

IGF7 - VII Convegno Nazionale  
Gruppo Italiano Frattura  
Firenze, 13 - 14 giugno 1991

## PROPAGAZIONE DI CRICCHE PER FATICA IN STATO DI SFORZO TRIASSIALE

M.GUAGLIANO, L.VERGANI

Dipartimento di Meccanica, Politecnico di Milano,  
P.zza L. da Vinci 32, 20133 Milano.

### SOMMARIO

Si sono svolte prove di fatica su tronchetti di alberi a gomiti utilizzati in motori diesel veloci sottoponendo gli alberi stessi a un'azione flettente alternata. Nelle zone piú sollecitate si sono nucleate delle cricche, la cui successiva propagazione é stata seguita per mezzo di griglie di resistenza.

A causa della complessità geometrica dell'elemento considerato per ottenere dei valori del fattore di intensificazione degli sforzi,  $K_T$ , é stato costruito un modello numerico ad elementi finiti dell'albero con la cricca e dai valori degli sforzi, ottenuti da un'analisi in campo elastico, é stato calcolato il valore di  $K_T$  sul fronte della cricca, ipotizzata di forma ellittica.

Il valore cosí calcolato é stato verificato con i risultati sperimentali ricavati dalla prova di propagazione.

### INTRODUZIONE

Le sperimentazioni condotte su degli spezzoni di alberi a gomiti di motori diesel veloci, durante le quali gli alberi stessi sono stati sottoposti ad un'azione flettente alternata, hanno permesso di studiare prima la nucleazione e quindi la propagazione di cricche di fatica in zone dove lo stato di sforzo, a causa della complessità geometrica dell'elemento stesso, é triassiale.

E' noto dalla letteratura, [1], [2], [3], che negli alberi a gomiti sollecitati a flessione nella zona di raccordo tra la manovella e il perno di manovella si ha la massima concentrazione degli sforzi; durante le prove é stato applicato un carico tale da portare allo snervamento il materiale in queste zone ed é stato quindi possibile prevedere proprio in queste zone la nucleazione di cricche di fatica dopo un numero di cicli di carico non elevato e caratteristico della fatica oligociclica.

Lo studio della successiva propagazione richiede la conoscenza del fattore di intensificazione degli sforzi,  $K_T$ , che nel caso di elementi complessi come quello considerato é in genere calcolato

tramite modelli numerici ad elementi finiti.

La schematizzazione di un albero a gomiti, sebbene sia possibile considerare delle simmetrie geometriche, è molto complessa e onerosa da un punto di vista dei tempi di preparazione del modello prima e di calcolo dopo. Inoltre richiede la conoscenza di come una cricca in uno stato di sforzo così complesso possa evolversi e propagare per poter schematizzare nel modello stesso una cricca che abbia dimensioni e forma vicine a quelle che effettivamente si possono riscontrare nella realtà.

La sperimentazione è quindi indispensabile per definire un modello atto allo studio della propagazione di cricche di fatica. Inoltre i risultati sperimentali sono necessari per verificare l'attendibilità del modello stesso.

Il valore di  $K_I$  è stato calcolato direttamente dagli sforzi ottenuti dall'analisi ad elementi finiti [4] lungo il fronte della cricca.

### PROVE SPERIMENTALI

Le prove sperimentali, già illustrate in alcuni precedenti lavori [5], [6], [7], sono state condotte utilizzando degli spezzoni di alberi a gomiti di un motore diesel marino.

Il materiale utilizzato è il 35CrMo4 UNI 7874, le cui principali proprietà meccaniche sono riportate in tabella 1.

Tabella 1: Proprietà meccaniche dell'acciaio 35CrMo4 UNI7874

	Provini fibre longitudinali	Provini fibre trasversali
$R_{eL}$ (MPa)	572	572
$R_m$ (MPa)	764	772
E (MPa)	205000	205000
$\nu$	.28	.21
A (%)	9.4	8.5

Il carico P applicato è eccentrico rispetto all'asse del perno di manovella, e durante le prove di fatica varia tra -P e +P.

Sull'albero a gomiti sono incollati degli estensimetri elettrici in modo da rilevare le deformazioni nelle direzioni assiale e circonferenziale, come si vede in fig.1.

Le misure estensimetriche sono effettuate durante l'applicazione del primo ciclo di carico e durante la prova di fatica ad intervalli di cicli di carico costanti per seguire l'evoluzione delle deformazioni. La fase di nucleazione della cricca viene evidenziata da variazioni nelle deformazioni di notevole entità. La presenza della cricca è poi successivamente verificata con i liquidi penetranti e la seguente fase di propagazione è seguita con delle griglie di resistenza.

Il carico applicato è  $P=+40.000$  N.

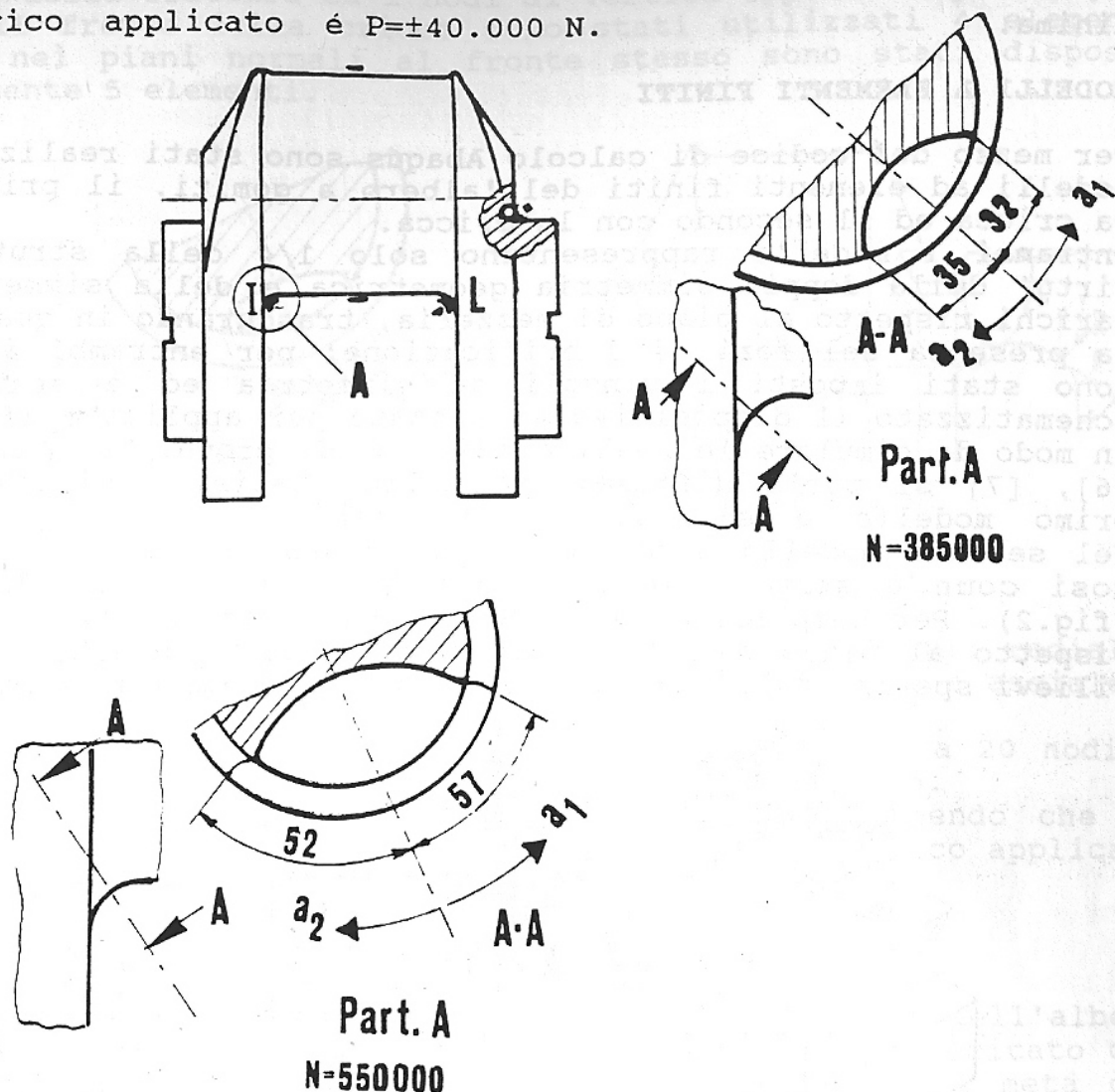


Fig.1: Disegno dell'albero a gomiti, posizione degli estensimetri e punti I ed L di nucleazione delle fratture. Sono riportate le dimensioni della cricca, iniziata da I, a  $N=385.000$  e  $N=550.000$ .

Dopo  $N=300.000$  cicli di carico nelle zone di raccordo tra il perno di manovella e le manovelle si è rilevata la presenza di due cricche molto simili sia come forma sia come dimensioni, vedi fig.1 dove è stata rappresentata solo una cricca.

Se si considera che le cricche siano nucleate nei punti dove si misura la massima sollecitazione, punti I e L di fig.1, si vede che entrambe le cricche sono propagate inizialmente in un piano a  $45^\circ$  rispetto alla direzione verticale estendendosi simmetricamente nelle due direzioni  $a_1$  e  $a_2$ .

La prova di propagazione è iniziata a  $N=385.000$  cicli di carico ed è stata interrotta a  $N=550.000$ .

Le dimensioni delle cricche sono state nuovamente misurate, vedi fig.1 ed è stato notato che le cricche nucleate in I e L e propagatesi inizialmente in un piano a  $45^\circ$  dall'orizzontale e contenente la sezione resistente minima si sono poi allontanate da questo procedendo in una zona dove gli sforzi sono minori.

Inoltre è stata rilevata la presenza di una nuova cricca formatasi nella zona opposta al punto I nella sezione resistente

minima.

## MODELLI A ELEMENTI FINITI

Per mezzo del codice di calcolo Abaqus sono stati realizzati due modelli ad elementi finiti dell'albero a gomiti, il primo senza la cricca ed il secondo con la cricca.

Entrambi i modelli rappresentano solo 1/4 della struttura in virtù della doppia simmetria geometrica e della simmetria dei carichi rispetto al piano di mezzeria, trascurando in questo modo la presenza dei fori di lubrificazione; per entrambi i modelli sono stati imposti i vincoli di simmetria ed è stato anche schematizzato il dispositivo utilizzato per applicare il carico, in modo da simulare le reali condizioni di prova. Nei lavori [5], [6], [7] si parla diffusamente delle analisi condotte con il primo modello e dei risultati ottenuti.

Nel secondo modello è stata schematizzata la cricca di fatica, così come è stata rilevata dopo  $N=385.000$  cicli di carico (fig.2). Per semplicità la cricca è stata considerata simmetrica rispetto al piano a  $45^\circ$  ponendo  $a_1=a_2=64\text{mm}$ , d'altra parte da rilievi sperimentali sono noti i valori  $a_1=32\text{mm}$  e  $a_2=35\text{mm}$ .

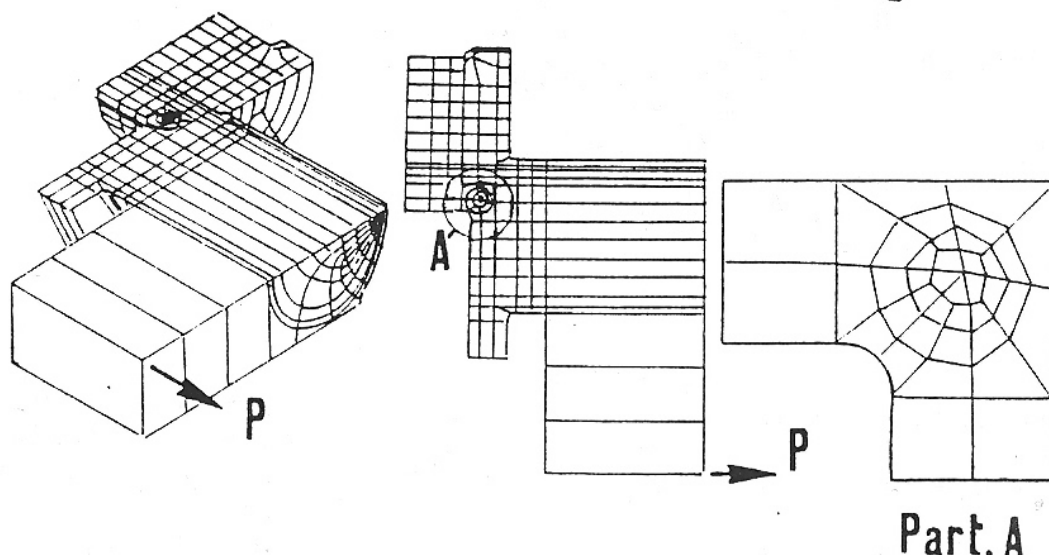


Fig. 2: Magliatura ad elementi finiti dell'albero criccato e particolare della zona della cricca.

Internamente è stato ipotizzato un fronte di propagazione della cricca ellittico con rapporto tra gli assi pari a 1:2, vedi fig.3.

Nella zona della cricca la schematizzazione è focalizzata al fronte di propagazione della frattura evitando l'uso di elementi degenerati o eccessivamente distorti per non compromettere i risultati in termini di sforzi e deformazioni: in relazione ai risultati ottenuti dall'analisi condotta sul primo modello la frattura è stata schematizzata in un piano a  $45^\circ$  sul raccordo del perno di manovella con direzione di avanzamento perpendicolare al raccordo stesso. La singolarità del campo tensionale in prossimità della cricca è stata simulata ponendo i nodi intermedi degli elementi focalizzati ad 1/4 della distanza che vi è tra



l'apice della frattura ed i nodi di vertice opposti a questo [8]. Lungo il fronte della cricca sono stati utilizzati 4 elementi mentre nei piani normali al fronte stesso sono stati disposti radialmente 5 elementi.

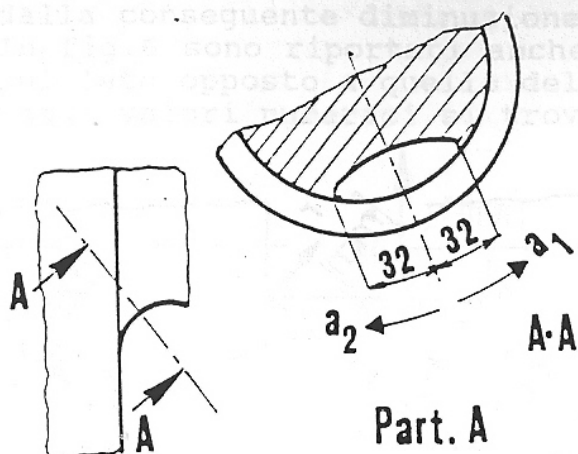


Fig.3 Dimensioni della cricca nel modello numerico.

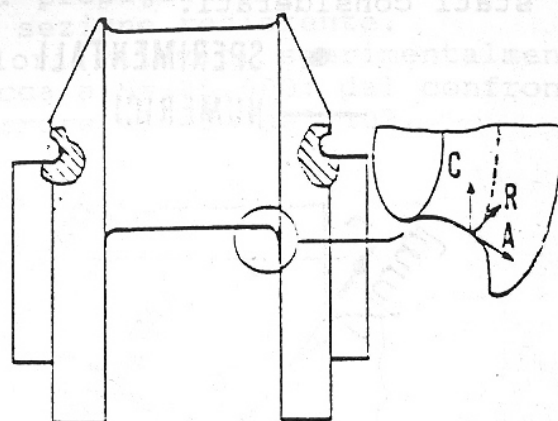


Fig.4 Direzioni: radiale, circonferenziale e assiale.

Il modello è formato da 796 elementi isoparametrici a 20 nodi e da 4378 nodi per un totale di 13134 gradi di libertà. L'analisi è stata condotta in campo elastico ritenendo che la plasticizzazione interessi una zona limitata. Il carico applicato è  $P=20.000N$  per riprodurre la prova di propagazione.

#### RISULTATI NUMERICI E SPERIMENTALI

L'analisi numerica condotta sul modello non criccato dell'albero ha permesso di individuare il punto maggiormente sollecitato del pezzo, che si trova a  $45^\circ$  rispetto all'orizzontale a metà del raccordo del perno di manovella e di prevedere quindi il punto di nucleazione della cricca per fatica. Il coefficiente di sovrasollecitazione teorica,  $K_t$ , è stato stimato pari a 7.0. In fig.5 sono illustrati gli andamenti degli sforzi principali nel piano longitudinale di simmetria ed in corrispondenza della sezione minima dell'albero a gomiti.

In vicinanza dei raccordi le tre sollecitazioni (che in superficie agiscono rispettivamente lungo le direzioni radiale, trasversale e assiale, come definite in fig.4) assumono valori confrontabili.

Il valore superficiale non nullo della  $\sigma_r$ , che lungo la superficie del raccordo agisce in direzione radiale, è dovuto al fatto che i valori di sforzo nodali sono ricavati da medie pesate ottenute dai valori degli sforzi calcolati ai punti di integrazione (di Gauss), interni agli elementi. Sebbene la schematizzazione del raccordo del perno di banco sia stata semplificata rispetto al modello sperimentale, i risultati ottenuti sono in linea con i valori sperimentali come si vede dal confronto riportato in fig.5.

L'analisi numerica condotta sul modello dell'albero a gomiti criccato ha permesso di valutare come la presenza della frattura

influenzi lo stato di sforzo: in fig.6, analogamente a quanto visto per il modello senza la cricca, sono illustrati gli andamenti degli sforzi principali lungo la sezione minima e sul piano longitudinale di simmetria del pezzo. I valori degli sforzi in corrispondenza degli elementi adiacenti alla cricca non sono stati considerati.

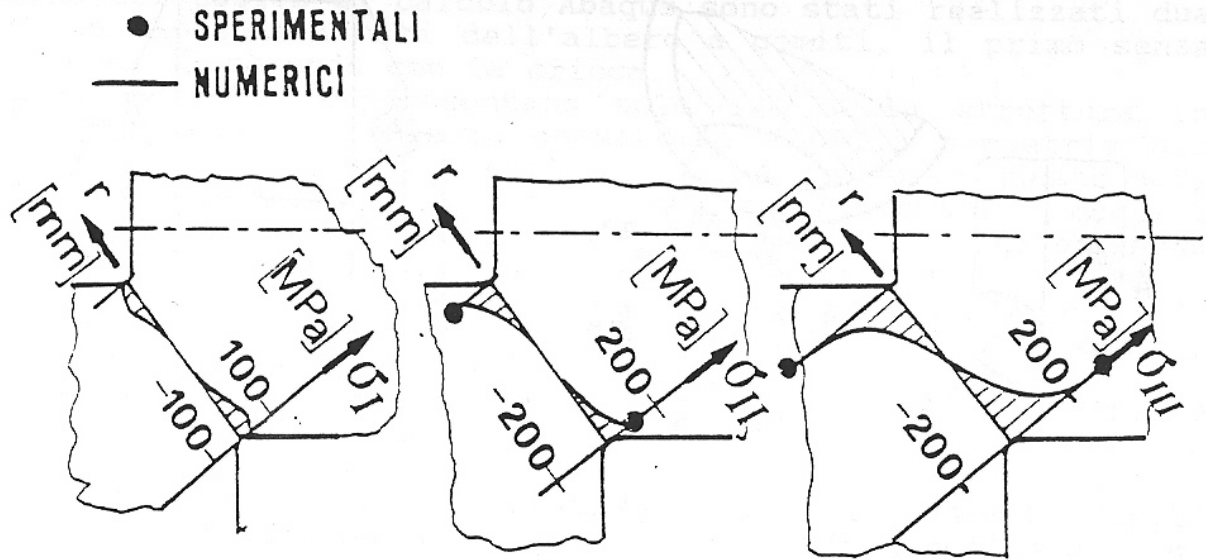


Fig.5 Andamento degli sforzi principali calcolati numericamente e dai risultati sperimentali nella sezione resistente minima dell'albero non criccato.

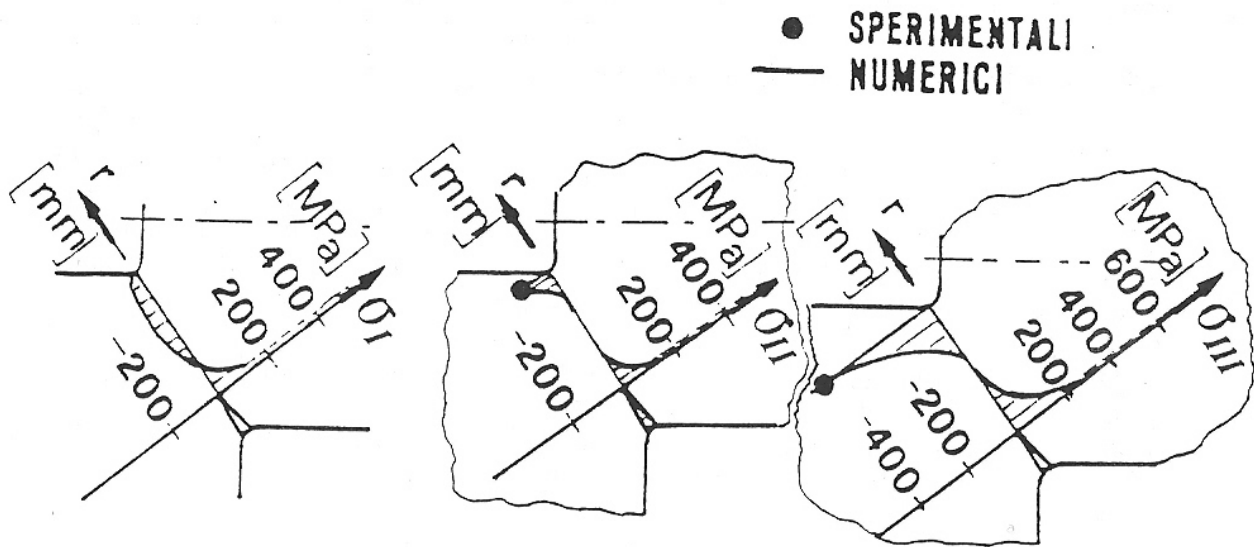


Fig.6 Andamento degli sforzi principali calcolati numericamente e dai risultati sperimentali nella sezione resistente minima dell'albero criccato.

Per verificare questi valori sono stati considerati i rilievi estensimetrici eseguiti durante la prova di propagazione a  $N=385.000$ , infatti le dimensioni della cricca rilevate in corrispondenza a questo numero di cicli sono quelle imposte nel

modello numerico.

Sul lato opposto a quello della cricca, nel piano a 45° che comprende la sezione resistente minima, i valori delle deformazioni sono influenzati dalla propagazione della cricca e dalla conseguente diminuzione della sezione resistente. In fig.6 sono riportati anche i valori rilevati sperimentalmente sul lato opposto a quello della cricca a  $N=385.000$ : dal confronto con i valori numerici si trova un errore minore del 10%.

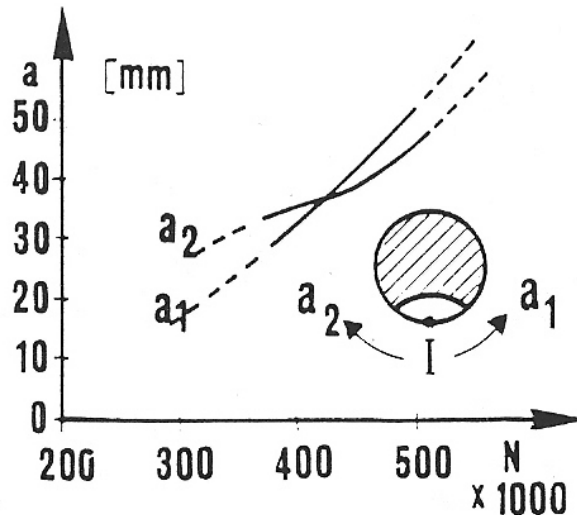


Fig.7 Propagazione della cricca rilevata sperimentalmente in funzione di N.

La propagazione delle cricche nelle due direzioni  $a_1$  e  $a_2$  è stata misurata tramite delle griglie di resistenza. In fig.7 è riportato l'andamento di  $a_1$  e di  $a_2$ , misurate sulla cricca iniziata da I, in funzione di N; gli andamenti rilevati sull'altra cricca sono simili.

#### CALCOLO DEL FATTORE DI INTENSIFICAZIONE DEGLI SFORZI

Noti i valori degli sforzi in prossimità dell'apice della cricca è stato possibile calcolare il valore del fattore di intensificazione degli sforzi  $K_I$ . Infatti è noto che in prossimità della frattura, e lungo la direzione di propagazione, vale la relazione:

$$\sigma_y = K_I / \sqrt{(2\pi x)}$$

ove  $\sigma_y$  è lo sforzo in direzione perpendicolare a quella di propagazione ed  $x$  è la distanza dall'apice della cricca. Sostituendo, per i nodi in prossimità della frattura, a  $\sigma_y$  il valore ottenuto dal calcolo ad elementi finiti e ad  $x$  la distanza dall'apice del corrispondente nodo si ottengono dei valori di  $K_I$ . Interpolando tali valori con una retta ed estrapolandola fino all'apice della cricca si ottiene un valore numerico di  $K_I$ . In tale calcolo non è stato considerato il nodo apicale. In fig.8 sono illustrati i valori ottenuti nel piano longitudinale di simmetria dell'albero ( $\theta=0^\circ$ ): il valore di  $K_I$  ottenuto è di 1067MPa  $\sqrt{\text{mm}}$ . Analoghi calcoli sui differenti piani di sviluppo

della cricca hanno evidenziato che il valore di  $K_I$  decresce avvicinandosi alla superficie del pezzo fino a  $850 \text{ MPa}/\sqrt{\text{mm}}$ .

In fig.9 è riportato l'andamento di  $K_I$  sul fronte di propagazione della cricca.

Da letteratura si trova che per acciai simili a quello considerato i parametri caratteristici della legge di Paris sono:  $C=1,35 \cdot 10^{-10}$  e  $n=2,25$  per  $da/dN$  in  $[\text{m}/\text{ciclo}]$  e  $K$  in  $[\text{MPa}/\sqrt{\text{m}}]$ .

Dalla legge di Paris, introducendo  $K=1067 \text{ MPa}/\sqrt{\text{mm}}=33,7 \text{ MPa}/\sqrt{\text{m}}$  si

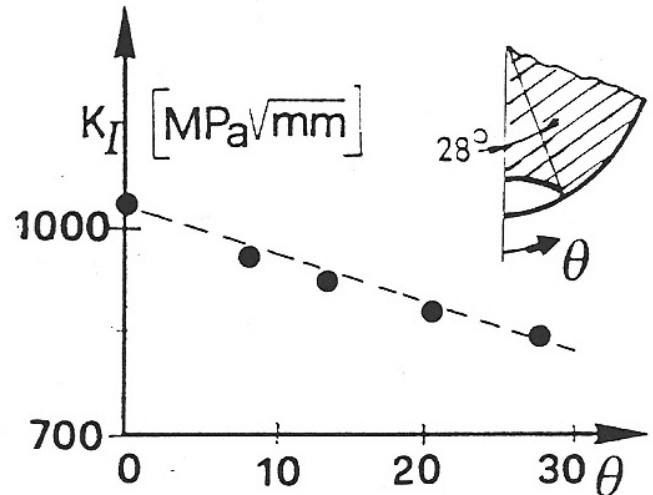
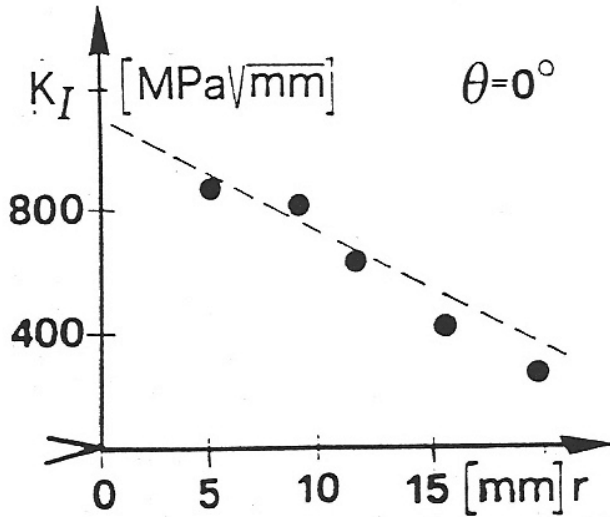


Fig.8 Andamento di  $K_I$  in funzione della distanza dall'apice della cricca per  $\theta=0^\circ$ .

Fig.9 Andamento di  $K_I$  sul fronte della cricca in funzione di  $\theta$ .

ottiene:  $da/dN=3,7 \cdot 10^{-4} \text{ mm}/\text{ciclo}$ , che è un valore molto prossimo a quello trovato sperimentalmente.

## CONCLUSIONI

E' stata studiata la propagazione di cricche di fatica nucleate da un intaglio in un elemento meccanico. La propagazione avviene quindi in stato di sforzo composto.

Noti i valori sperimentali delle dimensioni della cricca e numero di cicli di carico corrispondenti è stato realizzato un modello numerico ad elementi finiti dell'albero a gomiti fratturato.

Tramite i valori degli sforzi ottenuti dal calcolo eseguito in campo elastico è stato trovato un valore del fattore di intensificazione degli sforzi,  $K_I$ , che confrontato con i risultati sperimentali e i valori di letteratura si è rivelato abbastanza significativo.

In realtà il problema è più complesso: infatti solo inizialmente un modello di propagazione che considera solo l'influenza di  $K_I$  è aderente alla realtà e dalle prove sperimentali si vede che la frattura evolve, dopo un certo numero di cicli di carico, in un piano che non è più perpendicolare alla sollecitazione principale massima, diventando una combinazione dei tre modi di propagazione.

D'altra parte il modello numerico, convalidato dal confronto con i valori delle deformazioni misurati con estensimetri elettrici, permette di proseguire nello studio approfondendo anche questi



aspetti.

Un ulteriore affinamento del modello deve inoltre considerare anche i fenomeni di plasticizzazione del materiale che, di estensione inizialmente limitata, diventano senz'altro più importanti al crescere della cricca.

#### RINGRAZIAMENTI

Questo lavoro é stato finanziato con i fondi del Ministero dell'Università e della Ricerca Scientifica e Tecnologica.

#### BIBLIOGRAFIA

- [1] Arai J. " The bending stress concentration factor of a solid crankshaft " Bullettin of JSME, vol.12 ,(1965).
- [2] Cuppo , Gaudio "Crankshaft bending stresses ; experimental investigation and calculation methods " Proceedings CIMAC Congress ,Barcellona (1975).
- [3] Doniselli,C. and Mondina, A. " Photoelastic Researches on Threedimensional models of Crankshafts" Proceedings SESA paper N. 2190A (1973)
- [4] Broek,D. "The practical use of Fracture Mechanics" pp. 271÷274, Kluwer Academic Publishers, 1989
- [5] Terranova,A. ,Vergani,L., "Numerical and Experimental Study of residual stresses in rolled shafts" Metal Behaviour & Surface Engineering, IITT International ,1989, pp.277-283.
- [6] M.Guagliano, Terranova , A. ,Vergani ,L. , "Theoretical and Experimental Study of the Strength fatigue of a Diesel Engine Crankshaft" Proceedings of Cimac Congress ,Tianjin , 1989.
- [7] Terranova,A. , Vergani,L. , " Strength of Components in Low Cycle Fatigue with Different Surface Treatmens " Proceedings of the Fourth International Conference on Fatigue, Honolulu, Hawai, 15-20 luglio 1990, pp.1679÷1684.
- [8] R.S. Barsoum "On the Use of Isoparametric Finite Element in Linear Fracture Mechanics", International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol.10, pp.25-37, 1976.
- [9] Atkins, A.G., Mai,Y-W. " Elastic and Plastic Fracture" Ellis Hortwood Limited, England, 1985.