo accresce la vita a fatica dei componenti forati e che la presenza del campo tensionale residuo modifica e influenza il meccanismo di propagazione delle cricche [1-20].

E' stato dimostrato sperimentalmente che i maggiori benefici si registrano utilizzando un livello di espansione radiale del 4-4,5%, soprattutto quando si utilizzano le leghe di alluminio per uso nautico e aeronautico.

Per la valutazione analitica delle tensioni residue indotte in un processo di espansione a freddo dei fori, è stata utilizzata la soluzione sviluppata da G. Wanlin [2] (trattazione elasto-plastica nella fase di scarico) e ripresa da Y. Zhang, M. E. Fitzpatrick e L. Edwards [3]. Lo studio ha permesso di determinare il valore del raggio plastico al quale effettuare l'operazione di indentazione anulare. Tale tecnica viene eseguita mediante la somministrazione di un'opportuna pressione esercitata su una zona concentrica al foro mediante l'azione di punzoni anulari. La tecnica dell'indentazione [21-25] agisce, più precisamente, nella zona limite tra la regione plasticizzata dall'espansione a freddo e la regione elastica e permette di migliorare il comportamento a fatica del materiale in quanto introduce un ulteriore campo di tensioni di compressione al bordo del foro. Il raggio dei punzoni coincide, quindi, con il raggio plastico indotto nei provini.

In questo studio si vuole investigare il comportamento a fatica di lastre forate in lega di alluminio AA 6082-T6 di spessore 5 mm. In particolare si vuole valutare l'influenza combinata dell'espansione a freddo dei fori e dell'indentazione sul miglioramento della vita ultima a fatica. A tal fine sono state condotte diverse prove sperimentali a carico ciclico che hanno permesso di ricavare i numeri di cicli a completo danneggiamento e la conseguente curva di Wöhler. I risultati sperimentali sono stati confrontati con quelli ottenuti senza la realizzazione di alcun processo di espansione e di espansione-indentazione.

## 2. PROCESSO DI ESPANSIONE A FREDDO DEI FORI

Qualunque sia la tecnica di espansione applicata, la stessa è realizzata creando all'interno del foro una pressione tale da deformarne plasticamente il materiale di bordo. La pressurizzazione del materiale in queste regioni viene realizzata, quasi sempre, tramite interferenza con un elemento di forma opportuna. Una volta eliminato l'elemento pressurizzante, e quindi annullata la pressione sulla superficie del foro, si creerà un campo tensionale residuo dovuto al diverso ritorno elastico tra regioni della lastra deformate diversamente.

La pressurizzazione può eseguirsi utilizzando come elemento interferente una sfera o molto più spesso un mandrino. L'utilizzo della sfera come elemento pressurizzante è stato limitato a poche esperienze, ed è poco utilizzato. Ciò è dovuto, essenzialmente, al minore incremento della vita a fatica ottenuto con questa tecnica rispetto che nel caso di utilizzo del mandrino. Il mandrino ha geometria variabile da metodo a metodo, in generale presenta sempre un tratto conico che favorisce la graduale realizzazione dell'interferenza. Al tratto conico segue, spesso, un tratto cilindrico.

Nel lavoro è stato utilizzato il metodo "FTI's Split Sleeve Cold Expansion™ system" che, tra le tecniche di espansione a freddo dei fori, è quella maggiormente utilizzata in ambito industriale, soprattutto in campo aeronautico.

Il metodo dello *Spilt Sleeve Cold Expansion* consiste nell'inserire un mandrino conico attraverso un foro nel quale è preventivamente posizionata una boccia con intaglio longitudinale (*boccola spaccata*, Fig. 1).

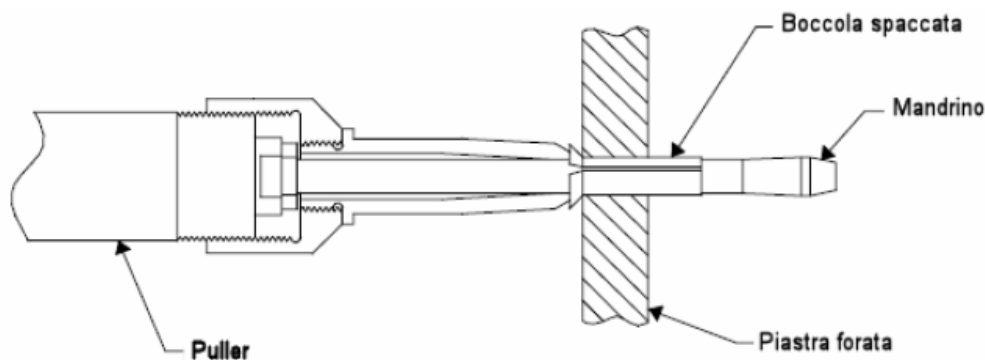


Fig 1: Processo FTI di espansione a freddo dei fori.

La funzione principale della boccola con intaglio longitudinale è quella di ridurre l'azione di strappamento delle pareti interne del foro dovute all'avanzamento del mandrino. Il livello di espansione utilizzato è del 4.2% circa perché è stato dimostrato sperimentalmente che questo è il valore ottimale oltre il quale non si registrano più rilevanti miglioramenti, almeno per ciò che riguarda le leghe di alluminio per uso aeronautico e nautico ed acciai a media resistenza. Il valore finale desiderato del diametro si ottiene normalmente tramite alesatura del foro espanso a freddo.

Uno dei componenti più importanti di tutto il processo di espansione è la boccola con intaglio longitudinale; quest'ultimo conferisce alla boccola maggiore elasticità e garantisce una migliore adesione alla superficie interna del foro.

La boccola svolge alcune importanti funzioni durante il processo di espansione: riduce l'azione di strappamento delle pareti interne del foro e quindi protegge la piastra da eventuali danneggiamenti durante l'avanzamento del mandrino, assicura la corretta espansione radiale del foro e consente un processo unilaterale. All'introduzione della boccola si può associare l'utilizzo di fluido lubrificante allo scopo di ridurre gli attriti tra gli elementi cui deve realizzarsi interferenza.

L'orientamento della boccola all'interno del foro non influenza in maniera evidente il regolare svolgimento del processo di espansione, eccetto nei casi in cui il rapporto tra la distanza 'e' del foro dal bordo esterno del provino e il diametro "D" del foro stesso sia molto piccolo. In questi casi è raccomandabile porre la boccola con taglio longitudinale rivolto in maniera perpendicolare alla direzione di avanzamento della cricca e più lontana possibile dal bordo della piastra.

L'azione di tiro del mandrino attraverso il foro causa un flusso di materiale plastico in direzione radiale. Terminata la fase di espansione, il materiale posto ad una certa distanza dal foro si contrae portandosi alla sua configurazione iniziale indeformata. Il materiale in prossimità del foro, essendo stato deformato plasticamente, durante la fase di scarico tende a rimanere nella configurazione deformata. Il materiale esterno eserciterà sul materiale in prossimità del foro un'azione di compressione determinando l'origine di un campo di tensioni residue che si estende oltre il bordo del foro, per una distanza pari almeno al valore del diametro, come mostrato in figura 2:

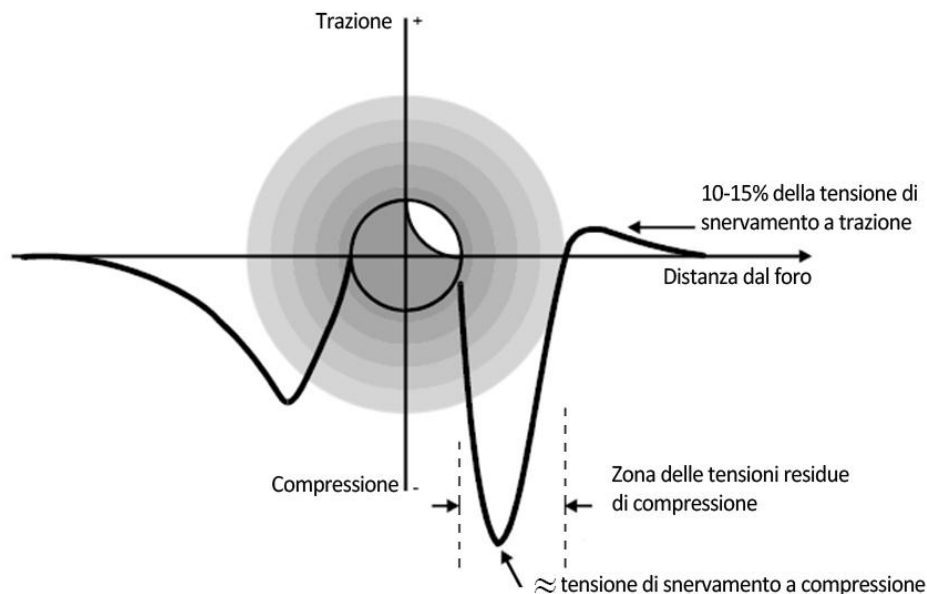


Fig. 2: Andamento qualitativo delle tensioni residue generate nel processo di espansione.

Le tensioni residue che si creano nel processo di espansione a freddo, combinandosi con le tensioni di esercizio, incrementano in maniera abbastanza significativa la resistenza a fatica degli elementi forati poiché riducono il fattore di intensificazione delle tensioni e rallentano la propagazione della cricca. L'ampiezza del valore di picco della tensione residua di compressione circonferenziale è dello stesso ordine di grandezza della tensione di snervamento a compressione.

L'adeguato valore dell'espansione è il punto critico di tutto il processo di espansione a freddo.

Le tre dimensioni fondamentali che determinano il valore dell'espansione sono:

- il diametro iniziale del foro;
- il diametro maggiore della spina;
- lo spessore della boccola.

Il valore dell'espansione richiesta è assicurato dall'appropriata scelta degli utensili impiegati per il processo e dalla verifica delle tre grandezze fondamentali, citate in precedenza.

Queste dimensioni sono specificate nelle tabelle *Standard Tooling Diameter Number (STDN)*.

Il valore dell'espansione (Applied Expansion,  $I_a$ ), espresso in percentuale del diametro iniziale del foro, è dato dalla seguente equazione:

$$I_a = \frac{(D + 2t - SHD)}{SHD} \times 100\% \quad (1)$$

dove:

$D$  = diametro maggiore della spina

$t$  = spessore della boccola (*Sleeve Thickness*)

$SHD$  = diametro iniziale del foro (*Starting Hole Diameter*)

### 3. PROCESSO DI INDENTAZIONE ANULARE

Il processo di indentazione anulare [21-25] segue quello di espansione del foro, e consiste nell'applicare una ben determinata pressione sulle due superfici del provino attraverso un punzone anulare posizionato coassialmente al foro. Questo procedimento ha lo scopo di introdurre ulteriori tensioni residue di compressione in prossimità del bordo del foro stesso.

La figura 3 mostra la configurazione geometrica dei punzoni:

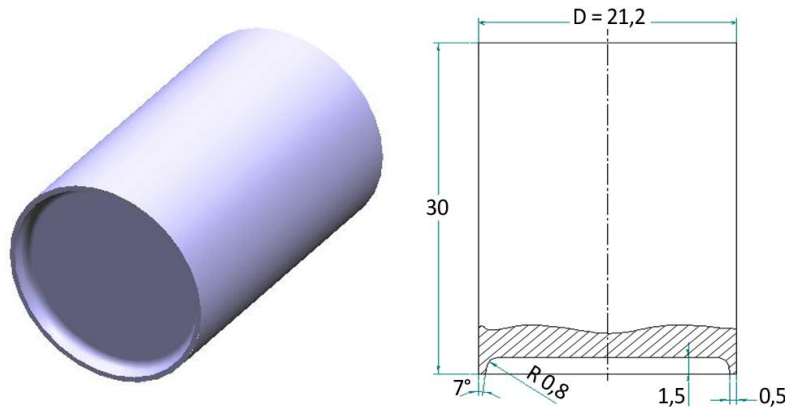


Fig. 3: Dimensione geometrica dei punzoni utilizzati nel processo di indentazione anulare.

Il punzone ha la funzione di imprimere un'elevata pressione su una piccola superficie del provino; la regione anulare interessata ha un diametro esterno di 21,2 mm ed uno spessore di 0,5 mm. Questo labbro di materiale ha il compito di trasmettere elevate pressioni di compressione e quindi è stato necessario impiegare, per la realizzazione dei punzoni, un acciaio da bonifica C50 che successivamente ha subito un trattamento di tempra a 900°C.

Da dati di letteratura si è evinto che i migliori risultati sono ottenuti agendo sul raggio plastico ad una pressione di indentazione di 1000 MPa.

La pressione di indentazione è stata somministrata tramite una macchina prova materiali servoidraulica MTS (Fig. 4). Due maschere in teflon posizionate tramite collegamenti bullonati garantiscono il corretto allineamento dei punzoni e prevengono eventuali disassamenti durante l'applicazione del carico di compressione.



Fig. 4: Applicazione del carico di compressione tramite macchina servoidraulica MTS.

#### 4. ANDAMENTI ANALITICI DELLE TENSIONI RESIDUE INDOTTE DALL'ESPANSIONE DEI FORI PER LA DETERMINAZIONE DEL RAGGIO PLASTICO

In letteratura, diversi sono gli studi analitici per la determinazione delle tensioni residue al bordo di fori espansi a freddo. La differenza sostanziale fra le più importanti teorie è lo studio della fase di scarico. Hsu e Forman [16], così come Nadai [17], analizzano una trattazione allo scarico (per piastra di dimensione infinita) semplicemente elastica; Rich e Impellizzeri [18] studiano l'applicazione di una trattazione allo scarico elastica, per piastra di dimensioni finite, ma con un interesse, seppur semplificato, al cosiddetto snervamento inverso; Ball [19] presenta esplicitamente una trattazione elasto-plastica allo scarico, ma con la restrizione della condizione di piastra infinita; G. Wanlin [2] suggerisce una trattazione elasto-plastica allo scarico nel caso di una piastra finita, ma non fornisce le equazioni in forma chiusa.

Infine, Y. Zhang, M. E. Fitzpatrick e L. Edwards [3] riprendono il lavoro di G. Wanlin completando la trattazione della fase di scarico elasto-plastica. Essa si basa essenzialmente sulle seguenti ipotesi:

- pressione uniforme al bordo del foro;
- stato piano di tensione (STP) prevalente nella zona plasticizzata;
- materiale con comportamento basato sul modello di Ramberg-Osgood.

Nella trattazione si cita il cosiddetto *raggio plastico*  $r_p$ , valore del raggio che delimita la zona plastica (ossia la zona adiacente al bordo del foro in cui lo stato tensionale prodotto dalla pressione di espansione raggiunge le condizioni di plasticizzazione) e la zona elastica, in cui vige, appunto, uno stato tensionale elastico. Con riferimento alla figura 5, indicando con  $a$  il raggio del foro e con  $b$  un valore del raggio molto distante dal bordo del foro stesso, è possibile considerare le seguenti due zone:

1. **regione elastica** per valori di raggio  $r_p \leq r \leq b$
2. **regione plastica** per valori di raggio  $a \leq r < r_p$ .

Per quanto riguarda la trattazione allo scarico, c'è da considerare il cosiddetto fenomeno dello "snervamento in compressione" all'interno della zona plastica, delimitato dal parametro *raggio plastico in compressione*  $r_{p-}$  (Fig. 5).

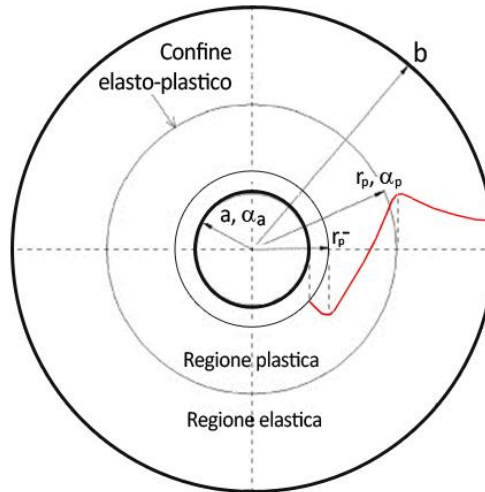


Fig. 5: Andamento qualitativo tensioni residue.

Infatti, se non si considerasse questo fenomeno, si otterrebbe un andamento delle tensioni residue circonferenziali con valori notevolmente maggiori della tensione di rottura del materiale. Tale supposizione è certamente errata. Considerando lo snervamento in compressione, pertanto, si suppone che i valori massimi delle tensioni residue siano prossimi a valori di tensione di snervamento in compressione. Detto ciò, l'andamento delle tensioni circonferenziali, che è inizialmente negativo, non è sempre decrescente (in valore assoluto), ma si registrano variazioni di pendenza dal bordo del foro al valore del raggio plastico  $r_p$  così come mostrato qualitativamente in figura 5.

Sotto tali ipotesi, durante la fase di carico, il campo di tensioni radiali e circonferenziali nella regione elastica è determinato dalle seguenti relazioni [3]:

$$\sigma_r = -\sigma_s \left( \frac{b^2}{r^2} - 1 \right) \left[ 2 \frac{b^4}{r_p^4} + 2 + \frac{2R}{1+R} \left( \frac{b^4}{r_p^4} - 1 \right) \right]^{-1/2} \quad (2a)$$

$$\sigma_c = \sigma_s \left( \frac{b^2}{r^2} + 1 \right) \left[ 2 \frac{b^4}{r_p^4} + 2 + \frac{2R}{1+R} \left( \frac{b^4}{r_p^4} - 1 \right) \right]^{-1/2} \quad (2b)$$

mentre nella regione plastica è usata la soluzione di Budiansky [3].

$$\sigma_r = \sigma \sqrt{\left( \frac{1+R}{2} \right)} \left[ \cos \alpha - \frac{1}{\sqrt{1+2R}} \operatorname{sen} \alpha \right] \quad (3a)$$

$$\sigma_c = \sigma \sqrt{\left( \frac{1+R}{2} \right)} \left[ \cos \alpha + \frac{1}{\sqrt{1+2R}} \operatorname{sen} \alpha \right] \quad (3b)$$

in cui:

- $\alpha$  è il parametro di Budiansky, il cui valore minimo  $\alpha_p$  si ha per  $r = r_p$  e il valore massimo  $\alpha_a$  si ha per  $r = a$ ;
- $\sigma$  è la tensione effettiva di Mises, ottenuta dalla relazione  $\sigma = \left[ \sigma_r^2 + \sigma_c^2 - \frac{2R}{1+R} \sigma_r \sigma_c \right]^{1/2}$
- $R = \nu / (1-\nu)$  è il livello di anisotropia plastica del materiale;
- $\sigma_s$  è la tensione di snervamento del materiale.

Dopo che il foro è stato espanso totalmente (tratto cilindrico della spina su tutto lo spessore della lastra), il carico può essere rimosso. La fase di scarico determina un andamento delle tensioni radiali e circonferenziali espresse, nella regione elastica, da:

$$\sigma_r^- = (\sigma + \sigma_s) \left( \frac{b^2}{r^2} - 1 \right) \left\{ 2 \left( \frac{b}{r_p^-} \right)^4 + 2 + \frac{2R}{1+R} \left[ \left( \frac{b}{r_p^-} \right)^4 - 1 \right] \right\}^{-0.5} \quad (4a)$$

$$\sigma_c^- = (\sigma + \sigma_s) \left( \frac{b^2}{r^2} + 1 \right) \left\{ 2 \left( \frac{b}{r_p^-} \right)^4 + 2 + \frac{2R}{1+R} \left[ \left( \frac{b}{r_p^-} \right)^4 - 1 \right] \right\}^{-0.5} \quad (4b)$$

Per i punti, invece, che sono sottoposti a deformazione plastica durante la fase di carico, dovremo distinguere due zone ben distinte a cavallo del parametro  $r_{p^-}$ .

Nella regione  $a \leq r < r_{p^-}$  la fase di scarico è elasto-plastica e le tensioni radiali e circonferenziali sono espresse da:

$$\sigma_r^- = -\sigma^- \sqrt{\frac{1+R}{2} \left( \cos \alpha^- - \frac{1}{\sqrt{1+2R}} \operatorname{sen} \alpha^- \right)} \quad (5a)$$

$$\sigma_c^- = -\sigma^- \sqrt{\frac{1+R}{2} \left( \cos \alpha^- + \frac{1}{\sqrt{1+2R}} \operatorname{sen} \alpha^- \right)} \quad (5b)$$

Nella regione  $r_{p^-} \leq r < r_p$  la fase di scarico è elastica e le tensioni radiali e circonferenziali sono espresse da:

$$\sigma_r^- = [(1+\beta)\sigma_s + (1-\beta)\sigma] \left( \frac{b^2}{r^2} - 1 \right) \left\{ 2 \left( \frac{b}{r_p^-} \right)^4 + 2 + \frac{2R}{1+R} \left[ \left( \frac{b}{r_p^-} \right)^4 - 1 \right] \right\}^{-0.5} \quad (6a)$$

$$\sigma_c^- = [(1+\beta)\sigma_s + (1-\beta)\sigma] \left( \frac{b^2}{r^2} + 1 \right) \left\{ 2 \left( \frac{b}{r_p^-} \right)^4 + 2 + \frac{2R}{1+R} \left[ \left( \frac{b}{r_p^-} \right)^4 - 1 \right] \right\}^{-0.5} \quad (6b)$$

dove  $\beta$  è il parametro di Bauschinger definito in maniera tale che  $\beta=0$  implica un comportamento isotropico mentre  $\beta=1$  un comportamento cinematico.

Nel caso in cui si consideri la fase di scarico in maniera perfettamente elastica i valori delle tensioni radiali e circonferenziali sono espresse dalle note equazioni di Lamè:

$$\sigma_r^- = p \left[ \left( \frac{b}{r} \right)^2 - 1 \right] / \left[ \left( \frac{b}{a} \right)^2 - 1 \right] \quad (7a)$$

$$\sigma_c^- = -p \left[ \left( \frac{b}{r} \right)^2 + 1 \right] / \left[ \left( \frac{b}{a} \right)^2 - 1 \right] \quad (7b)$$

In definitiva, nel materiale si crea un campo tensionale residuo determinabile analiticamente sommando le tensioni dovute alla pressurizzazione (2a, 2b) e (3a, 3b) a quelle relative allo scarico elasto-plastico (4a, 4b), (5a, 5b) e (6a, 6b) oppure allo scarico elastico (7a, 7b).

L'andamento delle tensioni radiali e circonferenziali residue sono state ottenute utilizzando il codice Matlab e sono mostrate in figura 6.

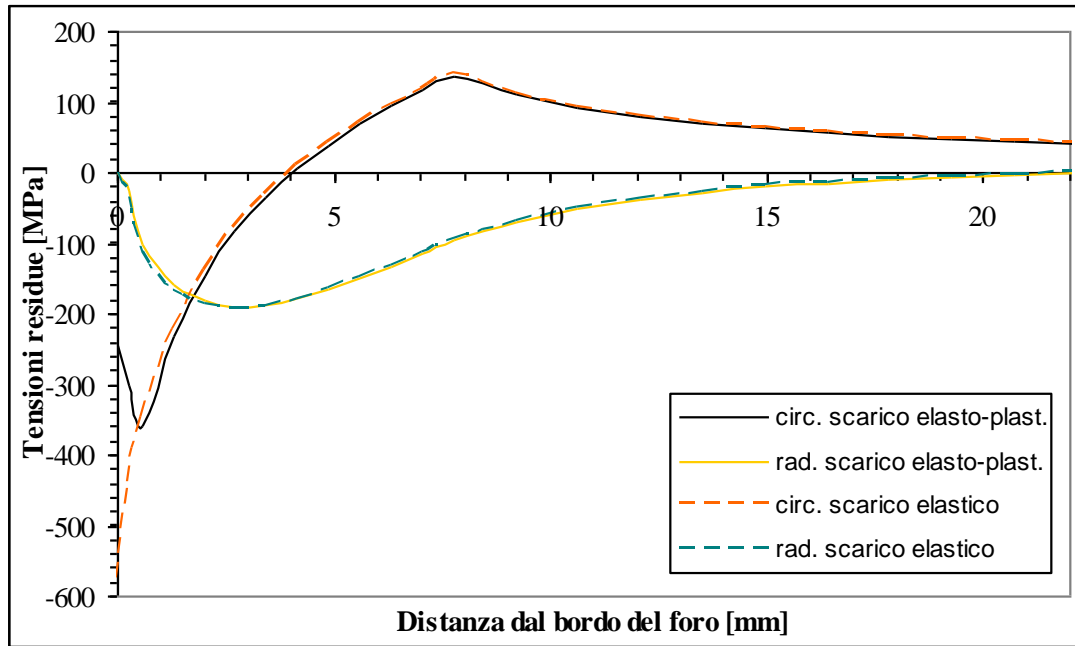


Fig. 6: Tensioni residue determinate analiticamente.

Come si nota dalla Fig. 6, l'andamento della tensioni residue radiali è pressoché identico nel caso di trattazione elastica o elasto-plastica nella fase di scarico. Per quanto riguarda le tensioni residue circonferenziali è necessario considerare il fenomeno dell'incrudimento e dello snervamento in compressione. Se quest'ultimo non venisse considerato si otterrebbero valori molto più alti della tensione di rottura del materiale, e questo non è assolutamente congruente ai risultati reali. Le due teorie forniscono, di contro, lo stesso valore del raggio plastico che, per i provini in studio, è pari a  $r_p=10.6$  mm.

#### 4. PROVE SPERIMENTALI

Per l'esecuzione delle prove sperimentali sono stati utilizzati provini in lega di alluminio AA 6082 T-6. Le caratteristiche geometriche dei provini si evincono dalla figura 7 mentre nella tabella 1 e nella tabella 2 sono riportate, rispettivamente, le caratteristiche chimiche e meccaniche della lega impiegata.

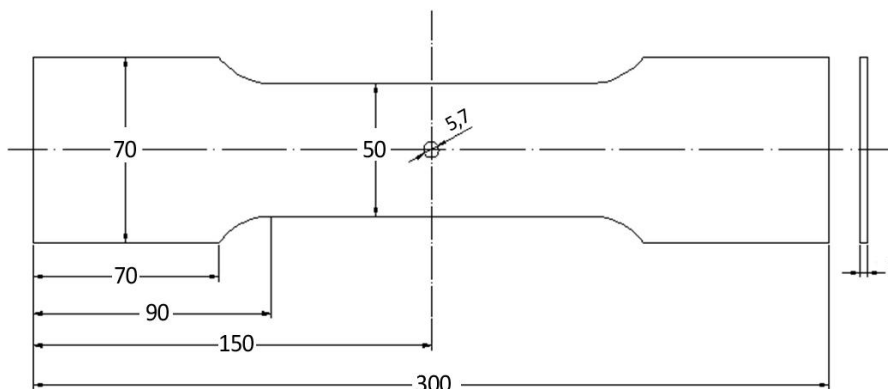


Fig. 7: Caratteristiche geometriche dei provini.



Tabella 1: Composizione percentuale in peso dei principali costituenti della lega AA 6082 T-6

Lega	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Altro
AA6082 T-6	0.89%	0.36%	0.07%	0.43%	0.76%	0.03%	0.05%	0.05%	0.01% max

Tabella 2: Caratteristiche meccaniche della lega AA 6082 T-6

Lega	AA6082 T-6
Tensione di snervamento	$\sigma_s = 255\text{MPa}$
Modulo di Young	$E = 65.5\text{ Gpa}$
Tensione di rottura	$\sigma_R = 375\text{MPa}$
Coefficiente di Poisson	$\nu = 0.33$
Esponente di incrudimento	$n = 0.11$
Tenacità alla frattura	$K_{IC} = 1360\text{ Mpa mm}^{1/2}$

Sono state effettuate diverse prove si fatica di tipo trazione-trazione in controllo di carico caratterizzate dallo stesso valore di rapporto al ciclo:

$$R = \frac{P_{\min}}{P_{\max}} = 0.1 \quad (8)$$

Per le prove sperimentali sono stati utilizzati 16 provini, di cui 6 non espansi (denominati con la sigla NE), 4 provini solamente espansi (sigla: E) e 6 provini espansi ed indentati (sigla: EI). La tabella 3 mostra la totalità delle prove effettuate.

Tabella 3: totalità delle prove effettuate

	Provino	$P_{\max}$ [kN]	$P_{al}$ [kN]	$P_m$ [kN]	$\sigma_{al}$ [MPa]	$\sigma_m$ [MPa]	$N_R$
Provini non espansi	NE_1	35	15.75	19.25	178.47	218.12	49220
	NE_2	32	14.4	17.6	163.17	199.43	65507
	NE_3	33.3	15.98	18.31	169.80	207.53	50820
	NE_4	30	13.5	16.5	152.97	186.96	86500
	NE_5	25	11.25	13.75	127.48	155.80	125424
	NE_6	21.67	9.75	11.92	110.50	135.05	264055
Provini solamente espansi	E_1	36.67	16.50	20.17	187.95	229.71	50820
	E_2	33.33	15.00	18.33	170.83	208.79	99611
	E_3	30	13.5	16.5	153.76	187.93	213063
	E_4	39.6	17.82	21.78	202.97	248.07	33101
Provini espansi ed indentati	EI_1	47	21.15	25.85	240.89	294.43	55690
	EI_2	43	19.35	23.65	220.39	269.37	194975
	EI_3	50	22.50	27.50	256.27	313.22	33652
	EI_4	48	21.60	26.40	246.02	300.69	58473
	EI_5	46	20.7	25.3	235.77	288.16	74591
	EI_6	49	22.05	26.95	251.14	306.95	32222

Nella tabella 3 sono stati riportati i valori di tensione alternata e media che si destano nella sezione trasversale del provino in corrispondenza del foro. Per il calcolo della tensione alternata è stato considerato il coefficiente di concentrazione delle tensioni a fatica  $K_f$  determinato dalla Eq. 2:

$$K_f = 1 + q(K_t - 1) = 2.51 \quad (9)$$

in cui:

$Kt = 2.78$  è il coefficiente di concentrazione delle tensioni relativo alla presenza del foro, funzione del diametro del foro e della larghezza della sezione resistente.

$q$  è il fattore di sensibilità all'intaglio, calcolabile dalla relazione di Sines-Waisman (Eq. 3):

$$q = \frac{1}{1 + \frac{a}{r}} = 0.85 \quad (10)$$

Dove:

$a = 0.501$  per leghe di alluminio;

$r = 5,7$  è il raggio del foro.

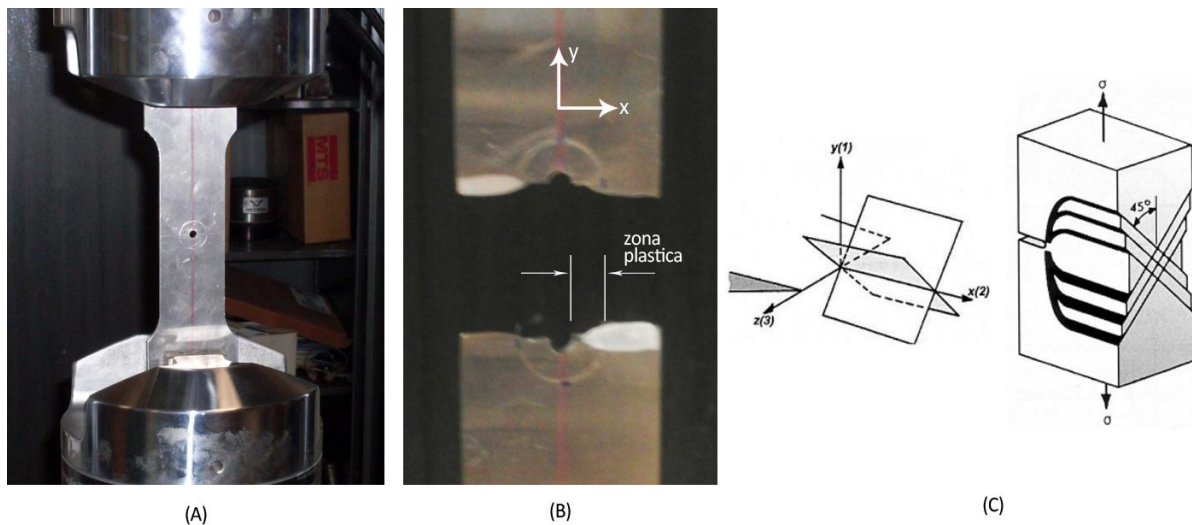


Fig. 8: (A) Prova di fatica su un provino espanso e indentato; (B) Superfici di frattura dopo l'esecuzione della prova; (C) Rappresentazione delle superfici di frattura.

La Fig. 6(A) mostra il provino espanso e indentato posizionato sui grip idraulici della macchina servoidraulica MTS utilizzata per l'esecuzione delle prove sperimentali.

In Fig.6(B) è mostrata la superficie di frattura di un provino espanso e indentato. Da notare le cosiddette *labbra di taglio* (Fig. 6(C)) su piani a  $\pm 45^\circ$  rispetto agli assi  $y$  e  $z$  (considerando gli assi  $x, y, z$  disposti lungo una terna levogira con l'asse  $y$  orientato lungo la direzione verticale e l'asse  $z$  lungo lo spessore del provino), sinonimo del fatto che la propagazione della cricca è avvenuta sui piani in cui agisce la tensione tangenziale massima in condizioni di stato piano di tensione (SPT). Tale constatazione è essenziale per la validità del metodo in quanto punto cardine della trattazione analitica per la determinazione del raggio plastico stesso [3], la quale prevede che nella zona plasticizzata sia presente prevalente stato piano di tensione.

Per rappresentare e confrontare tra loro le caratteristiche a fatica dei provini, i dati sperimentali sono stati elaborati sui diagrammi di Wöhler.

Essendo la tensione media sempre diversa da zero, per la costruzione dei diagrammi di Wöhler è necessario determinare la tensione alternata equivalente  $\sigma_{al}^{eq}$  espressa dall'Eq. (11) e ottenuta dalla relazione di Goodman:

$$\sigma_{al}^{eq} = \frac{\sigma_{al}}{1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_R}} \quad (11)$$

Di cui:

$\sigma_R = 375\text{MPa}$  è il valore della tensione di rottura della lega di alluminio utilizzata;

$\sigma_{al}$  e  $\sigma_m$  si deducono dalla tabella 3 per ognuna delle prove realizzate.

La figura 9 mostra il diagramma di Wöhler per la totalità delle prove di fatica effettuate. Sono indicate, inoltre, le equazioni delle rette interpolanti i dati sperimentali e i valori del coefficiente di correlazione.

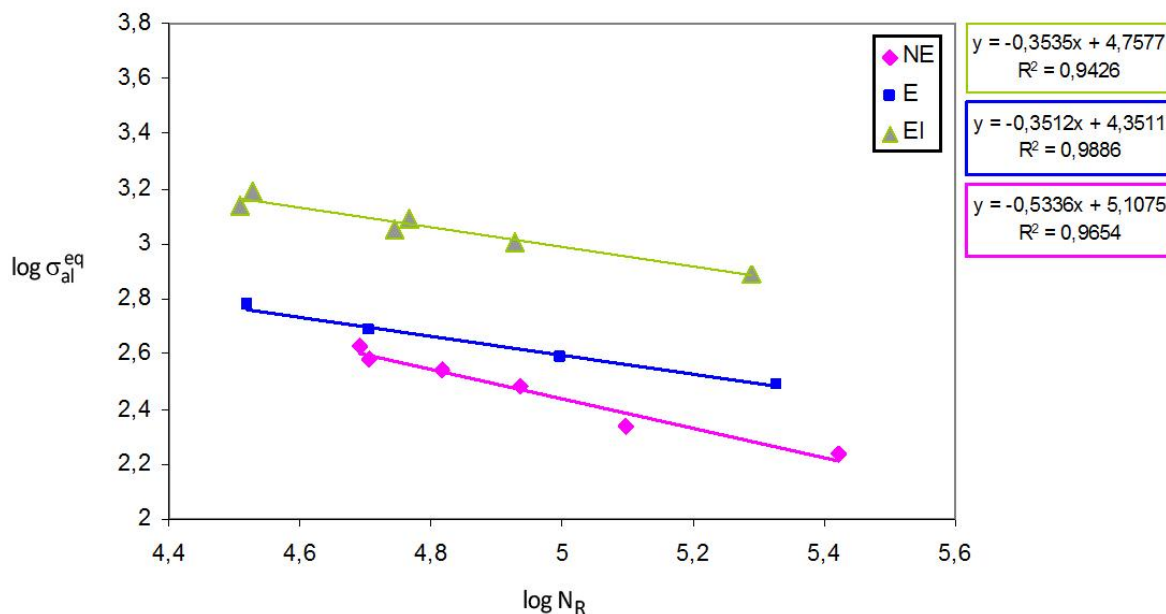


Fig. 9: Diagramma di Wöhler per la totalità delle prove effettuate.

Dagli andamenti di figura 9 si denota che il processo di espansione a freddo dei fori apporta già rilevanti benefici in termini di incremento della vita a fatica nei confronti dei componenti forati non soggetti a nessun trattamento di plasticizzazione. I punti sperimentali dei provini non espansi (serie NE) sono, a parità di carico, tutti meno performanti rispetto a quelli espansi (serie E).

Si nota, altresì, come l'effetto combinato dei due processi di espansione a freddo e indentazione anulare sia il processo che, più degli altri, determina sostanziali incrementi di vita a fatica degli elementi forati. A parità di valore di numero di cicli a rottura, per i provini espansi e indentati si registra un incremento di tensione alternata equivalente applicata di circa il 15% in più rispetto ai provini solamente espansi.

## 5. CONCLUSIONI

Nello studio sono stati valutati i margini di miglioramento della vita a fatica di provini forati in lega di alluminio AA 6082 T-6 sottoposti all'effetto combinato dell'espansione a freddo e dell'indentazione anulare. Il livello di espansione utilizzato è del 4.2%, valore confermato da studi sperimentali che hanno dimostrato i notevoli benefici in termini di resistenza a fatica riscontrabili a tale valore di espansione (soprattutto per le leghe di alluminio per uso aeronautico e nautico ed acciai a media resistenza).

L'espansione a freddo è stata realizzata forzando una spina conico-cilindrica nel foro dei provini, instaurando così uno stato tensionale residuo di compressione al bordo del foro.

E' stata valutata la distribuzione del campo tensionale residuo dei provini espansi focalizzando l'attenzione su entrambe le due fasi di processo, la fase di carico (pressurizzazione) e la fase di scarico.

Per l'ottenimento degli andamenti analitici della tensione residua è stata utilizzata, in un primo momento, la teoria di G. Wanlin, la quale prescrive che la fase di scarico avvenga in modo elastico (in questa fase sono state utilizzate le equazioni di Lamè). In un secondo momento è stata utilizzata la teoria di G. Wanlin ripresa da Zhang, Fitzpatrick ed Edwards, elaborando una trattazione elasto-plastica anche per quanto riguarda la fase di scarico.

E' stato necessario definire l'entità dello "snervamento in compressione" all'interno della zona plastica, delimitata dal parametro  $r_p$ . Il non considerare l'entità dello snervamento in compressione restituirebbe un andamento delle tensioni residue circonferenziali che tenderebbero a valori notevolmente maggiori della tensione di rottura del materiale. Tale supposizione è certamente errata. Considerare lo snervamento in compressione fa presupporre che i valori massimi delle tensioni residue siano prossimi a valori di tensione di snervamento in compressione. Le due teorie forniscono lo stesso valore del raggio plastico che, per i provini in studio, è pari a  $r_p=10.6$  mm. Tale valore è stato utilizzato per la realizzazione dei punzoni anulari necessari all'esecuzione del processo di indentazione.

A seguito del processo di espansione a freddo, infatti, i provini sono stati sottoposti a indentazione anulare, che consiste nell'applicare una certa pressione attraverso un punzone posizionato coassialmente al foro sulle due superfici del provino. Questo procedimento ha lo scopo di introdurre ulteriori tensioni residue di compressione in prossimità del bordo del foro, così come accade per l'espansione a freddo.

Per rilevare gli effetti dell'espansione e dell'indentazione sulla vita a fatica sono state condotte diverse prove sperimentali che hanno permesso di ricavare le curve di resistenza a fatica. In particolare è stato effettuato un confronto tra provini non espansi, provini soltanto espansi e provini espansi ed indentati.

Dall'andamento delle curve si osserva un rilevante miglioramento del comportamento a fatica dei provini espansi e indentati, sia rispetto a quelli non espansi sia rispetto a quelli soltanto espansi.

In definitiva, lo studio degli effetti combinati del processo di espansione e di indentazione su provini forati in lega di alluminio AA 6082 T-6 ha permesso di concludere che questi determinano un significativo ritardo nella nascita della cricca e della conseguente rottura a fatica e ne promuove l'utilizzo in applicazioni impegnative, per esempio in campo aeronautico.

## BIBLIOGRAFIA

- [1] X. Zhang, Z. Wang, "Fatigue life improvement in fatigue-aged fastener holes using the cold expansion technique", *International Journal of Fatigue*, 25, 1249-1257 (2003).
- [2] G. Wanlin, "Elastic-plastic analysis of an infinite sheet with a cold-worked hole", *Engineering Fracture Mechanics* Vol. 46, 465-472 (1993).
- [3] Y. Zhang, M. E. Fitzpatrick, L. Edwards, "Analysis of the Residual Stress around a Cold-expanded Fastener Hole in a Finite Plate", *Neutron and Synchrotron Workshop*, Manchester Materials Science Centre, University of Manchester (2005).
- [4] J. Kang, W. S. Johnson, D. A. Clark, "Three-Dimensional Finite Element Analysis of the Cold Expansion of Fastener Holes in Two Aluminium Alloys", *Transactions of the ASME, Journal of Engineering Materials and Technology* 124, 140-145.
- [5] S. Pasta, "Fatigue crack propagation from a cold-worked hole", Università degli Studi di Palermo, Dipartimento di Meccanica, Agosto 2006.
- [6] A. Cirello, S. Pasta, "Misura del campo di spostamenti di un foro espanso a freddo mediante tecniche DSPI e DIC", *Atti XXXVI Convegno Nazionale AIAS*, Università degli Studi di Napoli Federico II, 4-8 Settembre 2007.
- [7] P. Di Leo, V. Nigrelli, S. Pasta, "Previsione numerica delle tensioni residue indotte in fori espansi", *Atti XXXV Convegno Nazionale AIAS*, Ancona, 13-16 Settembre 2006.
- [8] F. Costanzo, V. Nigrelli, B. Zuccarello, "Un metodo per l'analisi delle tensioni residue nei fori espansi a freddo", *Atti XXXV Convegno Nazionale AIAS*, Università Politecnica delle Marche, 13-16 Settembre 2006.
- [9] P. F. Pinto de Matos, "Fatigue striations in aircraft structures: effect of residual stresses and fatigue life reconstitution", Facoltà di Ingegneria Meccanica dell'Università di Porto, Portogallo.

- [10] V. Nigrelli, G. Pugliese, G. Virzi Mariotti, “Effects of the cold working in the crack propagation on the hole edge - part I - experimental activity”, *Atti XXXI Convegno Nazionale AIAS*, 18-21 Settembre 2002, Parma.
- [11] V. Nigrelli - G. Pugliese - G. Virzi Mariotti - “Effects of the cold working in the crack propagation on the hole edge - part II - numerical simulation”, *Atti XXXI Convegno Nazionale AIAS*, 18-21 Settembre 2002, Parma.
- [12] V. Nigrelli – A. Saieva- G. Virzi Mariotti - “Effetto del livello di espansione sulla propagazione delle cricche di fatica”, *XXXII Convegno Nazionale AIAS*, 2-6 settembre 2003, Salerno.
- [13] G. Virzi Mariotti, S. Pasta, G. Barbaraci, G. Sgroi, “Effetto della pressurizzazione dei fori su lamiere di alluminio di piccolo spessore”, Università degli Studi di Palermo, Dipartimento di Meccanica, 2009.
- [14] G. Virzi Mariotti, S. Pasta, C. Toscano - “Effetto della pressurizzazione dei fori sulla propagazione di cricche di fatica”, Università degli Studi di Palermo, Dipartimento di Meccanica.
- [15] D. Broek, “Elementary Engineering Fracture Mechanics”, ed. Martinus Nijhoff Publishers, Dordrecht, 1986.
- [16] Y. C. Hsu, R. G. Forman, “Elastic-plastic analysis of an infinite sheet having a circular hole under pressure”, *Journal of Applied Mechanics* (1975).
- [17] A. Nadai, “Theory of the expanding of boiler and condenser tube joints through rolling”, *Transactions of the ASME* 65, 865-880 (1943).
- [18] D. L. Rich, L. F. Impellizzeri, “Fatigue analysis of cold-worked and interference fit fastener holes, cyclic stress-strain and plastic deformation aspects of fatigue crack growth” ASTM STP 637. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA: 153-175.
- [19] D. L. Ball, “Elastic-plastic stress analysis of cold expanded fastener holes”, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 18, 47-63.
- [20] Forman, R.G., Hearney, V.E., and Engle, R.M., “Numerical Analysis of Crack Propagation in Cyclic-Loaded Structures,” *Journal of Basic Engineering*, Trans of ASME, Vol. 89, 1967.
- [21] V. Nigrelli, V. Borroso, G. Virzi Mariotti - “Improvements of Fatigue Life in Drilling Structures by Both Cold Expansion and Indentation”, *ICEM12 - 12th International Conference on Experimental Mechanics*, 29 Agosto - 2 Settembre 2004, Politecnico di Bari.
- [22] K. Y. Lee, J. M. Kang, “The effects of residual compressive stress induced by ring indentation on fatigue crack growth rate”. *Transaction of Korean Society of Mechanical Engineers* (in Korean), 8 (1984).
- [23] W. K. Lim, J. S. Yoo, S. Y. Choi “The effect of concurrent cold-expansion and ring-indentation on the growth of fatigue cracks emanating from circular Holes ” *Engineering Fracture Mechanics*, 59, N° 5, 643-653 (1998).
- [24] V. Nigrelli, G. Piazza “Effetti dell’espansione e dell’indentazione dei fori sulla propagazione delle cricche per fatica” –*XXXII Convegno Nazionale AIAS*, 3-6 settembre 2003.
- [25] V. Nigrelli, G. Virzi Mariotti, V. Borroso - “Miglioramento della vita a fatica di provini forati in lega di alluminio sottoposti ad espansione a freddo ed indentazione anulare”, 2004.