

## PREVISIONE DI PROPAGAZIONE DI CRICCHE IN PRESENZA DI TENSIONI RESIDUE

M. Giglio, M. Guagliano, L. Vergani  
Politecnico di Milano, Dipartimento di Meccanica  
P.zza Leonardo da Vinci 32, 20133 MILANO

### SOMMARIO

Sono state effettuate delle prove di fatica su un recipiente in pressione su cui sono saldati tre bocchelli, costruiti secondo le norme ASME III e in scala 1:15. E' stata applicata una pressione pulsante da 0 a un valore massimo, di entità tale da provocare la plasticizzazione delle zone più sollecitate, che sono poste alla connessione tra cilindro e bocchelli. Dopo l'applicazione del primo ciclo di carico rimane un campo di autotensioni che sono di compressione in corrispondenza della superficie interna del recipiente e che influenza la successiva propagazione della cricca di fatica, nel piano che contiene l'asse del cilindro e l'asse del bocchello.

Sono state eseguite numerose analisi numeriche su un modello del recipiente ad elementi finiti in cui è stata simulata una cricca. Durante la prima fase si è impedita l'apertura della cricca per poter determinare lo stato di sforzo e di deformazione provocato dalla pressione sul componente integro; nella seconda fase, invece, la cricca è stata aperta in modo da determinare un fattore di intensificazione degli sforzi effettivo e comprensivo anche dell'effetto degli sforzi residui.

### INTRODUZIONE

La propagazione dei difetti a fatica è fortemente influenzata dalla presenza delle tensioni residue [1, 2, 3] ed è quindi molto importante riuscire a valutarne gli effetti per avere delle previsioni di crescita del difetto accurate.

A questo scopo gli approcci che vengono seguiti sono sostanzialmente di due tipi: il primo si basa sullo studio del fenomeno di chiusura della cricca e il secondo considera di sovrapporre le tensioni residue alle sollecitazioni provocate dal carico applicato per valutare un fattore di intensificazione degli sforzi effettivo.

In un precedente lavoro [4] lo stesso problema era stato affrontato seguendo il secondo approccio e valutando un fattore di intensificazione degli sforzi effettivo,  $K_{eff}$ , dato dalla somma del fattore di intensificazione dovuto al carico applicato,  $K_a$ , e di quello dovuto alle tensioni residue,  $K_r$ :

$$K_{eff} = K_a + K_r \quad (1)$$

Una serie di prove sperimentali condotte su provini keyhole aveva permesso di convalidare il modello di propagazione proposto.

In questo lavoro è stato seguito lo stesso approccio, considerando però la propagazione di cricche in un componente meccanico. Sono state infatti condotte delle prove di fatica su un recipiente in pressione su cui sono stati saldati tre bocchelli. La pressione applicata è pulsante tra 0 e un valore massimo  $p_{max}$  tale da provocare la plasticizzazione delle zone più sollecitate in corrispondenza della connessione tra i bocchelli e il cilindro. Dopo il primo ciclo di carico in queste zone vengono indotte delle tensioni residue, di compressione sulla superficie interna del recipiente, che influenzano le successive fasi di nucleazione e propagazione del difetto.

Per riuscire a dare una valutazione anche quantitativa di questo effetto i problemi da affrontare sono diversi: in primo luogo si devono calcolare i valori e gli andamenti delle tensioni residue e successivamente si deve valutare il fattore di intensificazione degli sforzi nella struttura con un difetto su cui agiscono sia gli sforzi dovuti alla pressione sia le tensioni residue.

In letteratura si trovano diversi esempi di calcolo del fattore di intensificazione degli sforzi in un bocchello di recipiente in pressione [5, 6, 7, 8] eseguiti sia con modelli numerici ad elementi finiti sia con le "weight functions". In altri lavori [9, 10, 11, 12] è stato valutato anche l'effetto delle tensioni residue sulla propagazione di cricche nella parte cilindrica di recipienti in pressione e in provini intagliati.

In questo lavoro il fattore di intensificazione degli sforzi dell'elemento criccato è stato valutato con un modello numerico ad elementi finiti; poichè le tensioni residue sono state indotte da un sovraccarico, di entità tale da plasticizzare localmente la struttura, è stato possibile calcolarne i valori simulando il primo ciclo di carico sul modello numerico con la cricca, vincolando i nodi giacenti sulla faccia della stessa in modo tale da poterne ignorare la presenza. Successivamente è stato eseguito il calcolo del fattore di intensificazione degli sforzi lasciando liberi i nodi della cricca ed applicando sia gli sforzi residui calcolati nella prima fase di calcolo sia la pressione.

E' stato così ottenuto un valore del fattore di intensificazione degli sforzi effettivo.

La situazione che è stata simulata è una situazione abbastanza frequente, infatti le cricche nucleano nei componenti meccanici in genere nelle zone in cui ci sono delle sovrasollecitazioni dovute ad intagli o variazioni di forma, dove possono essere indotte delle tensioni residue da sovraccarico. L'applicazione che è riportata in questo lavoro può essere presa quindi come esempio per altri casi.

## PROVE SPERIMENTALI

### Materiale

Il mantello cilindrico è stato costruito con acciaio Fe 510 B UNI 7070-82, mentre i bocchelli sono stati costruiti con acciaio A 533 B, di cui riportiamo le caratteristiche meccaniche in tabella I.

Tab. I - Caratteristiche meccaniche dell'acciaio A 533 B.

Carico unitario di snervamento $R_s$ [MPa]	Carico unitario di rottura $R_m$ [MPa]	Modulo elastico E [MPa]	Coefficiente di Poisson $\nu$	Allungamento a rottura A %
566	682	210700	0.28	21

I dati del materiale relativi alla legge di Paris per la propagazione a fatica di fratture sono stati ricavati da letteratura [13]:

$$da/dN = C \cdot (\Delta K)^m, \text{ con } C=1.876E-09 \text{ e } m=3.2 \quad (2)$$

con  $da/dN$  espresso in [mm/ciclo] e  $\Delta K$  in [MPa $\sqrt{m}$ ].

### Modello meccanico e prove di fatica

In figura 1 si vede il disegno del recipiente e di un bocchello, costruito secondo le norme ASME III e in scala 1:15. Sul recipiente sono saldati tre bocchelli posti a 120° uno dall'altro, che vengono denominati A, B e C.

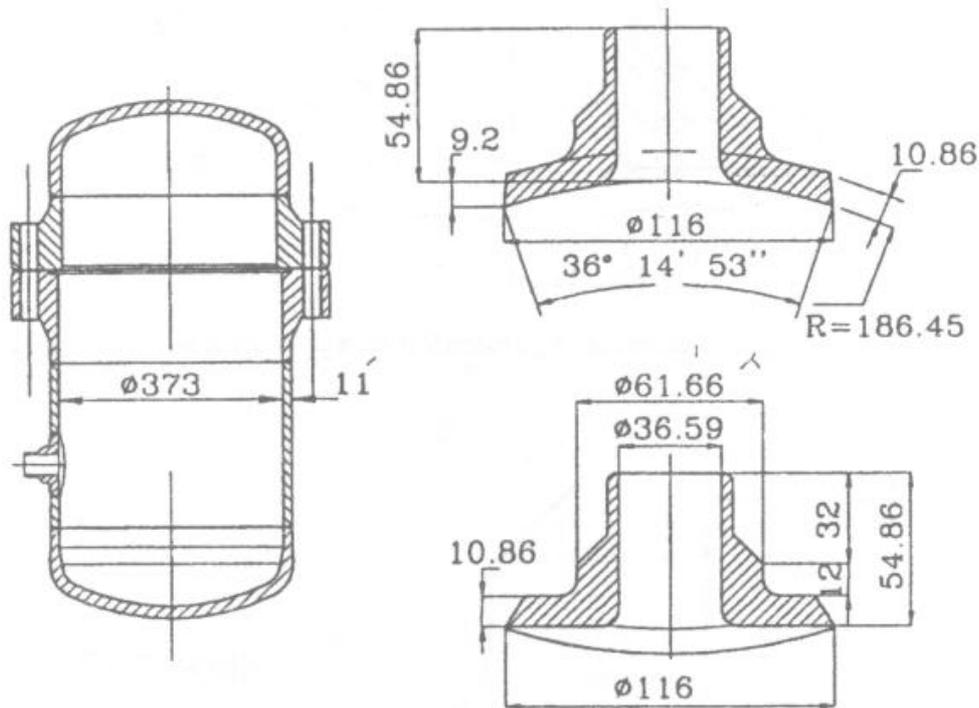


Fig.1 - Disegno del recipiente e dei bocchelli utilizzati nelle prove sperimentali.

Le prove sperimentali sono distinte in due fasi, che corrispondono alle due diverse fasi di crescita del difetto: la nucleazione e la propagazione. Nella prima fase, nelle zone di massima sollecitazione, vengono attaccati degli estensimetri elettrici in direzione assiale e circonferenziale in modo da poter seguire l'andamento dello stato di deformazione e di riuscire a determinare la nucleazione della cricca stessa. Nella fase successiva, quando la cricca è di dimensioni tali da poter essere rilevata con i liquidi penetranti o con le repliche di acetato, la propagazione del difetto è seguita con delle griglie estensimetriche posizionate lungo la direzione di propagazione del difetto stesso. Nella figura 2 è mostrato lo schema con le posizioni degli estensimetri elettrici e delle griglie in un bocchello. La prova viene interrotta quando la cricca diventa passante e si ha fuoriuscita dell'olio contenuto nel recipiente; il bocchello viene poi sostituito.

I bocchelli che sono considerati in questo lavoro sono stati sottoposti a pressione pulsante tra 0 e un valore massimo  $p_{max}$ , che durante la prova è stato variato da  $p_{max} = 14$  MPa a  $p_{max} = 20$  MPa. In particolare la storia dei cicli di carico dei bocchelli è la seguente:

	Cicli con $p_{max} = 14$ MPa	Cicli con $p_{max} = 20$ MPa
Bocchello A	27300	25550
Bocchello B	-	25550
Bocchello C	8400	25550

Dopo  $N=25550$  con  $p_{max}=20$  MPa sul bocchello C è stata rilevata una cricca, le cui dimensioni, rilevate con i liquidi penetranti e misurate con le repliche, sono in figura 3.

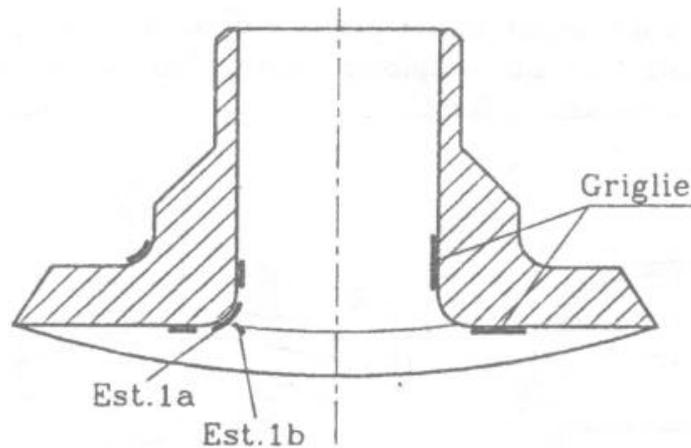


Fig.2 - Posizione degli estensimetri e delle griglie.

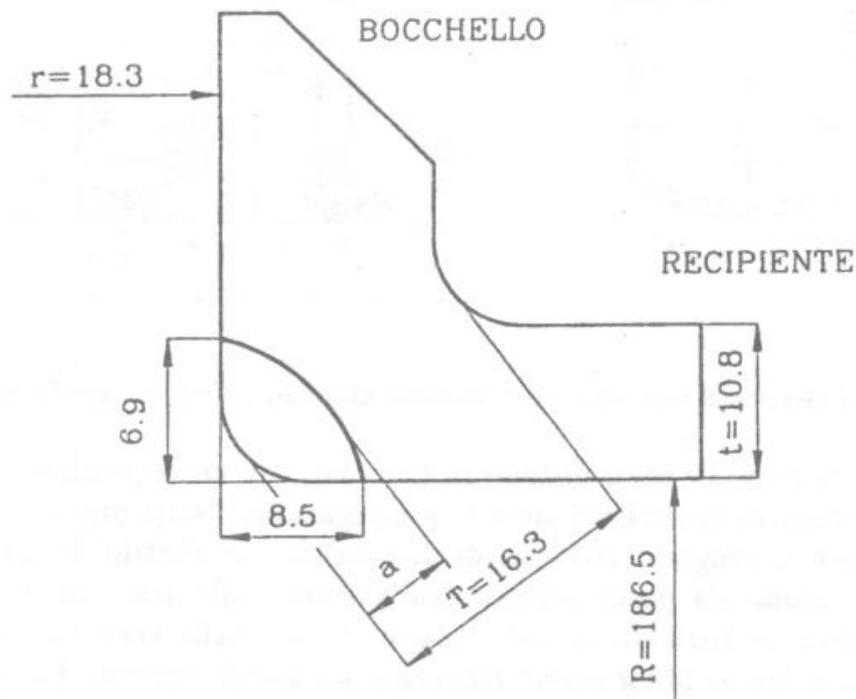


Fig.3 - Dimensione del difetto rilevato sul bocchello C dopo  $N=25.550$  cicli di carico.

Durante le prove di fatica le letture estensimetriche vengono effettuate ad intervalli di cicli costanti, e poiché la cricca aumenta la sua profondità in prossimità degli estensimetri posti nella zona superiore del bocchello C è possibile valutare con una certa accuratezza l'inizio della fase di propagazione. Infatti quando il difetto raggiunge delle dimensioni macroscopiche la zona immediatamente circostante tende a scaricarsi ed è possibile correlare la diminuzione dei valori degli sforzi e delle deformazioni con l'estensione del difetto. Se

nella figura 4 si esamina l'andamento delle deformazioni circonferenziali ed assiali degli estensimetri 1a e 1b, secondo lo schema di figura 2, si nota in corrispondenza di un numero di cicli di carico pari a circa  $N=16.000$  una diminuzione dei valori, che continua in modo costante e graduale fino al rilievo del difetto. Si può quindi considerare che questa variazione dei valori segnali l'inizio della fase di propagazione, anche ricordando che a  $N=11.000$  i liquidi penetranti non hanno evidenziato nessun difetto.

E' da notare poi che in corrispondenza dei cicli di carico con  $p_{max}=14$  MPa non si sono riscontrate plasticizzazioni del materiale nelle zone più sollecitate, per questo motivo nella successiva analisi numerica si è considerato solo il caso con  $p_{max}=20$  MPa.

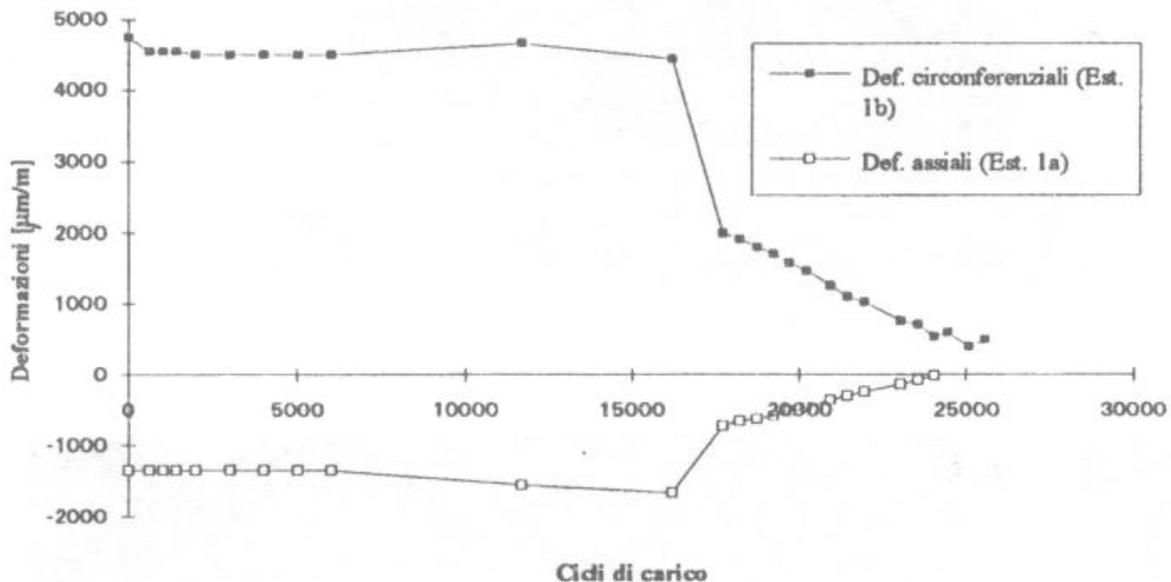


Fig.4 - Andamento delle deformazioni circonferenziali ed assiali rilevate sul bocchello C in funzione dei cicli di carico con  $p=20$  MPa (estensimetri 1b e 1a).

La presenza della cricca è stata verificata utilizzando i liquidi penetranti. Tuttavia questa tecnica, in presenza di geometrie complesse, non permette una stima quantitativamente corretta delle dimensioni della frattura. In particolare i liquidi penetranti non permettono la valutazione accurata della velocità di propagazione, in quanto modesti errori di rilievo della lunghezza della cricca possono portare a considerazioni fuorvianti.

Per incrementare la risoluzione delle misure delle dimensioni della frattura e minimizzare l'errore di valutazione del suo avanzamento si è di conseguenza utilizzata la tecnica delle repliche superficiali. Questo metodo è in generale utilizzato per la misura dell'avanzamento delle "small cracks", per le quali le tecniche usuali [14] di rilievo delle fratture non sono applicabili con successo. Tuttavia, la particolare geometria del componente studiato nel presente lavoro non consente il facile utilizzo dei metodi tradizionali.

La tecnica delle repliche consiste nel ricoprire la porzione di superficie interessata dalla presenza della frattura con una pellicola di acetato di cellulosa precedentemente immersa in acetone per qualche secondo. La pellicola viene in seguito premuta per qualche minuto sul componente al fine di ottenere su di essa l'immagine della superficie analizzata.

Le repliche superficiali permettono di seguire con ottima precisione l'evoluzione delle cricche di fatica, anche se è necessario interrompere la prova per applicare l'acetato sulla superficie criccata. Inoltre tale tecnica richiede un minuzioso lavoro di messa a punto in quanto l'individuazione della cricca non sempre risulta immediata; in particolare nel caso di



(verificati al proiettore di profili) del componente permette una corretta valutazione della sua estensione (lunghezza di  $1/4$  di circonferenza di raggio 7.3 mm). La lunghezza totale della frattura dopo 25550 cicli di carico è risultata di 16.3 mm. In figura 5 è possibile osservare le immagini ottenute al microscopio ottico.

## MODELLO NUMERICO

Nella figura 6 si vede il modello ad elementi finiti, costruito con elementi tridimensionali a 20 nodi. Per la simmetria della struttura è stato considerato, vincolando adeguatamente i piani di simmetria, solo  $1/6$  del mantello cilindrico e del bocchello.

Sono state realizzate numerose schematizzazioni per cercare di ottimizzare il numero di elementi e sono stati considerati anche i differenti materiali del mantello e del bocchello, considerando le rispettive caratteristiche meccaniche; si è visto però che lo stato di sforzo e deformazione nella zona più sollecitata non ne era influenzato e quindi per semplicità si è considerato che mantello e bocchello fossero costruiti con lo stesso materiale, a cui sono state assegnate le caratteristiche dell'acciaio A533 B. Nel modello si è considerata una cricca, le cui dimensioni e forma sono analoghe a quelle rilevate sperimentalmente, vedi figura 3.

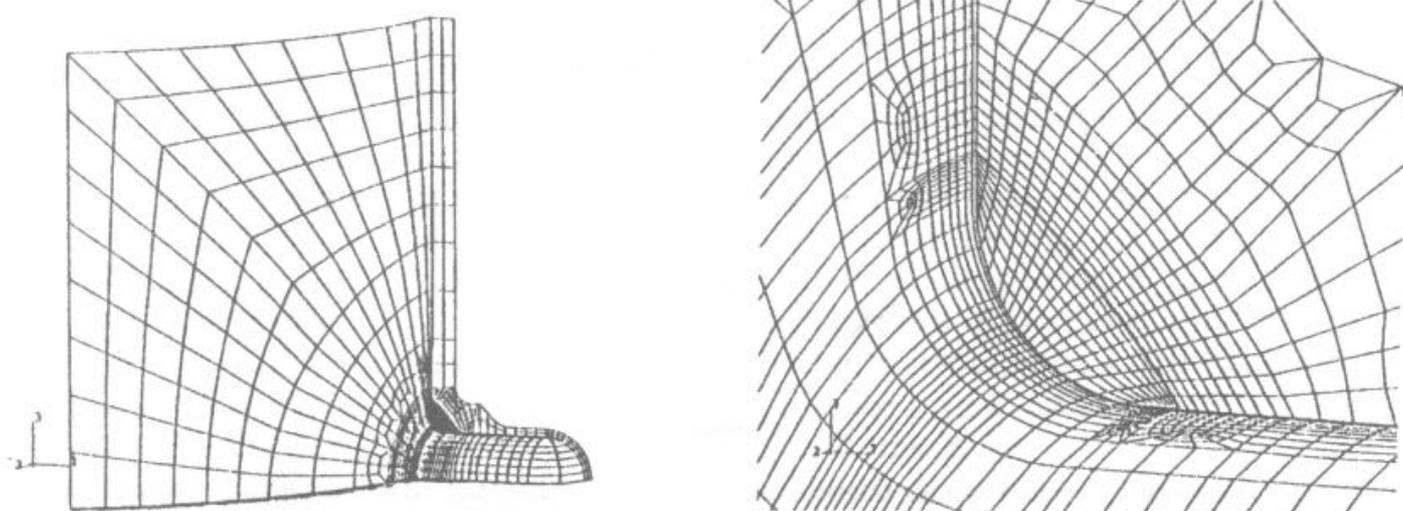


Fig.6 - Schema del modello numerico con il dettaglio della zona con il difetto

Il fronte della cricca è stato rappresentato con 19 elementi, mentre nelle sezioni normali a questo sono stati disposti 4 elementi radialmente, in modo da ottenere una schematizzazione focalizzata rispetto all'apice della cricca. La singolarità è stata ottenuta posizionando il nodo intermedio ad una distanza dall'apice pari ad un quarto della lunghezza del lato dell'elemento, mentre i nodi di vertice non sono stati degenerati sull'apice.

In totale il numero degli elementi è risultato pari a 5861 e il numero dei gradi di libertà pari a 32604.

Sono state eseguite due differenti analisi: la prima con lo scopo di riprodurre la situazione di sforzo in corrispondenza del primo ciclo di carico e dei cicli successivi, ma antecedenti alla formazione della cricca, la seconda, invece, con lo scopo di simulare la situazione del bocchello in cui è presente una cricca già di dimensioni simili a quelle rilevate dopo  $N=25.550$  cicli di carico.

Nel primo caso, quindi, i nodi sulla faccia della cricca, che sono tutti su un piano di simmetria, sono stati vincolati come gli altri nodi dello stesso piano; è stata applicata una pressione  $p=20$  MPa sulle facce interne del bocchello e del mantello. Il modello corrisponde all'elemento non criccato, e con una analisi eseguita in campo elasto-plastico è stato simulato il primo ciclo di carico.

La focalizzazione degli elementi intorno all'apice della cricca ha impedito la definizione di una schematizzazione accurata delle superfici sulle quali sono stati applicati gli estensimetri, di conseguenza non è stato possibile riportare il confronto tra i valori numerici e quelli sperimentali. Una analoga schematizzazione, effettuata senza elementi focalizzati, aveva fornito in precedenza un buon accordo con i valori di deformazione rilevati durante le prove.

La pressione applicata ha provocato lo snervamento delle zone più sollecitate, quindi dopo lo scarico permangono delle tensioni residue, che sono state calcolate con una successiva analisi numerica, che riproduce lo scarico. I valori delle tensioni residue così calcolati sui nodi posizionati lungo il fronte della frattura sono mostrati in figura 7.

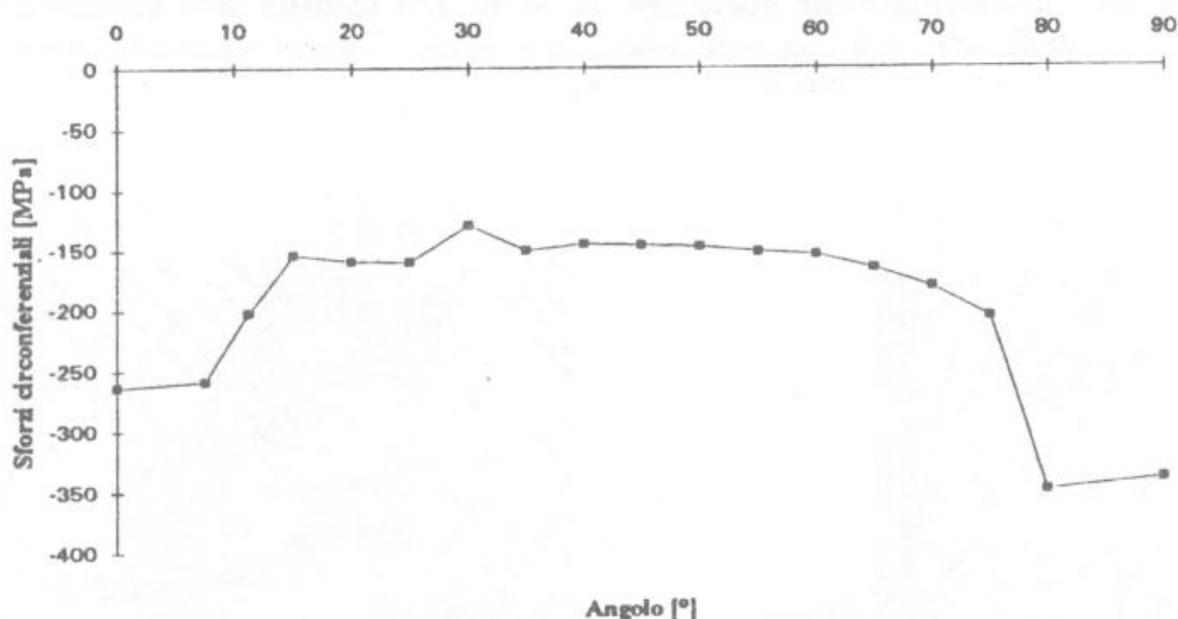


Fig.7 - Andamento delle tensioni residue ottenute dal calcolo numerico (l'angolo è misurato a partire dal lato recipiente).

Nella seconda fase dell'analisi i nodi posizionati in corrispondenza della faccia della cricca non sono stati più vincolati, la pressione  $p$  è stata applicata oltre che sulle superfici interne anche su questi elementi. In questo modo è stato calcolato un valore dell'integrale  $J$  effettivo (utilizzando un algoritmo di calcolo basato sul metodo di estensione virtuale della cricca), che considera cioè l'effetto del carico applicato e delle tensioni residue.

L'analisi elastica lineare condotta sullo stesso modello geometrico in assenza di tensioni residue ha fornito il valore dell'integrale  $J$  dovuto solo al carico.

## RISULTATI

Nella figura 8 sono riportati gli andamenti dell'integrale  $J$  lungo il fronte della cricca: quello chiamato  $J$  effettivo si riferisce al calcolo eseguito considerando l'effetto delle tensioni residue, quello chiamato  $J$  applicato si riferisce al calcolo elastico. È evidente l'influenza delle tensioni residue, soprattutto nelle zone vicine alle superfici esterne. Infatti in tali zone, che sono quelle maggiormente interessate dalla plasticizzazione, l'introduzione delle tensioni

residue causa una diminuzione del valore dell'integrale J di circa il 18%. Nella parte centrale del fronte della frattura, invece, la differenza dei valori dell'integrale J diviene meno marcata.

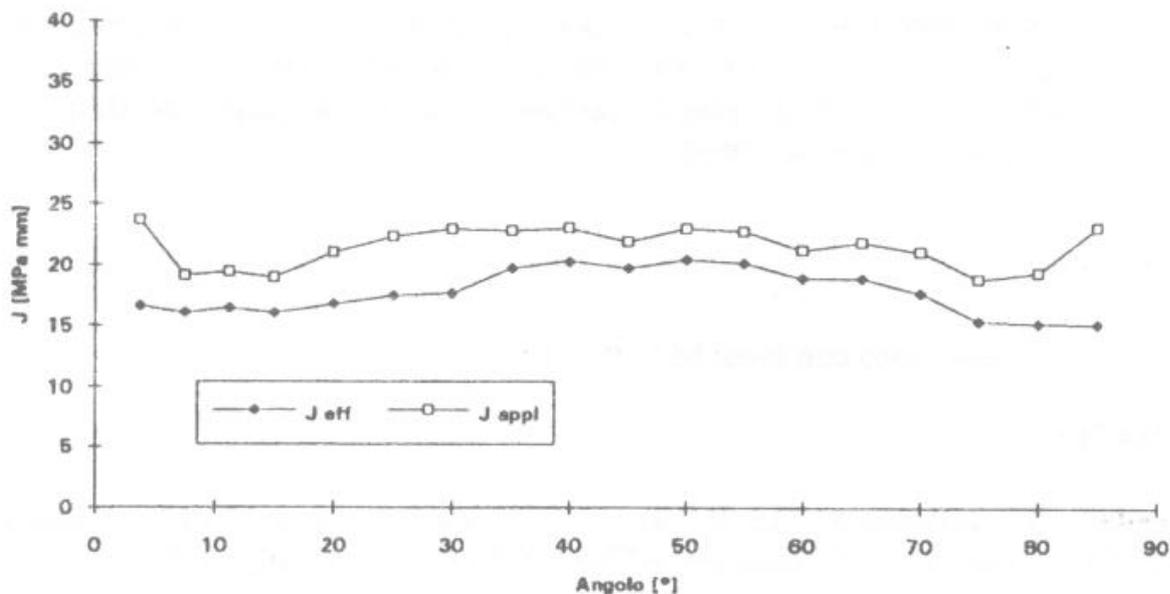


Fig.8 - Andamento dell'integrale J lungo il fronte della frattura.

E' stato quindi calcolato un valore del fattore di intensificazione degli sforzi effettivo  $K_{eff}$  dal valore di  $J_{eff}$  utilizzando le note relazioni che legano queste due grandezze [15] in stato di sforzo e di deformazione piana e considerando il valor medio tra quelli così ottenuti.

In questo modo è possibile valutare l'influenza delle tensioni residue sulla velocità di propagazione sulla superficie del bocchello. Infatti, noti i parametri caratteristici della legge di Paris del materiale riportati in (2), si può effettuare una previsione utilizzando sia il valore del fattore di intensità degli sforzi che compete al solo carico applicato  $K_{app}$  sia il valore di  $K_{eff}$  (considerando sempre il valore medio tra quelli calcolati alle due estremità della cricca). I valori di  $da/dN$  che si ottengono nei due casi sono rispettivamente  $1.62E-03$  mm/ciclo e  $0.847E-03$  mm/ciclo. Dalle misure sperimentali è invece noto il valore di  $\Delta a/\Delta N$  medio tra 16000 e 25550 cicli, che risulta essere pari a  $0.853E-03$  mm/ciclo.

Dal confronto con i valori ottenuti per il bocchello, durante le prove di fatica, è immediato notare che la previsione che tiene conto della presenza del campo tensionale residuo è più realistica. Infatti la velocità di propagazione che si ottiene considerando solo il carico applicato e non le tensioni residue è circa il doppio di quella che è stata trovata sperimentalmente.

## CONCLUSIONI

E' stato affrontato il problema della propagazione per fatica di fratture in un bocchello di un recipiente in pressione precedentemente sollecitato con cicli di pressione tali da plasticizzare le zone più sollecitate del componente e, di conseguenza, tali da indurre nello stesso un campo di tensioni residue. Le prove sperimentali hanno permesso di seguire le fasi di nucleazione e di propagazione della cricca, mentre il fattore di intensità degli sforzi è stato calcolato con analisi ad elementi finiti.

E' stata proposta una procedura numerica per la valutazione di un fattore di intensità degli sforzi effettivo che consideri l'influenza delle tensioni residue. Il procedimento è approssimato in quanto non riproduce fedelmente la redistribuzione del campo di tensioni

residue durante la propagazione stabile per fatica della cricca. Tuttavia i risultati ottenuti, anche se ancora limitati, sono incoraggianti, mostrano una buona corrispondenza con i dati di propagazione del materiale trovati in letteratura; possono quindi costituire la base per un approfondimento del problema ed un affinamento del procedimento proposto nel quale si dovrà simulare l'accrescimento della frattura per passi successivi in modo poter stimare con maggiore precisione gli effetti della plasticizzazione sulla propagazione di fratture in componenti meccanici con geometria complessa.

## RINGRAZIAMENTI

Questo lavoro è stato effettuato con fondi M.U.R.S.T.

## BIBLIOGRAFIA

- [1] A. Okamoto, H. Nakamura, The Influence of Residual Stress on Fatigue Cracking, *Journal of Pressure Vessel Technology*, ASME, Vol.112, pp.199-20, 1990.
- [2] G. Clark, Modelling Residual Stresses and Fatigue Crack Growth at Cold -expanded Fastener Holes, *Fatigue Fract. Engr. Struct.*, Vol.14, No.5, pp.579-589, 1991.
- [3] S. N. G. Chu, J.C.M. Li, Delayed Retardation of Overloading Effects in Impression Fatigue, *Journal of Engrg. Mat. and Tech.*, Ottobre 1980, vol. 102, pp.337-340.
- [4] S. Sirtori, L. Vergani, Influence of Residual Stresses on Fatigue Crack Propagation, *Metallurgical Science and Technology*, Vol.6, N.2, pp. 40-46, 1988.
- [5] J. C. Newman, I. S. Raju, Stress-intensity Factors for Internal Surface Cracks in Cylindrical Pressure Vessels, *Journal of Pressure Vessel Technology*, ASME, Vol.102, pp. 342-346, 1980.
- [6] J. L. Desjardins, D. J. Burns, J. C. Thompson, A Weight Function Technique for Estimating Stress Intensity Factors for Cracks in High Pressure Vessels, *Journal of Pressure Vessel Technology*, ASME, Vol.113, pp. 10-21, 1991.
- [7] S. N. Atluri, K. Kathiresan, Influence of Flaw Shapes on Stress Intensity Factors for Pressure Vessel Surface Flaws and Nozzle Corner Cracks, *Journal of Pressure Vessel Technology*, ASME, Vol.102, pp.278-286, 1980.
- [8] M. A. Mohamed, J. Schroeder, Stress Intensity Factor for Corner Cracks of Pressurized Tees, *Journal of Pressure Vessel Technology*, ASME, Vol.102, pp.121-123, 1980.
- [9] C. J. Dekker, Comparison of Local Load Stress Calculation Methods for Nozzles on Cylinders, *Int. J. Pres.Ves.& Piping*, 58, pp.203-213, 1994.
- [10] R. H. Brian et al., Test of Thick Vessel with a Flaw in Residual Stress Field, *Journal of Pressure Vessel Technology*, ASME, Vol.103, pp.85-93, 1981.

- [11] Wang Wei, Ren Wei, Zhang Kangda, Fatigue Crack Propagation in High Stress Concentration Area, *Int. J. Pres. Ves. & Piping*, 58, pp.25-34, 1994.
- [12] E. Smith, The Combined Effect of Applied and Residual Stresses on Crack Extension in an Engineering Component, *Int. J. Ves. & Piping*, 58, pp.87-90, 1994.
- [13] ASM (Eds), Failure Analysis and Prevention, *Metals Handbook*, Vol. 11, Metals Park, Ohio, 1986.
- [14] M.H. Swain, Monitoring Small-Crack Growth by the Replication Method, *Small -Crack Test Methods - ASTM STP 1149*, J.M. Larsen and J.E. Allison, Eds., American Society for Testing Materials, pp.34-56, 1992.
- [15] D. Broek, *The Practical Use of Fracture Mechanics*, Kluwer Academic Publisher, 1989.