

■ A C C I A I O ■

# Caratterizzazione a fatica di provini in acciaio C40 soggetti a trazione e torsione combinate, in fase e fuori fase

F. Berto, P. Lazzarin

*Il lavoro sintetizza i risultati di una serie di prove di fatica multiassiale su provini intagliati in acciaio C40 normalizzato, soggetti a carichi combinati di trazione e torsione, in fase e fuori fase ( $\Phi=0$  e  $\Phi=90^\circ$ ). I test sono stati effettuati con due diversi rapporti nominali di ciclo,  $R=-1$  e  $R=0$ , mantenendo costante e pari all'unità il rapporto di biassialità,  $\lambda=\sigma_a/\tau_a$ . Gli intagli circolari a V presentavano un raggio di raccordo di 0.5 mm, una profondità di 4 mm e un angolo di apertura di 90 gradi.*

*Ai risultati di fatica multiassiale si aggiungono quelli ottenuti a trazione e torsione pura su provini lisci e intagliati e quelli a sola torsione su di un alberino con spallamento.*

*Per queste serie è sempre stato usato un rapporto nominale pari a  $-1$ .*

*Dopo aver presentato le curve di Wöhler per i singoli casi, tutti i dati relativi alle provette intagliate vengono sintetizzati in due curve, la prima basata sulla densità di energia totale di deformazione, all'apice dell'intaglio, la seconda basata sulla densità di energia di deformazione deviatorica.*

**Parole chiave:** acciaio, fatica, prove meccaniche

## INTRODUZIONE

Il comportamento a fatica in presenza di sola torsione e di trazione e torsione combinate è stato analizzato in modo esteso in letteratura utilizzando provini pre-crepati o indeboliti da fessure ("slit") e intagli di diversa geometria [1-9]. Per sintetizzare i dati sperimentali e rendere agevole il loro utilizzo in progettazione sono stati proposti numerosi criteri, che variano soprattutto in funzione della severità della concentrazione delle tensioni [6,9]. Difficoltà teoriche e sperimentali insorgono in presenza di provette pre-crepate sollecitate in modo misto (modo I più modo III). A causa della torsione si può infatti avere la formazione di una zona plastica molto estesa nella zona vicina all'apice della cricca, con formazione di fenomeni dissipativi tra le superficie a contatto. Ne deriva una forte dipendenza tra geometria della provetta e risultati dei test. E' infine presente una transizione fra modo III e modo I, la quale avviene prima che la cricca si arresti, e ciò rende difficile l'estensione dei metodi basati sul  $\Delta K_{th}$  di soglia dal Modo I al Modo III.

Recentemente sono stati presentati in letteratura alcuni nuovi criteri per la fatica multiassiale. In presenza di effetti di intaglio ridotti Lazzarin e Susmel [6,7] hanno proposto un'estensione non convenzionale della curva di Wöhler. Gasiak e Pawliczek [10] propongono come parametro rappresentativo del danneggiamento a fatica l'energia dissipata nel materiale, pensata come somma di tre contributi: il primo associato alle deformazioni elastiche, il secondo legato all'eventuale presenza di una tensione media non nulla e il terzo associato alle deformazioni plastiche. Il criterio, pensato e sviluppato per sollecitazioni di fatica monoassiale, è stato esteso alla fatica multiassiale mediante l'utilizzo di una ten-

sione equivalente che tiene conto dello stato composto di tensioni realmente presenti sul componente. Banvillet et al. [11] propongono invece un criterio basato sul concetto di volume critico. Viene individuata una tensione di soglia sotto la quale non vi è nucleazione di microcricche e il parametro considerato critico per il cedimento è il lavoro medio di deformazione ceduto al materiale nel volume critico in un ciclo di carico, al quale viene sottratto il lavoro associato alla tensione di soglia in quanto non contribuisce al fenomeno del danneggiamento. Il metodo è facilmente applicabile ai provini lisci o debolmente intagliati, mentre risulta assai onerosa la sua estensione al caso di componenti con elevati effetti d'intaglio. Macha et al. [12] propongono un criterio basato sul concetto di piano critico. Il parametro considerato come causa di cedimento è di tipo energetico ed è funzione dell'energia associata alla deformazione normale e alla deformazione di taglio presenti su tale piano. Un'attenta scelta delle costanti presenti, permette di ottenere la grandezza rappresentativa del fenomeno del danneggiamento che meglio interpola i risultati sperimentali. Con riferimento ai giunti saldati, laddove i raggi di raccordo al piede dei cordoni di saldatura sono estremamente ridotti, Lazzarin et al. [13] formalizzano un criterio energetico basato sul valore medio dell'energia di deformazione calcolata in un volume strutturale ben definito e indipendente dai parametri di sollecitazione almeno in presenza di sollecitazioni in fase fra loro. Lo stesso concetto era già stato utilizzato per sintetizzare oltre 300 dati sperimentali di giunti saldati sollecitati a trazione e flessione [14]. L'influenza delle sollecitazioni fuori fase è presa in esame da Kueppers e Sonsino [15], i quali evidenziano come la presenza dello sfasamento abbia effetti diversi a seconda che il materiale manifesti un comportamento duttile, semiduttile o fragile. Nel caso di giunti saldati in acciaio da costruzione, il materiale mantiene una sufficiente duttilità e l'effetto dello sfasamento tende a ridurre la resistenza a fatica. Nel caso invece di giunti saldati in lega leggera (semiduttili), le sollecitazioni in fase e fuori fase sono egualmente penalizzanti.

Il presente lavoro riassume i risultati sperimentali di test a

Filippo Berto, Paolo Lazzarin

Dipartimento di Tecnica e Gestione dei sistemi industriali,  
Università di Padova, sede di Vicenza

Memoria presentata al 30° Convegno nazionale AIM, Vicenza 17-19 novembre 2004

fatica effettuati su provini assialsimmetrici, lisci e intagliati, soggetti sia a trazione e torsione pura, sia a carico combinato di trazione e torsione. I provini intagliati presentavano un raggio di fondo intaglio di 0.5 mm, una profondità di 4 mm e un angolo di apertura di 90° (figura 1). La sperimentazione ha previsto:

- due serie di provini lisci soggetti a torsione pura [16] e sforzo assiale [17], con un rapporto nominale di ciclo,  $R=-1$ .
- due serie di provini con intagli a V soggetti a torsione pura [16] e sforzo assiale [17], con un rapporto nominale di ciclo,  $R=-1$ .
- quattro serie di test a fatica multiassiale su provini con intagli a V, variando il rapporto nominale di ciclo ( $R=0$  e  $R=-1$ ) e la fase ( $\Phi=0$  e  $\Phi=90^\circ$ ). E' stato mantenuto costante e pari ad uno il rapporto di biassialità,  $\lambda$  [17].
- una serie di test a torsione con un rapporto nominale di ciclo  $R=-1$  su un albero con spallamento, che presentava un raggio di raccordo di 0.5 mm nel punto di variazione della sezione [16].

In presenza di raggi di raccordo così piccoli, il comportamento a fatica del componente intagliato non è più controllato dal fattore teorico di concentrazione delle tensioni, che risulta troppo penalizzante rispetto al comportamento del materiale base non intagliato. D'altra parte un raggio di raccordo di 0.5 mm è troppo elevato per utilizzare un criterio basato sui fattori di intensificazione delle tensioni (Notch Stress Intensity Factors, NSIFs) che, al momento, sono stati applicati solo con riferimento agli intagli non raccordati [13,14].

Sebbene sia opinione degli autori che un approccio basato sull'energia locale di deformazione in un volume finito [18-20] permetterebbe di sintetizzare tutti i risultati dei test in una singola banda con una bassa dispersione dei dati, in questo contributo i dati saranno presentati solo in funzione delle tensioni nominali nette e in funzione della densità dell'energia totale e deviatorica presenti all'apice dell'intaglio. Il calcolo della densità di energia sarà, per semplicità, basato sui fattori teorici di concentrazione delle tensioni, rinunciando al momento a un legame esplicito con il materiale base (il quale richiederebbe un criterio di volume [18-20] e non di punto).

MATERIALE E GEOMETRIA DEI PROVINI

Le geometrie dei provini lisci e intagliati e dell'albero con spallamento sono riportate in figura 1. I provini assialsimmetrici con intaglio a V circonferenziale (figura 1b) hanno una profondità dell'intaglio di 4 mm. Il raggio di fondo intaglio è 0.5 mm e l'angolo di apertura è 90°. Per quanto riguarda invece l'albero, l'altezza dello spallamento è 4 mm e il raggio di raccordo in corrispondenza della variazione della sezione è ancora di 0.5 mm (figura 1c).

Un raggio di raccordo di 0.5 mm rende difficile una correlazione fra il fattore teorico di concentrazione delle tensioni,  $K_t$ , e il fattore di riduzione della vita a fatica,  $K_f$ , in quanto l'indice di sensibilità all'intaglio manifesta una elevata dispersione di valori per raggi ridotti, come già ben evidenziato da Peterson in passato. I fattori teorici di concentrazione delle tensioni  $K_t$  sono stati ricavati per le diverse geometrie con il metodo degli elementi finiti, utilizzando il codice ANSYS®. In particolare per i provini intagliati  $K_t$  è risultato pari a 3.68 a trazione e 1.95 a torsione (entrambi i valori riferiti alla sezione netta). L'albero con spallamento risultava invece caratterizzato da un fattore teorico di concentrazione delle tensioni  $K_{t,net} = 1.82$ , con riferimento alla sola torsione.

Alcune analisi microstrutturali hanno mostrato che l'acciaio C40 fosse allo stato normalizzato, con presenza di due fasi

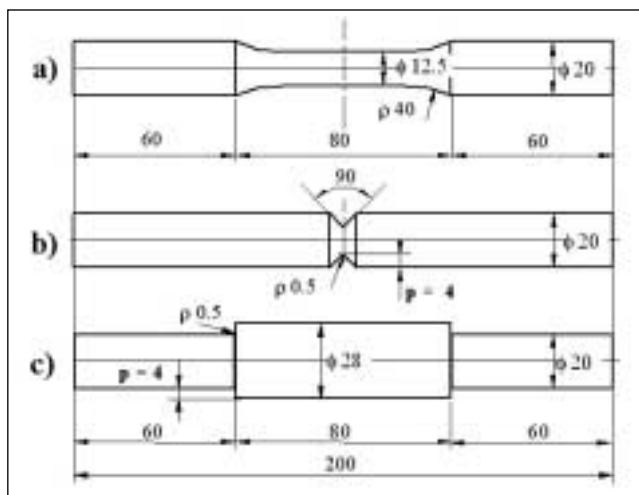


Fig. 1 - Geometria dei provini.

Fig. 1 - Geometry of the specimens.

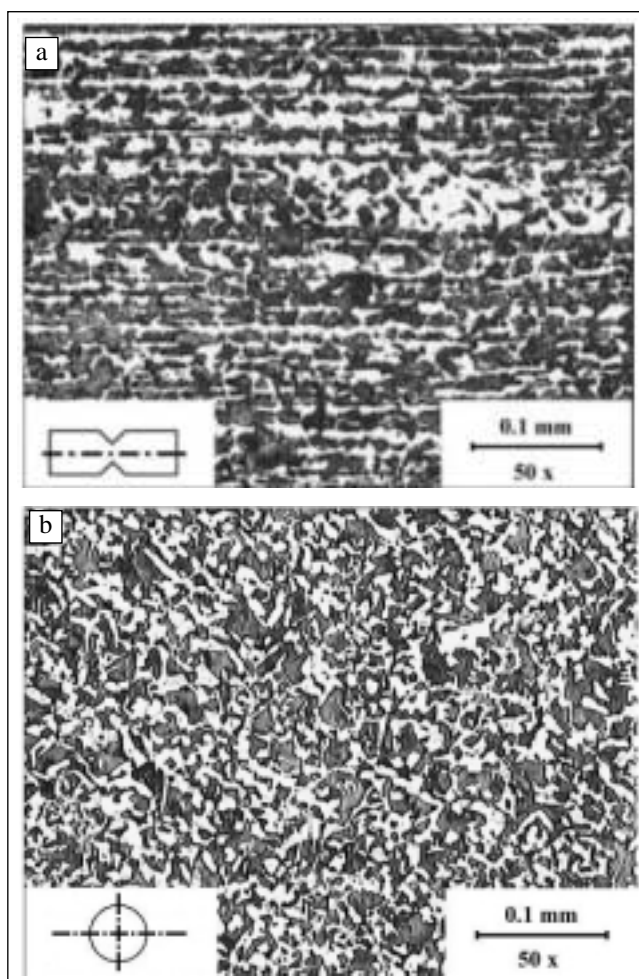


Fig. 2 - Microstruttura dell'acciaio C40 normalizzato; (a) sezione longitudinale; (b) sezione trasversale.

Fig. 2 - Microstructure of the normalised C40 steel; (a) longitudinal section; (b) transversal section.

E [MPa]	$\sigma_{p0,2}$ [MPa]	$\sigma_u$ [MPa]
206000	537	715

Tabella 1 - Modulo elastico e proprietà di resistenza statica dell'acciaio C40 normalizzato.

Table 1 - Elastic modulus and static properties of C40 carbon steel (normalised state).

distinte: ferrite (zone bianche in figura 2a e 2b) e perlite (zone scure). Durante il processo di estrusione, le due fasi erano state forzate a disporsi in bande alternate, aventi la direzione principale coincidente con l'asse longitudinale del provino.

Con alcune prove statiche di trazione sono state determinate la tensione di snervamento, la tensione di rottura  $\sigma_u$  e il modulo elastico longitudinale del materiale (tabella 1).

PROCEDURA SPERIMENTALE

Prima di effettuare i test a fatica tutti i provini sono stati lucidati in modo da migliorare la qualità delle superficie eliminando i solchi dovuti alle lavorazioni alle macchine utensili. La lucidatura delle superficie era indispensabile per la successiva analisi al microscopio delle fasi di propagazione delle cricche. I test sono stati effettuati con una macchina biassiale servoidraulica MTS 809. La macchina ha un fondo scala di 100 KN a trazione e di 1100 Nm a torsione.

Tutti i test sono stati effettuati in controllo di carico. La frequenza utilizzata variava fra 5 e 20 Hz in funzione della geometria e del livello di sollecitazione. Non appena i test a fatica erano conclusi, le zone di fondo gola degli intagli e le superficie di frattura venivano analizzate a campione mediante stereoscopia ottica e microscopia elettronica.

COMPORAMENTO A FATICA DI PROVINI LISCI E INTAGLIATI SOGGETTI A TRAZIONE E A TORSIONE PURA

In tabella 2 sono riportati i valori del limite di fatica a  $2 \cdot 10^6$  (riferiti alla sezione netta) per i provini lisci e intagliati soggetti a trazione e a torsione pura. I test sono stati effettuati con rapporto nominale di ciclo  $R=-1$ . È inoltre riportata la pendenza della curva di Wöhler,  $k$ , l'indice di dispersione riferito al 10-90 % della probabilità di sopravvivenza e infine il valore di  $K_f$ . In figura 3 e 4 sono riportate le curve di Wöhler e le relative bande di dispersione per i casi di trazione e torsione pura.

Durante i test a fatica assiale e torsionale sono state monito-

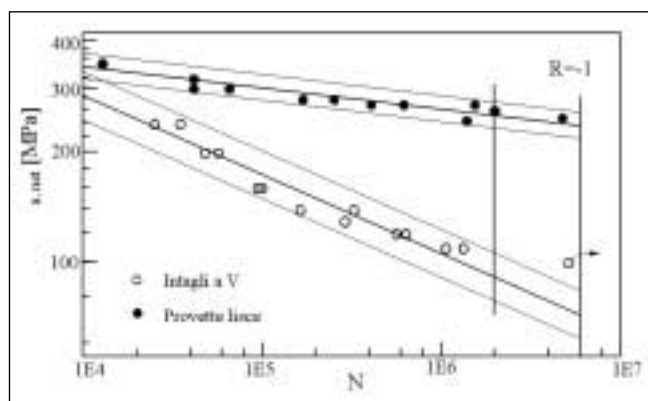


Fig. 3 - Curves of Wöhler for smooth and notched specimens under pure axial tension [17].

Fig. 3 - Fatigue strength data from pure axial tests on plain and notched specimens [17].

Tabella 2 - Risultati dei test a fatica su provini lisci e intagliati soggetti a trazione e a torsione pura ( $R=-1$ ; ampiezze di tensione riferite alla sezione netta).

Table 2 - Results of pure axial and torsion tests on smooth and notched specimens ( $R=-1$ ; stress amplitudes referred to the net section).

Serie	N° dati	$\tau_{A50\%} - \sigma_{A50\%}$ [MPa] a $2 \cdot 10^6$ cicli	k	$T_\tau - T_\sigma$	$K_f$
Assiale - Provette lisce	13	251.8	17.1	1.17	
Assiale - Intagli a V	14	90.6	4.6	1.35	2.78
Torsione - Provette lisce	14	195.8	18.2	1.09	
Torsione - Intagli a V	12	152.8	8.2	1.36	1.28

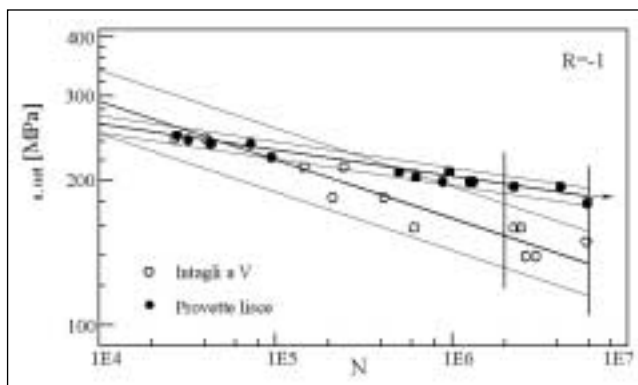


Fig. 4 - Curves of Wöhler for smooth and notched specimens under pure torsion [16].

Fig. 4 - Fatigue strength data from pure torsion tests on plain and notched specimens [16].

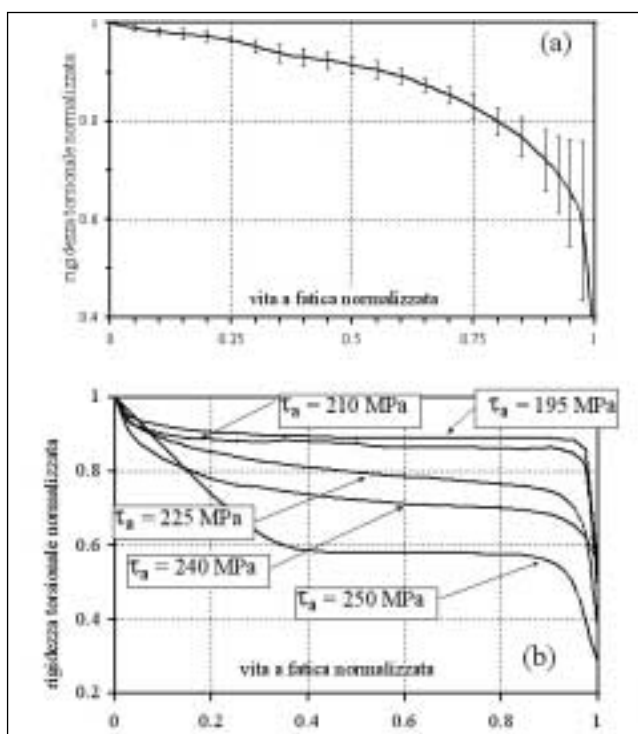


Fig. 5 - Curves of rigidezza normalizzata per provini intagliati (a) e lisci (b).

Fig. 5 - Plots of the normalised stiffness for notched (a) and plain (b) specimens.

rate le rigidezze. La rigidezza torsionale per i provini intagliati non era influenzata dall'ampiezza di tensione, cosicché la curva di rigidezza normalizzata risultava essere la stessa per tutti i provini.

La curva di rigidezza dei provini lisci è risultata invece fortemente dipendente dall'ampiezza di tensione applicata. Le curve di rigidezza, normalizzate rispetto al loro valore iniziale, presentano andamenti del tutto diversi ad alto e a basso numero di cicli. La figura 5 mostra le curve di rigidezza

normalizzate per i provini lisci e intagliati soggetti a torsione.

Con riferimento alle prove assiali, l'andamento delle curve di rigidezza è risultato simile. Nel caso dei provini intagliati una sola curva normalizzata descrive il comportamento di tutti i provini, mentre per i provini lisci la curva di rigidezza normalizzata dipende dall'ampiezza di tensione applicata.

**COMPORAMENTO A FATICA DELL'ALBERO CON SPALLAMENTO SOGGETTO A TORSIONE**

In tabella 3 sono riportati i valori del limite di fatica a  $2 \cdot 10^6$  (riferiti alla sezione netta) per i test effettuati sull'albero con spallamento soggetto a torsione pura. I test sono stati effettuati con rapporto nominale di ciclo  $R=-1$ . È inoltre riportata la pendenza della curva di Wöhler,  $k$ , e l'indice di dispersione riferito al 10-90 % della probabilità di sopravvivenza. In figura 6 è riportata la curva di Wöhler e la relativa banda di dispersione (con confidenza 0.95).

**RISULTATI DEI TEST A FATICA MULTIASSIALE SU PROVINI INTAGLIATI**

In tabella 4 sono riassunti i risultati delle quattro serie di test a fatica multiassiale. In particolare sono riportati il limite a fatica a  $2 \cdot 10^6$  cicli, la pendenza della curva di Wöhler,  $k$ , l'indice di dispersione riferito al 10-90% della probabilità di sopravvivenza. La resistenza a fatica cala di molto, in presenza di carichi combinati, rispetto ai casi di torsione e trazione pura. In figura 7 e 8 si riportano i risultati dei test effettuati rispettivamente con rapporto nominale di ciclo  $R=-1$

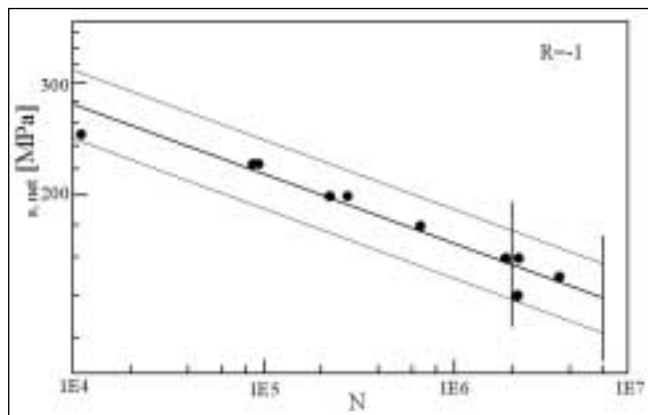


Fig. 6 - Curva di Wöhler ricavate dai test a fatica sull'albero con spallamento [16].

Fig. 6 - Fatigue strength data from pure torsion tests on the shaft with shoulder [16].

Tabella 3 - Risultati dei test a fatica sull'albero con spallamento soggetto a torsione (Ampiezza  $\tau_A$  riferita alla sezione netta).

Table 3 - Results of the pure torsion tests carried out on the shaft with shoulder

Serie	N° dati	$\tau_{A50\%}$ [MPa] a $2 \cdot 10^6$ cicli	k	$T_\tau$	$K_f$
Albero con spallamento	10	155.7	9.13	1.28	1.26

Tabella 4 - Sintesi dei risultati dei test a fatica multiassiale sui provini intagliati.

Table 4 - Results of multiaxial fatigue tests on the notched specimens.

Serie	N° dati	R	$\Phi$	$T_\sigma$	$\sigma_{A50\%}$ [MPa] a $2 \cdot 10^6$ cicli	k
1	13	-1	0	1.809	101.01	5.75
2	12	-1	90°	1.543	99.56	7.97
3	9	0	0	1.206	67.92	4.96
4	16	0	90°	1.514	66.84	5.27

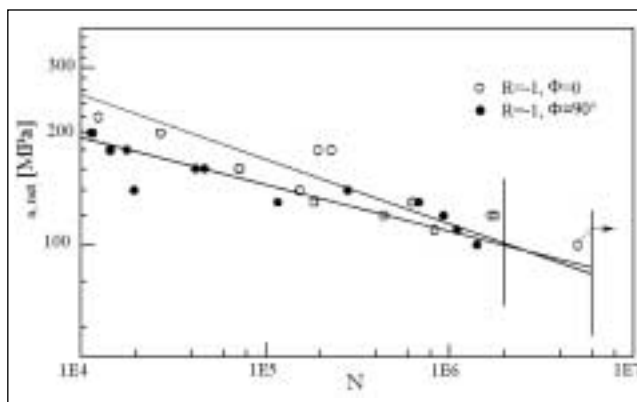


Fig. 7 - Risultati dei test a fatica multiassiale effettuati con rapporto nominale di ciclo  $R=-1$  ( $\Phi=0$  e  $90^\circ$ ) [17].

Fig. 7 - Multiaxial fatigue strength data obtained under a nominal load ratio  $R=-1$  ( $\Phi=0$  e  $90^\circ$ ) [17].

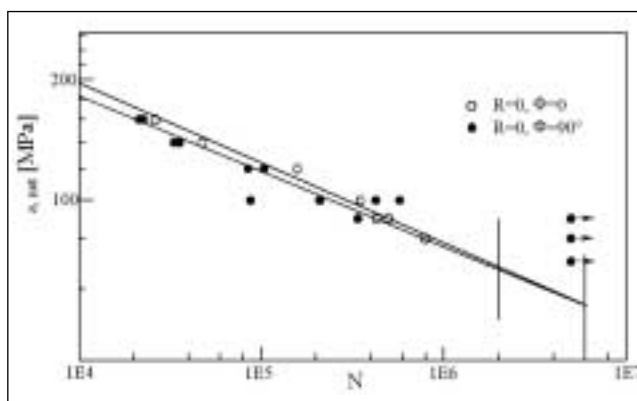


Fig. 8 - Risultati dei test a fatica multiassiale effettuati con rapporto nominale di ciclo  $R=0$  ( $\Phi=0$  e  $90^\circ$ ) [17].

Fig. 8 - Multiaxial fatigue strength data obtained under a nominal load ratio  $R=0$  ( $\Phi=0$  e  $90^\circ$ ) [17].

e  $R=0$  e le relative bande di dispersione. A parità di rapporto di ciclo e di rapporto di biassialità, che è stato tenuto costante e pari ad uno in tutti i test, sono presenti due serie per figura corrispondenti ai differenti valori assunti dalla fase,  $\Phi=0$  e  $\Phi=90^\circ$ .

Dai test effettuati si può notare come il comportamento a fatica del materiale sia influenzato prevalentemente dal rapporto nominale di ciclo,  $R$ , mentre l'effetto della fase sembra essere trascurabile per il materiale in esame. In figura 9 si sintetizzano i risultati distinguendo due diverse serie di dati corrispondenti ai due diversi rapporti nominali di ciclo utilizzati,  $R=0$  e  $R=-1$ .

Durante le prove sono state monitorate la rigidezza assiale e quella torsionale (Figure 10a e 10b). La rigidezza torsionale

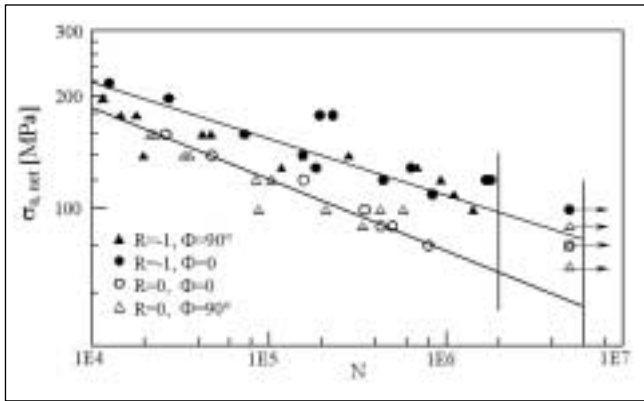


Fig. 9 – Influenza del rapporto nominale di ciclo sulla resistenza a fatica.

Fig. 9 – Influence of the nominal load ratio R on the fatigue strength.

normalizzata rispetto al valore massimo non varia al variare del livello di carico, della fase e del rapporto nominale di ciclo. Inoltre l'andamento è simile a quello ottenuto nel caso di torsione pura. La rigidezza decresce lentamente fino al 90% della vita del provino e successivamente presenta un notevole decremento. La rigidezza assiale invece è diversa da quella ottenuta nel caso di trazione pura e dipende sia dal rapporto nominale di ciclo, R, che dalla fase, Φ. Essa presenta un improvviso calo all'inizio del test, mantiene un valore costante fino a circa il 90% della vita del provino e quindi decresce velocemente nell'ultimo tratto. Nel caso di rapporto nominale di ciclo R=-1 la diminuzione di rigidezza che si ha nella fase iniziale della prova è più marcato.

**ANALISI DEI RISULTATI SPERIMENTALI  
IN TERMINI DI VARIAZIONE DELLA DENSITÀ  
DI ENERGIA TOTALE E DEVIATORICA DI DEFORMAZIONE  
ALL'APICE DELL'INTAGLIO**

Recentemente Lazzarin et al. [13] hanno esteso l'utilizzo di un criterio energetico basato sul concetto di volume strutturale di Neuber [18], alla fatica multiassiale di giunzioni saldate. In quel lavoro il piede del cordone di saldatura è stato modellato come un intaglio a V con raggio di raccordo nullo. L'energia è stata mediata sul volume critico e espressa in forma chiusa in termini dei fattori generalizzati di intensificazione delle tensioni (N-SIF) di modo I e di modo III. Per il materiale saldato considerato nella referenza [13] il raggio del volume strutturale era pari a circa 0.4 mm. I provini considerati nel presente contributo risultano caratterizzati da un raggio di raccordo di 0.5 mm, troppo elevato a parere degli scriventi per applicare fattori di intensificazione delle tensioni calcolati in assenza di raccordo.

Nell'attesa di estendere alla fatica multiassiale un criterio energetico di volume valido per intagli caratterizzati da bassi valori del raggio di raccordo [20], questo lavoro utilizza un criterio energetico di punto, basato sui fattori teorici di concentrazione delle tensioni a trazione e torsione. Si considerano quindi solo i risultati delle provette intagliate, non quelli relativi al materiale base, e si effettua una sintesi basata sul valore massimo puntuale della densità di energia totale di deformazione, operando un'estensione non convenzionale del criterio di Beltrami. Per confronto, la sintesi viene poi estesa computando il valore massimo della densità di energia deviatorica.

La densità di energia totale di deformazione, valutata all'apice dell'intaglio, può essere espressa come segue:

$$\Delta W_t = \frac{c_w}{2 \cdot E} \cdot (\Delta \sigma_{p,d}^2 + 2 \cdot (1 + \nu) \cdot \Delta \tau_{p,d}^2) \quad (1)$$

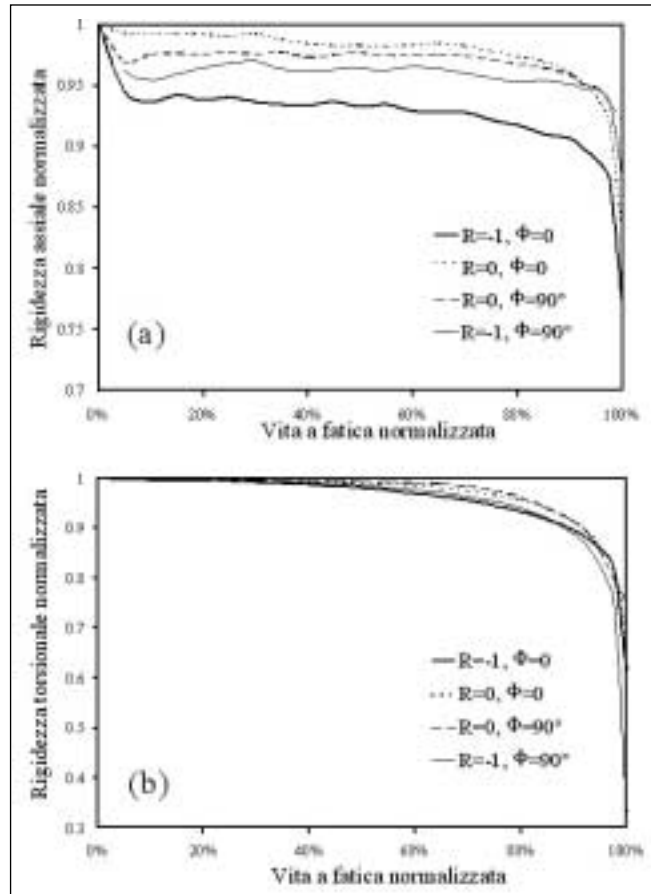


Fig. 10 – Curve di rigidezza assiali (a) e torsionali (b) per i provini intagliati soggetti a fatica multiassiale.

Fig. 10 – Axial (a) and torsion (b) normalised stiffness for notched specimens under multiaxial loading.

dove E e ν sono ovviamente il modulo di Young e il coefficiente di Poisson del materiale e Δσ<sub>p,el</sub> e Δτ<sub>p,el</sub> sono le tensioni elastiche di picco valutate sull'apice dell'intaglio. Il parametro c<sub>w</sub> consente di stimare l'influenza del rapporto nominale di ciclo ed è definito come [Lazzarin et al., 13]:

$$c_w(R) = \begin{cases} \frac{1+R^2}{(1-R)^2} & \text{se } -1 \leq R < 0 \\ \frac{1-R^2}{(1-R)^2} & \text{se } 0 \leq R \leq 1 \end{cases} \quad (2)$$

Il parametro c<sub>w</sub> vale 0.5 e 1 per un valore del rapporto nominale di ciclo rispettivamente pari a R=-1 e R=0. Si riporta in figura 11 l'andamento di c<sub>w</sub> in funzione di R [13]. L'espressione (1), riscritta in funzione dei fattori teorici di concentrazione delle tensioni, diventa:

$$\Delta W_t = \frac{c_w}{2 \cdot E} \cdot (K_{1,tot,assiale}^2 \cdot \Delta \sigma_{tot}^2 + 2 \cdot (1 + \nu) \cdot K_{1,tot,torsionale}^2 \cdot \Delta \tau_{tot}^2) \quad (3)$$

Allo stesso modo è immediato ricavare l'espressione valida per la densità di energia deviatorica:

$$\Delta W_t = c_w \frac{(1 + \nu)}{3 \cdot E} \cdot (K_{1,tot,assiale}^2 \cdot \Delta \sigma_{tot}^2 + 3 \cdot K_{1,tot,torsionale}^2 \cdot \Delta \tau_{tot}^2) \quad (4)$$

Tutti i dati sperimentali rielaborati in termini dell'energia di deformazione totale all'apice dell'intaglio sono riportati in figura 12, laddove è riportata anche la banda di dispersione al 10 e al 90 % della probabilità di sopravvivenza e i risulta-

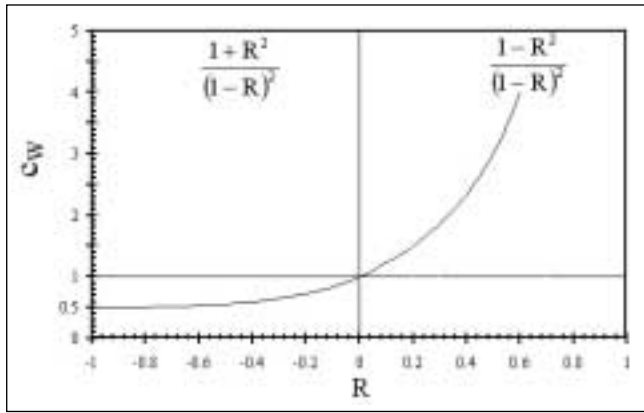


Fig. 11 – Fattore  $c_w$  in funzione del rapporto nominale di ciclo  $R$  [13].

Fig. 11 – Coefficient  $c_w$  as a function of the nominal load ratio  $R$  [13].

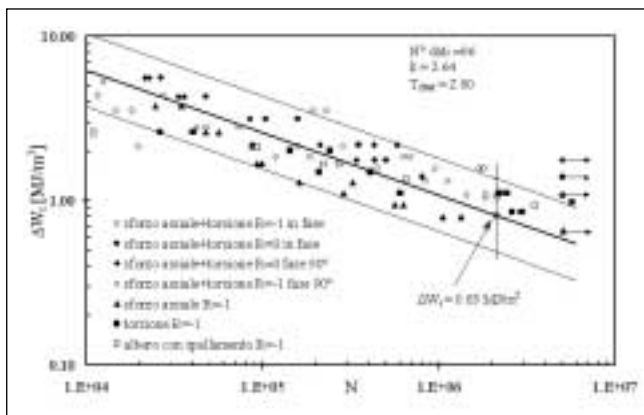


Fig. 12 – Sintesi dei risultati sperimentali in termini di densità di energia totale di deformazione.

Fig. 12 – Fatigue strength data of the notched specimens given in terms of the total strain energy density at the notch tip.

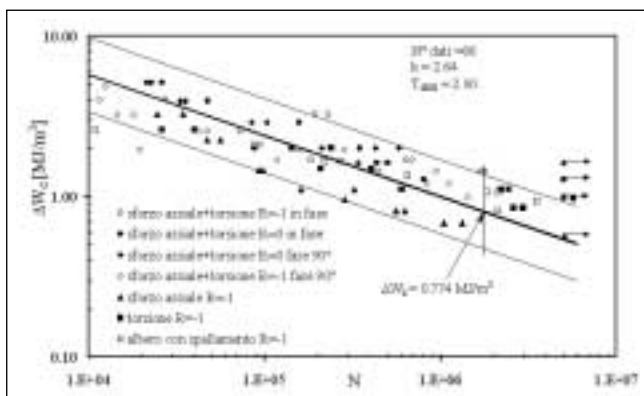


Fig. 13 – Sintesi dei risultati sperimentali in termini di densità di energia deviatorica di deformazione.

Fig. 13 – Fatigue strength data of the notched specimens given in terms of the deviatoric strain energy density at the notch tip.

ti dell'analisi statistica: la pendenza  $k$  della curva di sintesi, l'indice di dispersione  $T$ , il valore medio della densità di energia di deformazione totale a  $2 \cdot 10^6$  cicli.

L'utilizzo come parametro di sintesi della densità di energia totale di deformazione ha permesso di compattare i risultati di tutti i test a fatica effettuati all'interno di un'unica banda con fattore di dispersione pari a 2.8. Se uno riconvertisse tale fattore in termini di tensione fittizia, otterrebbe un  $T_\sigma$  di 1.67, valore piuttosto soddisfacente visto che la sintesi è sta-

ta condotta con un semplice criterio di punto, coinvolgendo rapporti di ciclo diversi e sollecitazioni assiali e torsionali sia in fase sia fuori fase.

In figura 13 si riportano invece tutti i dati sperimentali relativi ai provini intagliati rielaborati utilizzando come parametro di sintesi la densità di energia di deformazione deviatorica valutata puntualmente sull'apice dell'intaglio nell'ipotesi di comportamento lineare elastico del materiale.

Anche mediante l'utilizzo della densità di energia deviatorica è stato possibile compattare tutti i risultati in un'unica banda con indice di dispersione dei dati pari a 2.9. La pendenza della curva,  $k$ , è la stessa nei due casi, mentre è diverso il valore di riferimento a  $2 \cdot 10^6$  cicli ( $0.83 \text{ MJ/m}^3$  per la densità di energia totale e  $0.77$  per quella deviatorica).

Sebbene in questo lavoro i risultati dei test vengano sintetizzati utilizzando criteri energetici puntuali, è opinione degli autori che un approccio basato sull'energia locale di deformazione in un volume finito permetterebbe di compattare tutti i risultati dei test in una singola banda con una dispersione dei dati sufficientemente ridotta. Nel prossimo paragrafo si introdurrà quindi il concetto di volume strutturale.

### VOLUME STRUTTURALE E CRITERIO ENERGETICO

Il concetto di "volume strutturale elementare" fu introdotto per la prima volta da Neuber [18]. Neuber propose di utilizzare come grandezza critica per il cedimento la tensione mediata su una lunghezza caratteristica del materiale e trovò un legame fra tale grandezza e il fattore di riduzione della resistenza a fatica  $K_f$ .

Lazzarin e Zambardi [19] utilizzarono proprio il valore medio dell'energia locale per predire il cedimento statico e a fatica di componenti indeboliti da intagli a spigolo vivo, con angolo di apertura fortemente variabile. Il raggio critico  $R_C$  del settore circolare (figura 14a) sul quale veniva mediata l'energia veniva espresso in funzione della tensione di rottura e della tenacità a frattura  $K_{IC}$  nel caso di sollecitazioni statiche, del limite di fatica e da  $\Delta K_{th}$  nel caso di fatica ad alto numero di cicli. Il criterio è stato validato utilizzando molte serie di dati sperimentali tratti dalla letteratura, relativi sia a prove statiche su provini in PMMA e Duralluminio soggetti a modo I e a modo misto, sia a prove di fatica condotte su provini di acciaio intagliati e su giunti saldati [19].

Il criterio energetico proposto da Lazzarin e Zambardi [19] per gli intagli a spigolo vivo può quindi essere esteso a componenti indeboliti da intagli a V raccordati, considerando sia la dipendenza dall'angolo di apertura, sia quella dal rapporto fra il raggio critico,  $R_C$ , e il raggio di fondo intaglio,  $\rho$  [20].

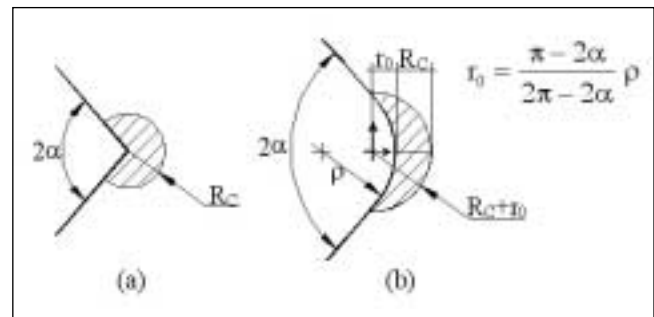


Fig. 14 – Volume strutturale per intagli a spigolo vivo (a) e raccordati (b).

Fig. 14 – Structural volume for sharp (a) and rounded (b) V-shaped notches

L'espressione dell'energia totale mediata sul volume strutturale di raggio critico  $R_C$  (figura 14b) e nel caso di intagli a V raccordati, soggetti solo a Modo I, è la seguente [20]:



$$\bar{W}_I^{(0)} = F(2\alpha) H(2\alpha, \frac{R_c}{\rho}) \frac{\sigma_{max}^2}{E} \quad (5)$$

Nella espressione (5)  $\sigma_{max}$  è la tensione massima presente sull'apice dell'intaglio e  $E$  il modulo di Young del materiale. I valori di  $F$  sono riportati in Tabella 5 al variare dell'angolo di apertura dell'intaglio, i valori di  $H$  sono riportati in Tabella 6 per alcuni angoli di apertura e diversi rapporti  $R_c/\rho$ . Una sintesi in termini di energia locale nel volume strutturale in presenza di sollecitazioni multiassiali, in fase e fuori fase, è in corso d'opera.

**ANALISI DELLE SUPERFICIE DI FRATTURA**

A causa dell'elevata profondità dell'intaglio non è stato possibile monitorare la propagazione delle cricche durante i test. Sono state invece fotografate al microscopio elettronico a scansione le superficie di frattura dei provini (figura 15). Nei provini sollecitati a sforzo assiale e torsionale in fase, indipendentemente dal rapporto nominale di ciclo, si sono osservate due zone distinte corrispondenti alle due fasi della

rottura per fatica. In prossimità dell'apice dell'intaglio vi era la zona di innesco delle cricche che propagavano poi verso l'interno del provino in direzione radiale attorno ad un asse che non coincide con l'asse longitudinale del provino. Nella fatica ad alto numero di cicli il numero di cricche risultava minore rispetto ai campioni sollecitati ad alto carico. Per contro maggiore risultava la loro lunghezza. La propagazione delle cricche avveniva lungo superficie inclinate secondo angoli differenti e diversi da  $\pm 45^\circ$  (angolo tipico di propagazione nel caso di provini sollecitati a torsione pura). Ciò era imputabile alla presenza combinata dello sforzo assiale e torsionale. In figura 15 è talora visibile una zona più opaca, dovuta al cedimento statico per il raggiungimento della sezione critica di rottura. Tale zona non circonda l'asse longitudinale del provino.

Anche nei provini sollecitati a sforzo combinato assiale-torsionale in presenza di sfasamento si osservavano sempre due zone distinte. La zona più opaca, corrispondente alla rottura di schianto, è simile a quella riscontrata nei provini sollecitati a fatica multiassiale in fase. Nella seconda zona, corrispondente all'innesco e alla propagazione stabile delle cricche, si osservava una differenza rispetto alle superficie di frattura dei provini soggetti a carico combinato in fase: la superficie appare più levigata e non vi sono più porzioni di materiale che si sono staccate. Inoltre la propagazione delle cricche avviene principalmente in direzione ortogonale all'asse longitudinale del provino. In tutte le superficie analizzate le sporgenze risultavano arrotondate per l'effetto dello sfregamento dovuto alla sollecitazione torsionale.

Si riportano in figura 16 le foto effettuate allo stereoscopio ottico delle sezioni longitudinali in prossimità dell'intaglio

2 $\alpha$ [rad]	F(2 $\alpha$ )
0	0.7850
$\pi/3$	0.6620
$2\pi/3$	0.8779
$3\pi/4$	1.0717

Tabella 5 – Valori di  $F$  per diversi angoli di apertura [20].

Table 5 – Values of  $F$  for different notch opening angles.

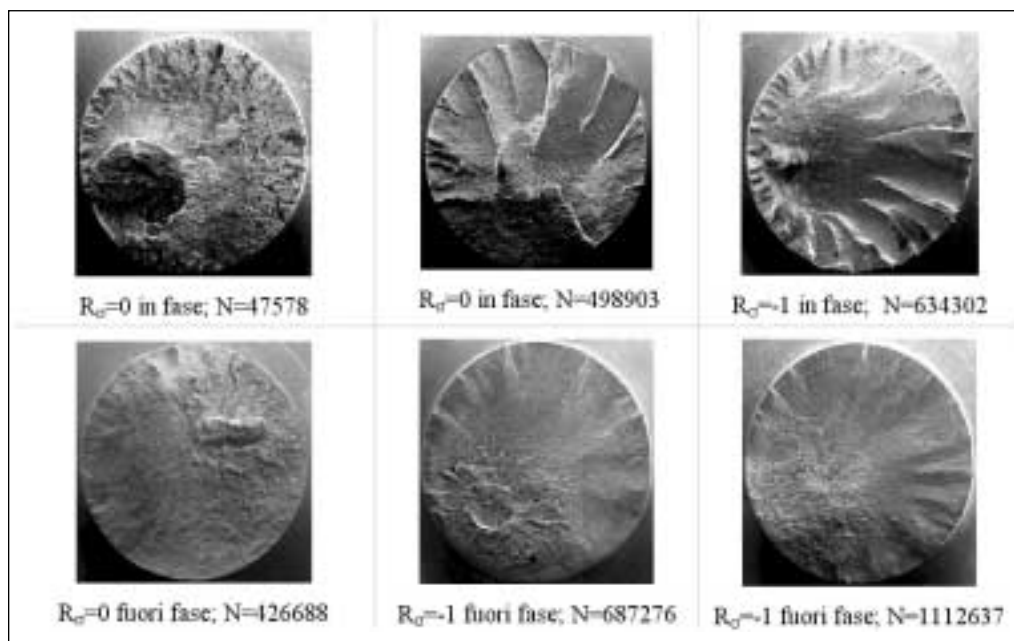
Tabella 6 – Valori di  $H$  per diversi angoli di apertura e diversi rapporti  $R_c/\rho$  [20].

Table 6 – Values of  $H$  for different notch opening angles and different values of  $R_c/\rho$  ratio.

2 $\alpha$ (rad)	$R_c/\rho$	H			2 $\alpha$ (rad)	$R_c/\rho$	H		
		$v=0.3$	$v=0.35$	$v=0.4$			$v=0.3$	$v=0.35$	$v=0.4$
0	0.01	0.5638	0.5432	0.5194	$2\pi/3$	0.01	0.5017	0.4836	0.4628
	0.05	0.5086	0.4884	0.4652		0.05	0.4465	0.4298	0.4106
	0.1	0.4518	0.4322	0.4099		0.1	0.3920	0.3767	0.3591
	1	0.1314	0.1217	0.1110		1	0.1135	0.1079	0.1015
$\pi/3$	0.01	0.6678	0.6436	0.6157	$3\pi/4$	0.01	0.4114	0.3966	0.3795
	0.05	0.5998	0.5769	0.5506		0.05	0.3652	0.3516	0.3359
	0.1	0.5302	0.5087	0.4842		0.1	0.3206	0.3082	0.2938
	1	0.1435	0.1349	0.1252		1	0.1037	0.0988	0.0932

Fig. 15 – Immagini di alcune superficie di frattura.

Fig. 15 – Some fracture surfaces.



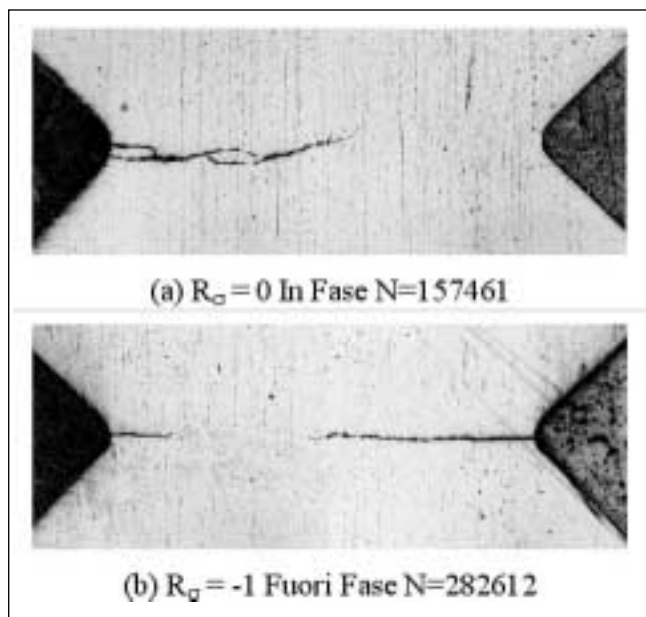


Fig. 16 – Sezioni longitudinali al 100% della vita a fatica di due provini soggetti a fatica multiassiale.

Fig. 16 – Longitudinal section of two specimens carried out to failure under multiaxial loading.

di alcuni provini rotti. In particolare si osserva la differenza di comportamento dei campioni soggetti a fatica multiassiale in fase e fuori fase. Nel primo caso si ha una ramificazione delle cricche con l'isolamento di porzioni di materiale che tendono a staccarsi in prossimità dell'apice dell'intaglio (figura 16a). In presenza di sfasamento si osserva invece una propagazione delle cricche verso l'interno del provino in direzione perpendicolare all'asse, senza particolari ramificazioni (figura 16b).

Inoltre si sono analizzati al microscopio i provini non rotti per verificare l'eventuale presenza di cricche. In alcuni provini che avevano raggiunto un numero di cicli pari a  $5 \cdot 10^6$ , alcune cricche risultavano visibili allo stereoscopio ottico (figura 17). La propagazione era avvenuta sia a bordo grano sia con attraversamento del grano, senza una modalità di avanzamento preferenziale.

### CONCLUSIONI

È stata presentata una sintesi dei risultati di test a fatica effettuati su provini in acciaio C40 normalizzato. Il comportamento del materiale a fatica è stato studiato con prove di fatica a torsione e a trazione pura e una loro combinazione, in

fase e fuori fase. Sono stati presi in esame provini lisci e con intagli aperti a V, con raggio di raccordo pari a 0.5 mm.

Il comportamento a fatica del materiale in presenza di carichi combinati di trazione e torsione è risultato sensibile solo al rapporto nominale di ciclo R, mentre l'effetto del fuori-fase è risultato essere trascurabile. Dopo aver presentato singolarmente le curve di Wöhler convenzionali, i dati relativi alle provette intagliate sono stati sintetizzati in un'unica banda, usando dapprima la variazione della densità di energia totale di deformazione all'apice dell'intaglio, quindi la variazione della densità di energia deviatorica. Il criterio sarà in futuro esteso a un volume strutturale, le cui caratteristiche geometriche sono state qui definite.

### RINGRAZIAMENTI

Gli autori desiderano ringraziare l'Università di Padova che ha finanziato questa ricerca nell'ambito dei Progetti di Ateneo (Codice progetto CPDA035135).

Un grazie sentito anche alla Ditta Mecc Alte SpA (Creazzo, VI) per l'accurata preparazione dei provini.

### BIBLIOGRAFIA

- [1] Pook L.P., in: Fatigue thresholds: Fundamentals and Engineering applications. West Midlands U.K. : EMAS Ltd, 1982, pp. 1007-1032.
- [2] Tong J., Yates J.R. and Brown M.W., "Some aspects of fatigue thresholds under mode III and mixed mode and I loadings", International Journal of Fatigue, 18, 1996, pp. 279-285.
- [3] Murakami Y. and Takahashi K., "Torsional fatigue of a medium carbon steel containing an initial small surface crack introduced by tension-compression fatigue: crack branching, non-propagation and fatigue limit", Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures, 21, 1998, pp. 1473-1484.
- [4] Marquis G. and Socie D. F., "Long-life torsion fatigue with normal mean stress", Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures, 23, 2000, pp. 293-300.
- [5] Makabe C. and Socie D.F., "Crack growth mechanism in precracked torsional fatigue specimens", Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 24, 2001, pp. 607-615.
- [6] Susmel L., Lazzarin P., "A bi-parametric Wöhler curve for high cycle multiaxial fatigue assessment", Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 25 (1), 2002, pp. 63-78.

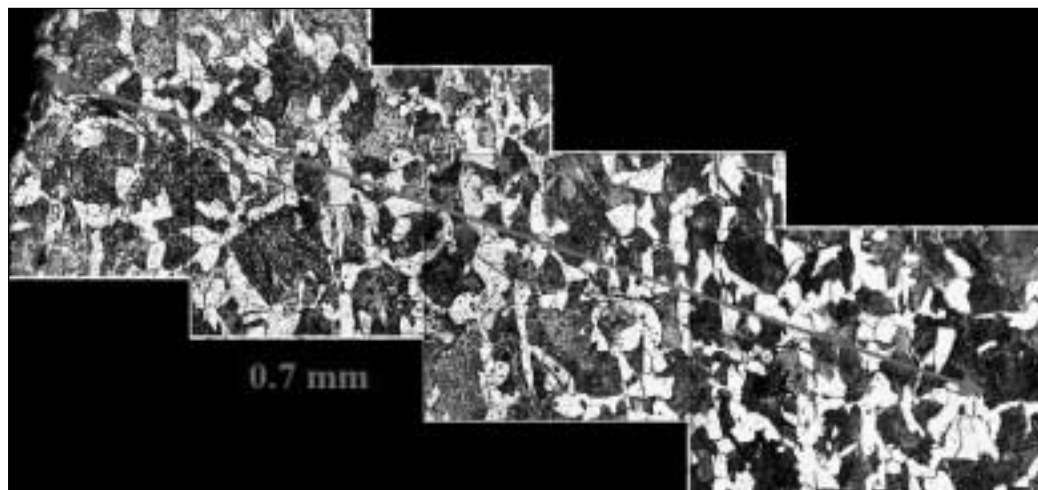


Fig. 17 – Cricca presente in un provino non rotto (run-out a  $5 \cdot 10^6$  cicli,  $\sigma_{a,net} = \tau_{a,net} = 100$  MPa,  $R = -1$ ,  $\Phi = 0$ ).

Fig. 17 – Crack detected in a run-out specimen ( $N = 5 \cdot 10^6$ ,  $\sigma_{a,net} = \tau_{a,net} = 100$  MPa,  $R = -1$ ,  $\Phi = 0$ ).



- [7] Lazzarin P., Susmel L., "A stress-based method to predict lifetime under multiaxial fatigue loadings", *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 26, 2003, pp. 1171-1187.
- [8] Sonsino C.M., Lagoda T., "Assessment of multiaxial fatigue behaviour of welded joints under combined bending and torsion by application of a fictitious notch radius", *International Journal of Fatigue*, 26, 2004, pp. 265-279.
- [9] Susmel L. and Taylor D., "Two methods for predicting the multiaxial fatigue limits of sharp notches", *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 26, 2003, pp. 821-833.
- [10] Gasiak G. and Pawliczek R., "Application of an energy model for fatigue life prediction of construction steels under bending, torsion and synchronous bending and torsion", *International Journal of Fatigue*, 25, 2003, pp. 1339-1346.
- [11] Banvillet A., Palin-Luc T., Lasserre S., "A volumetric based high cycle multiaxial fatigue criterion", *International Journal of Fatigue*, 25, 2003, pp.755-769.
- [12] Lagoda T., Macha E., B\_dkowski W., "A critical plane approach based on energy concepts: application to biaxial random tension-compression high-cycle fatigue regime". *International Journal of Fatigue*, 21, 1999, pp. 431-443.
- [13] Lazzarin P., Sonsino C.M., Zambardi R., "A notch stress intensity approach to assess the multiaxial fatigue strength of welded tube-to flange joints subjected to combined loadings", *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, 27, 2004, pp. 127-140.
- [14] Lazzarin P., Lassen T., Livieri P., "A Notch Stress Intensity approach applied to fatigue life predictions of welded joints with different local toe geometry", *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 26, 2003, pp. 49-48.
- [15] Sonsino C.M. and Kueppers M., "Fatigue behaviour of welded aluminium under multiaxial loading", in : Sixth Int. Conf. on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, ESIS, 2001, pp. 57-64.
- [16] Atzori B., Lazzarin P. and Quaresimin M., "Fatigue Behaviour of a sharply notched carbon steel under torsion", in: *Proceedings of Fatigue Crack Paths*, Parma (Italy), 2003.
- [17] Atzori B., Berto F., Lazzarin P. and Quaresimin M., "Fatigue Behaviour of a sharply notched carbon steel under combined traction and torsion loading", in: *Proceedings of The Seventh International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue & Fracture*, Berlino, 2004.
- [18] Neuber H (1958) *Theory of notch stresses*. Springer-Verlag, Berlin.
- [19] Lazzarin, P., Zambardi R. (2001). "A finite-volume-energy based approach to predict the static and fatigue behaviour of components with sharp V-shaped notches", *International Journal of Fracture*, 112, 275-298.
- [20] Lazzarin P., Berto F., "Some expressions for the strain energy in a finite volume surrounding the root of blunted V-notches", submitted.

A B S T R A C T

FATIGUE BEHAVIOUR OF C40 SPECIMENS UNDER COMBINED TRACTION AND TORSION LOADING, IN PHASE AND OUT OF PHASE

**Keywords:**  
steel, fatigue behaviour, mechanical tests

The paper presents the preliminary results of a research program mainly oriented to the definition of methodologies for the design of mechanical components subjected to multiaxial fatigue in the presence of small values of the notch root radius. All results reported here were obtained from specimens in C40 carbon steel (normalised state).

Firstly, the fatigue strength under fully reversed pure axial and pure torsion loading was investigated by testing plain and notched specimens; afterwards V-shaped specimens were tested under combined traction and torsion loading, in-phase and out-of-phase.

For all V-notched specimens, the diameter was 20 mm, the notch depth and the opening angle were 4 mm and 90 degrees, respectively. Finally, the nominal value of the notch tip radius was 0.5 mm.

In the presence of a such small radius the fatigue limit is no longer controlled by the theoretical stress concentration factor  $K_t$  and no simple correlation exists between  $K_t$  and the fatigue strength reduction factor  $K_f$ , mainly because the notch sensitivity index exhibits a large scatter, in particular un-

der torsion. On the other hand the value of the notch root radius is too large for using an approach based on Notch Stress Intensity Factors (N-SIFs) for Mode I and III. These parameters from a theoretical point of view, are defined only for sharp V-shaped notches.

Fatigue tests were carried out on a MTS 809 servo-hydraulic axial-torsional testing device with an axial cell of 100 KN and a torsion cell of 1100 Nm. V-notched specimens were tested under two nominal load ratios,  $R=-1$  and  $R=0$ , while keeping constant and equal to unity the biaxiality ratio,  $\lambda=\sigma_d/\tau_a$ . Therefore four Wöhler curves were obtained: two curves for the in-phase loading ( $\Phi=0$ ), two curves for the out-of-phase loading, with a phase angle equal to 90 degrees. During the tests both axial and torsional stiffness were monitored.

After the fatigue tests, notch roots and fracture surfaces were analysed by means of optical and electronic microscopy, with the aim to allow a better interpretation of damage mechanics and fatigue crack nucleation and propagation.

Finally, all data from notched specimens were summarised in two bands of limited scatter by using as parameters the range of the total strain energy density present at the notch tip or, alternatively, the range of the deviatoric strain energy density. A future extension of a local-energy-based approach should consider the values of the energy over a finite volume surrounding the notch tip and no longer the maximum local value of the strain energy density at the notch tip.