



Mixed mode fatigue crack growth in railway axles

Propagazione di cricche di fatica in modo misto in assili ferroviari

Marzio Grasso

Dipartimento di Ingegneria Industriale, Università Federico II, P.le V. Tecchio 80, 80125 Napoli

ABSTRACT. The current philosophy to apply the safe life approach to the design of the railway axles does not guarantee an infinite life due to the arising, too soon and especially, of completely random local damages that can grow under mechanical and ambient service loading up to compromise the strength of the component. The effects sometimes catastrophic of such event push for hold the attention in facing the problems related to the design of these particular components by the Agencies and the manufactures involved. Among all, the most important aspects are the analysis of the real reasons of the failure, on one side, and the definition of rules and practices related to the design and maintenance of the components, on the other side. Indeed, it is not necessary to invent new theories or techniques, but to improve or enhance those already knew, to contribute to improve the quality of the component and the safety of its use. In this scenario, it is justified any attempt to improve the modelling of the fatigue crack growth phenomenon that can propagate from a geometric singularity originated on the axle. A better understanding of the phenomenon can contribute to significantly guide the design choices toward an extended use of the Damage Tolerance philosophy, which will completely replace the actual Safe Life approach once adequate levels of both reliability and NDT costs, used to periodically verify the structural integrity of the component, will be achieved. A lot of technical papers deal with this problem, each of them to study (or examine in deep) the effects produced by one or more factors on the fatigue crack growth, namely: loads, constraints, environment, geometry of the initial defect, numerical modelling technique and experimental method on standard specimens or full scale components. Focusing the attention on the building up of the propagation model, it can be stated that, over the years, numerical procedures have become more and more complete and complex in an attempt to reproduce the phenomenon in a more realistic way. However, there is still a strong need of refinement of the current modelling techniques. In almost all published papers produced until now, the growth of the crack has been studied assuming only a planar propagation, on the original plane used to define the defect, and an elliptical geometry of the front, which keeps its shape during the whole propagation process. However, in reality, the crack surface it is not always planar and the crack front evolves toward geometry much more complex, even if it can be assimilated, with a good approximation, to an ellipse during the initial part of the propagation phase. These approximations lead to evaluate the stress intensity factors along each crack front, corresponding to the three modes, which are quite different from those consistent with the real trend of the propagation fronts. A first attempt to avoid the restrictive hypothesis of elliptical front has been introduced by the authors Lin and Smith. A numerical tool able to simulate the growth of a crack in a cylindrical notched bar, with no need to define *a priori* the crack front geometry has been implemented and proposed. However, even in this case the fracture surface remains planar for the alternated bending condition considered in the paper. In the present paper a contribution in the definition of a new numerical procedure which allows, under rotating bending condition, to evaluate more precisely both the crack front shape and the stress intensity factors has been proposed. The new numerical procedure here described takes into account the effect produced by the three modes on the growth and the geometry of the front as well



as the concavity of the fracture surface. Moreover, the contact definition between the crack surfaces allows evaluating the effective field of the stress intensity factors, since it is possible to simulate the crack closure condition, for the opening mode, as well as the sliding and tearing condition related to the other modes. The Sequential Load Steps seems to be an effective mean in evaluating the variation of the stress intensity factor and the determination of the local direction of the crack propagation, allowing to reproduce the crack front curvature observed on the real component. The crack fronts and the fracture surfaces obtained with the proposed numerical procedure and those observed *post mortem* on the real component are in good agreement, thus the goodness of the proposed approach is confirmed. However, although what discussed here represent an interesting modification of the current numerical procedures to evaluate the crack growth rate, more in-depth analysis are needed to fill the remaining gap between the real fronts and those numerically obtained as well as reproducing more precisely the fracture surfaces. Specific experimental investigations which allow to identify the fracture toughness under second and third modes and a better understanding of the conditions under which the failure occurs under mixed mode loading, by means of full scale tests that reproduce the real service conditions of the railway axles, is necessary.

SOMMARIO. Col presente lavoro si vuole offrire un contributo nella definizione di una nuova procedura di calcolo numerico, applicabile agli assili ferroviari, che consenta, nel caso di flessione rotante, di stimare in modo più accurato la geometria del fronte di cricca e, nello stesso tempo, di valutare i SIF. La nuova procedura numerica qui descritta tiene conto dell'effetto prodotto dai tre modi di apertura sull'avanzamento e sulla geometria del fronte, nonché sulla concavità della superficie di frattura. Inoltre, la definizione del contatto tra le facce della cricca consente di valutare il campo effettivo di variazione del SIF, potendo simulare le condizioni di chiusura della cricca e dei conseguenti effetti sulla propagazione secondo il modo I. La procedura adottata e l'impiego del *Sequential Load Steps*, che è risultato molto efficace per la stima del campo di variazione del SIF e per la determinazione della direzione di avanzamento della cricca, hanno consentito di ottenere fronti di cricca e una superficie di frattura che sono in buon accordo con quelli rilevati *post mortem* sul componente reale. Tuttavia, ulteriori approfondimenti sono necessari per colmare lo scostamento residuo tra i fronti reali e quelli stimati numericamente e riprodurre in modo ancora più accurato la superficie di frattura.

KEYWORDS. Railway Axle; Rotating bending; Computational fracture mechanics; Mixed mode.

INTRODUZIONE

L'attuale filosofia di dimensionamento a vita sicura degli assili ferroviari non ne garantisce in maniera deterministica la lunga durata di progetto, per il manifestarsi anzitempo, e soprattutto, di fenomeni di danneggiamento locale, del tutto aleatori, che possono progredire nelle condizioni di carico meccanico-ambientale di esercizio, fino a compromettere la resistenza strutturale del componente interessato. Le conseguenze talvolta catastrofiche di un tale evento sollecitano gli Enti preposti alla sicurezza e le Società costruttrici coinvolte a tenere alta l'attenzione, ciascuno per la sua parte, nell'affrontare le tematiche connesse con la progettazione di questi particolari organi meccanici. Tra tutte, primeggiano l'individuazione e l'analisi della vera causa del cedimento, da una parte, e la definizione di regole e procedure riguardanti la progettazione e la manutenzione del componente, dall'altra. Naturalmente, il più delle volte, non si tratta di inventarsi necessariamente nuove teorie o nuove tecniche, ma di migliorare o potenziare quelle note, per contribuire a migliorare la qualità del prodotto e la sicurezza della sua utilizzazione. In questo contesto, si giustifica, ad es., un qualsiasi tentativo di migliorare la modellazione del fenomeno di propagazione di una cricca di fatica che può partire da una singolarità geometrica prodottasi su un assile. Una migliore interpretazione del fenomeno, infatti, contribuirebbe a orientare in maniera significativa le scelte progettuali verso un utilizzo esteso della filosofia del *Damage Tolerance*, che è destinata a soppiantare l'attuale *Safe Life* non appena saranno raggiunti adeguati livelli di affidabilità e di economicità delle tecniche NDT da impiegare per la verificare periodica dell'integrità strutturale del componente.

Nella letteratura tecnica [1-11], numerosi sono i lavori che trattano l'argomento, ciascuno per studiare (o approfondire precedenti indagini su) gli effetti prodotti sulla propagazione della cricca di fatica da uno o più fattori, quali: condizione di



carico, vincoli, ambiente, geometria del difetto iniziale, tecnica di modellazione numerica e modalità di sperimentazione su provini standard o su componenti *full scale*, per citare quelli più trattati.

Volendo focalizzare l'attenzione solo sulla costruzione del modello di propagazione, si può dire che nel corso degli anni le procedure di calcolo sono diventate sempre più complesse e complete nel tentativo di interpretare in modo sempre più realistico il fenomeno. Ciononostante, permangono forti esigenze di affinamento della tecnica di modellazione. Basti considerare che nella quasi totalità dei lavori prodotti finora si studia l'avanzamento della cricca esclusivamente nel piano di definizione e si utilizza, per modellare il fronte della stessa cricca, una geometria ellittica che rimane tale per tutta la fase di propagazione, mentre nella realtà la superficie di propagazione reale non è sempre piana e il fronte di cricca, anche se inizialmente è assimilabile con buona approssimazione ad una semiellisse, evolve verso una geometria molto più complessa. Queste approssimazioni portano a calcolare lungo ciascun fronte della cricca i fattori di intensità delle tensioni (SIF) [3], per i tre modi di apertura della cricca, che si discostano in modo apprezzabile, come si vedrà in seguito, da quelli coerenti con l'andamento reale del fronte di propagazione.

Un primo tentativo di svincolarsi dall'ipotesi di fronte ellittico è stato effettuato dagli autori Lin e Smith [13] che implementano una procedura numerica atta a simulare l'avanzamento della cricca in una barra a sezione circolare intagliata, senza la preventiva definizione della geometria del fronte. Però anche in questo caso la superficie di frattura rimane piana per la condizione di carico considerata di flessione alternata.

Col presente lavoro si vuole offrire un contributo nella definizione di una nuova procedura di calcolo numerico che consenta, nel caso di flessione rotante, di valutare in modo più accurato i SIF e quindi l'evoluzione della geometria del fronte di cricca durante la propagazione.

MODELLAZIONE DELLA PROPAGAZIONE

L'approccio più diffuso per la modellazione numerica della propagazione di cricche in alberi assoggettati al flessione rotante è quello proposto da Carpinteri *et alii* in [14]. Esso si basa sull'assunzione che, per calcolare il SIF sul fronte della cricca in un giro completo dell'albero, sia sufficiente valutarlo, direttamente, solo per due posizioni in quadratura dello stesso albero, in quanto per le altre posizioni intermedie il loro valore verrebbe stimato mediante due funzioni adimensionali f_1 ed f_2 [14], sfruttando il principio di sovrapposizione degli effetti.

Per la geometria del fronte, di solito, si assume una semiellisse, il cui avanzamento viene simulato calcolando, tramite una legge di propagazione, semplice [Paris] o complessa [NASGRO] che sia, e la conoscenza del campo di variazione del SIF in un giro dell'albero, lo spostamento di solo due punti (punti di controllo) del fronte, in particolare il centrale ed uno prossimità di uno dei due estremali, per i quali si fa passare l'ellisse che definisce il nuovo fronte della cricca [10].

La conseguenza immediata di questo approccio è che l'avanzamento del fronte è determinato da ciò che viene stimato in soli due suoi punti e dall'assunzione, per la geometria dello stesso fronte, di una tipologia predefinita e bloccata per tutte le fasi della propagazione.

Inoltre, così facendo, si perdono tutti i contributi alla propagazione derivanti dagli altri due modi principali di apertura della cricca, il secondo e il terzo, che per alcune posizioni relative cricca-carico sono pressoché gli unici ad essere attivi. Se è vero che questi contributi si possono ritenere trascurabili, rispetto a quello del primo modo, nelle fasi iniziali di propagazione, non lo saranno più in seguito, man mano che il fronte avanza e si avvicina alla fase terminale, quando l'incrementata cedevolezza locale del componente favorisce la tendenza allo scorrimento relativo tra le facce della cricca.

Per studiare la modalità di propagazione della cricca tenendo conto di tutti e tre i modi di apertura della stessa, si propone di implementarne un modello numerico in ANSYS sfruttando le potenzialità del codice FRANC3D. Gli aspetti innovativi di questo approccio riguardano: - il calcolo del ΔK equivalente, valutato con il *sequential load steps* [15]; - la definizione del contatto tra le superfici della cricca; - la modellazione della flessione rotante tramite un numero discreto di posizioni angolari della forza nel piano di inizio propagazione della cricca; - la determinazione della direzione di avanzamento della cricca utilizzando il criterio di equivalenza di Tresca per le tensioni.

IMPLEMENTAZIONE DEL MODELLO

Sulla base di quanto detto in precedenza, viene innanzitutto definita la condizione di carico assumendo, per l'assile, una posizione fissa nello spazio e, per il carico, n. 12 posizioni angolari equidistanti, da attivare in sequenza per simularne la rotazione intorno all'asse dell'assile (Fig. 1). Alla rotazione del carico è associata anche la rotazione del vincolo che simula il contatto con la rotaia tramite la ruota. Inoltre, viene introdotto il contatto tra le facce della cricca per



poter simulare l'annullarsi del SIF, per il modo I, nelle configurazioni di carico che comportano la chiusura della stessa cricca.

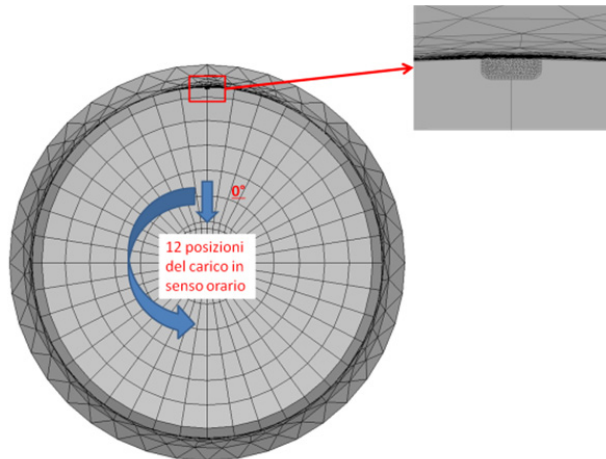


Figura 1: Modellazione del carico rotante e dettaglio della cricca.

Per ciascuna posizione del carico vengono, poi, calcolati i valori del SIF per i tre modi di apertura della cricca, tenendo conto anche dell'effetto, in termini tensionali, dell'eventuale calettamento della ruota sull'assile. Tali valori, calcolati in ogni nodo del fronte, vengono successivamente combinati tramite due fattori moltiplicativi, β_{II} e β_{III} [15], per fornire i SIF equivalenti e con essi, grazie all'opzione aggiuntiva del *sequential load steps*, calcolare i relativi ΔK equivalenti ed i conseguenti avanzamenti dei nodi cui sono associati

La direzione dell'avanzamento del singolo nodo viene determinata con il criterio di Spievak [16], secondo il quale essa si può identificare con quella del vettore somma degli avanzamenti corrispondenti a ciascun *load step* (Fig. 2).

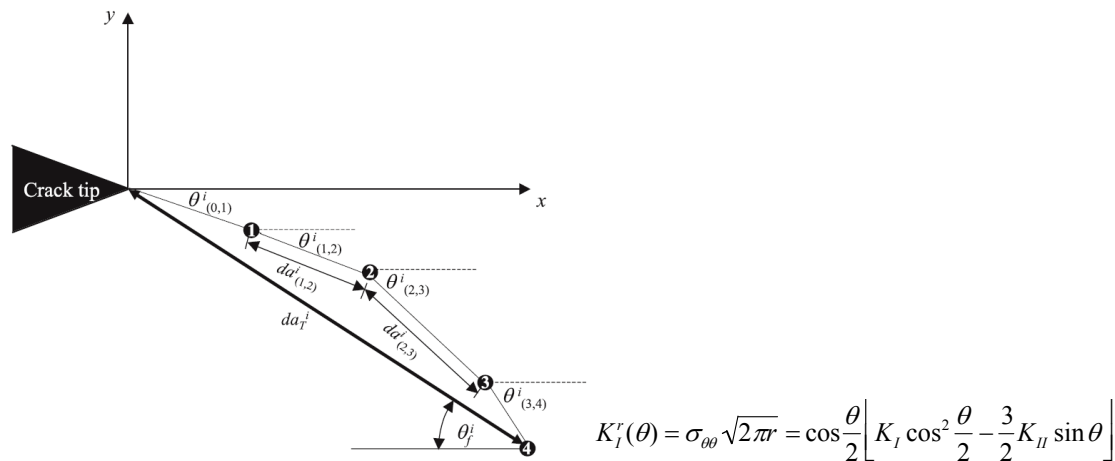


Figura 2: Schema di combinazione degli spostamenti del singolo nodo per individuarne la direzione di propagazione.

Il modello di propagazione impiegato, già implementato nel codice FRANC3D, è la NASGRO, che richiede la calibrazione dei parametri in esso contenuti con risultati di prove di propagazione condotte sul materiale dell'assile. Tra i molteplici vantaggi offerti da tale modello, vi è la possibilità di tener conto dell'effetto di *closure*, dovuto alla plasticizzazione residua che avviene nella regione prossima all'apice del difetto, semplicemente utilizzando una funzione f in esso implementata.

Il fronte generato in maniera discreta, assegnando a ciascun nodo l'avanzamento che gli compete, è interpolato con *spline* cubiche per eliminare eventuali punti angolosi.

Alla fine, la geometria di questo nuovo fronte della cricca viene inserita nel modello *uncracked* per generare la geometria del fronte successivo.

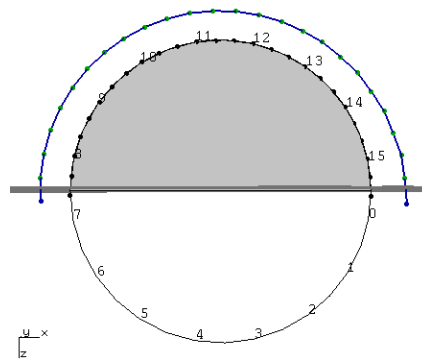


Figura 3: Schema di avanzamento del fronte di cricca.

Iterando gli *step* precedentemente descritti, è possibile simulare l'avanzamento della cricca (Fig. 3).

INTERAZIONE TRA I MODI

Alcuni Autori [2, 5, 17] ritengono, come accennato nel secondo paragrafo, che il contributo del secondo e del terzo modo di apertura al calcolo del ΔK equivalente sia trascurabile, durante la fase iniziale della propagazione, essendo predominante il primo modo. Tuttavia, con la procedura implementata nel presente lavoro, per le posizioni angolari prossime a 180° , quando il carico tende a chiudere la cricca, si calcolano valori del SIF per il secondo ed il terzo modo di apertura che non sono trascurabili rispetto a quelli relativi al primo modo (Fig. 4). Ignorare la combinazione dei tre modi comporterebbe un errore nella stima del campo di variazione del SIF che, a partire già dalla fase iniziale di propagazione, diventa sempre più marcato al crescere della cricca. Di qui l'esigenza o l'opportunità di tenerne conto, soprattutto perché dalla combinazione dei loro effetti dipende la geometria del fronte di cricca e la forma della superficie di frattura, la quale esce dal piano in modo tanto più evidente quanto maggiore è l'intensità di un campo tensionale triassiale eventualmente aggiunto come precarico (Fig. 5 e rif. [18-19], ad es.).

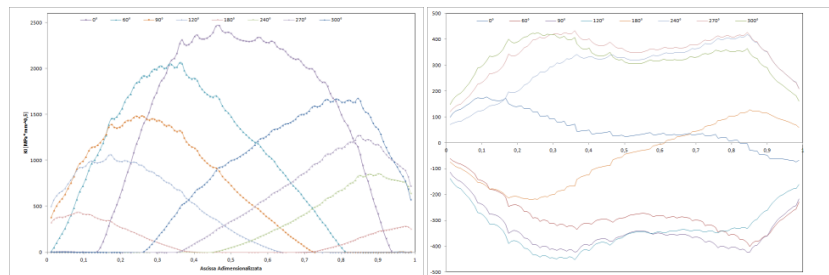


Figura 4: Geometria dell'ultimo fronte rilevato e i corrispondenti valori dei SIF.

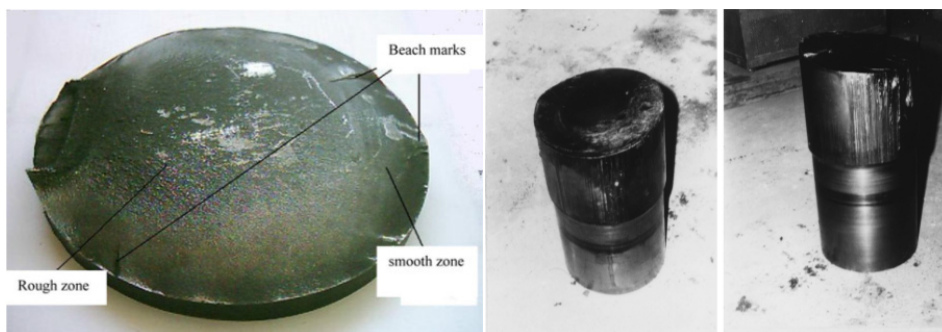


Figura 5: Alcune superfici di frattura con superficie di frattura concava rintracciate in letteratura [18-19].

APPLICAZIONE DEL MODELLO AD UN CASO REALE

Con la procedura sopra descritta, è stata studiata la propagazione di una cricca in un assile ferroviario, portante e pieno, di un carro merci, realizzato in acciaio EA1N ed avente la geometria rappresentata in Fig. 6.

Sfruttando la simmetria geometrica e di carico, è stato modellato solo metà dell'intero assile, con la sua ruota.

È stato, inoltre, ipotizzata l'esistenza di un difetto superficiale, di geometria rettangolare con vertici raccordati, profondo 2 mm e collocato sul piano normale all'asse collocato tra il fusello e il raccordo torico col collarino.

Il carico esercitato sul fusello da parte della boccola, è stato modellato con due forze, ciascuna di intensità pari 50 kN, poste nelle posizioni occupate dai cuscinetti.

Il calettamento è stato simulato fornendo al modello i diametri effettivi della ruota e dell'assile, calcolati in base all'interferenza ammissibile stabilita dalla Norma [20], e risolvendo il contatto con interferenza tra le superfici accoppiate in modo tale che lo stato tensionale indotto dal calettamento si combinasse con quello indotto dal carico agente sul fusello. Inoltre, con l'ausilio del codice FRANC3D è stato possibile definire, in modo automatico, il contatto tra le facce della cricca.

Il volume di controllo nel quale valutare gli effetti della propagare la cricca è stato delimitato con due piani ortogonali all'asse, passanti, uno, per la base del collarino e, l'altro, per la sezione più interna del fusello, come mostrato in Fig. 6. La scelta del volume di controllo consente di conservare la discretizzazione originale di gran parte del modello quando, ad ogni *step* di calcolo, bisogna discretizzare nuovamente il volume per inserire il difetto modificato. Questo approccio non solo facilita la gestione del modello, ma consente anche di renderlo più snello con il controllo dell'incremento del numero di elementi ad ogni *step* di avanzamento.

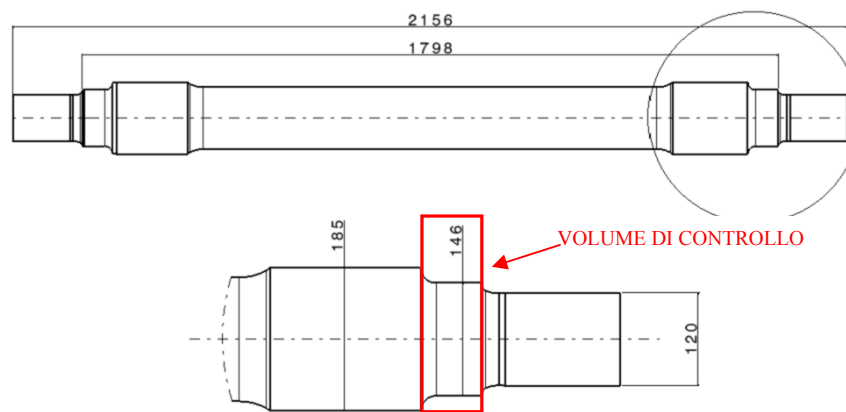


Figura 6: Geometria dell'assile oggetto dello studio e dettaglio del volume di controllo.

Il modello di propagazione impiegato è la ben nota NASGRO *equativo* (eq. 1), già implementata nel codice FRANC3D.

$$\frac{da}{dN} = C \left[\left(\frac{1-f}{1-R} \right) \right]^n \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^p}{\left(1 - \frac{\Delta K_{max}}{K_c} \right)^q} \quad (1)$$

nella quale il ΔK_{th} è calcolabile con la seguente relazione:

$$\Delta K_{th} = \Delta K_0 \left[\frac{4}{\pi} \tan^{-1}(1-R) \right] \left(\frac{a}{a+a_0} \right)^{1/2} \quad (2)$$

I valori dei parametri riportati nella Tab. 1 e utilizzati nelle simulazioni sono stati ottenuti interpolando le sigmoidi di propagazione ricavate da prove su provini C(I) ed affinati confrontando la curva di propagazione sperimentale con quella ottenuta numericamente con simulazioni delle stesse prove.



NASGRO PARAMETERS			
Y	289,5 MPa	Ak	0,75
UTS	536,25 MPa	Bk	0,5
K1e	2338 MPa*mm ^{0.5}	a ₀	0,0381
K _{IC}	1663,4 MPa*mm ^{0.5}	C	6,9938e ⁻¹¹
$\sigma_{MAX}/\sigma_{FLOW}$	0,3	n	2,2805
p	1,3454	C _{th}	1,442
ΔK_0	233 MPa*mm ^{0.5}	α	2,5

Tabella 1: Parametri ottimizzati dell'equazione NASGRO.

In Fig. 7 si riporta il modello FE del provino C(T) costruito per calcolare la curva di propagazione che nella stessa figura è stata sovrapposta a quella sperimentale per detto confronto.

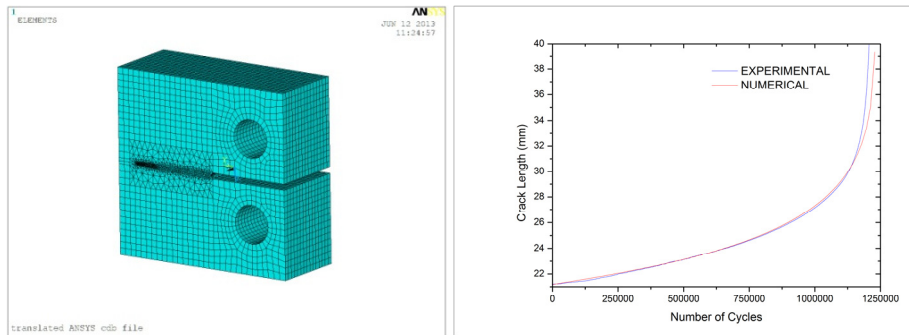


Figura 7: Modello FE del provino C(T) (sinistra) e confronto tra le curve di propagazione numerica e sperimentale (destra)

Per il calcolo del ΔK equivalente, è stato assunto per entrambi i coefficienti β_{II} e β_{III} il valore di 2,5, sulla base dei risultati delle analisi numeriche condotte con una geometria del fronte finale ricostruita dalle immagini della superficie di frattura reale di un assile sollecitato come nella simulazione. In Fig. 8 si riporta un'immagine del modello FE dell'assile e del relativo volume di controllo impiegati nelle simulazioni.

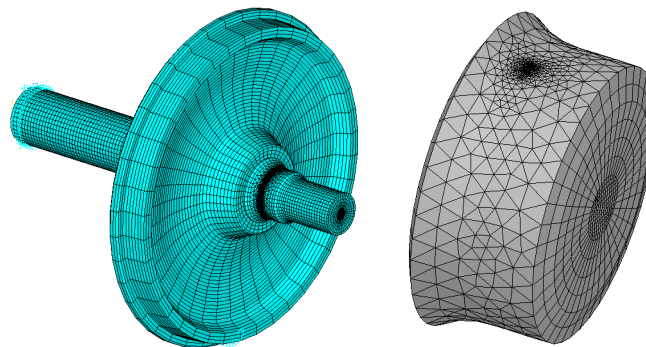


Figura 8: Modello FE dell'assile (sinistra) e dettaglio del volume di controllo (destra).

RISULTATI

In Fig. 9 si riporta l'andamento dei valori del SIF, per diverse posizioni della cricca, considerando le posizioni angolari che massimizzano i valori del primo e del terzo modo. In particolare, si può notare come, in corrispondenza della posizione a 0°, prevalgono i valori del SIF relativo al primo modo; mentre, per posizioni angolari corrispondenti a



90°, si attingono i valori massimi del terzo modo. Inoltre, il rapporto fra il SIF del primo modo e quello del terzo modo tende a ridursi al crescere della cricca. Analoghe considerazioni valgono per il secondo modo, per il quale le posizioni angolari che ne massimizzano i valori del SIF sono quelle prossime a 180°. Ne consegue che il peso dei contributi dei singoli SIF nel calcolo del ΔK equivalente cambia durante un giro e, continuamente, durante la propagazione.

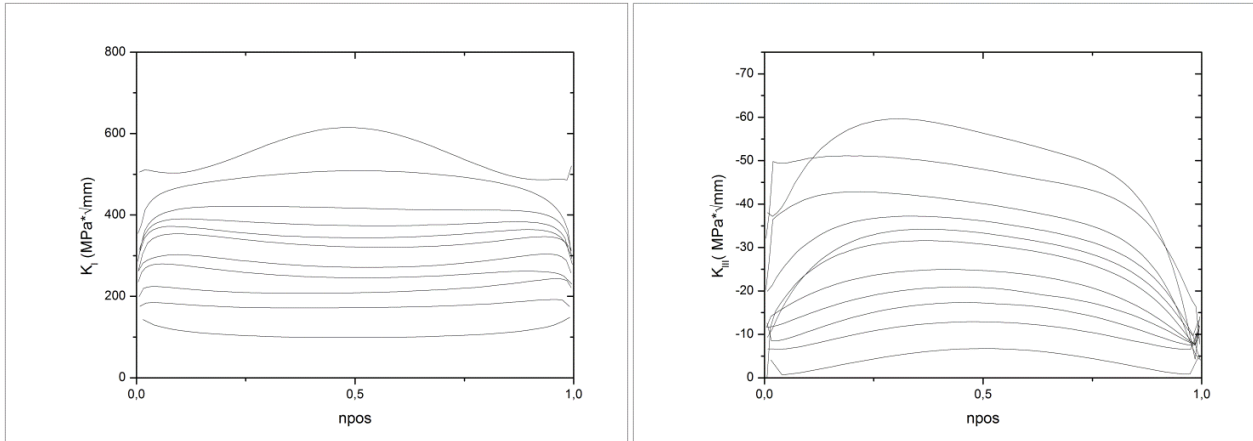


Figura 9: Andamenti del SIF relativo al Modo I (sinistra) e Modo III (destra) durante la propagazione.

Sebbene i valori massimi del SIF per il secondo e terzo modo siano circa il 10% del valore massimo attinto dal SIF per il primo modo di apertura sull'ultimo fronte, il contributo al ΔK equivalente non è trascurabile, poiché essi sono amplificati dai fattori di peso, β_{II} e β_{III} . Inoltre, avendo definito il contatto tra le facce della cricca, il campo di variazione effettivo del K_I è pari al valore del $K_{I\text{MAX}}$ e non quello che si calcola abitualmente. Per il secondo ed il terzo modo, invece, in una rotazione completa il SIF varia tra valori massimi e minimi che sono pressoché uguali in modulo ed opposti in segno, per cui i corrispondenti ΔK sono circa pari al doppio del $K_{II\text{MAX}}$ e del $K_{III\text{MAX}}$, rispettivamente.

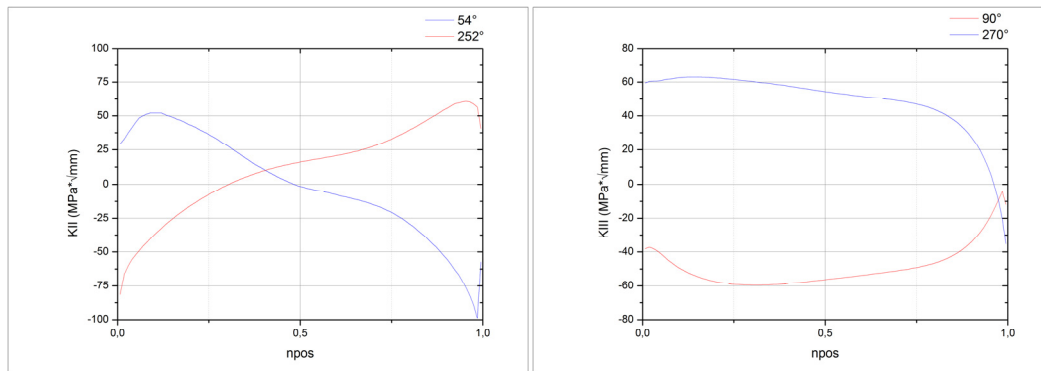


Figura 10: Andamento dei valori del SIF relativi al Modo II (sinistra) e Modo III (destra) lungo il fronte per una rotazione completa.

Inoltre, per posizioni prossime a 90° la parte del fronte interessata dalla chiusura della cricca è sottoposta ad uno scorrimento relativo pressoché uniforme che contribuisce all'avanzamento del fronte e favorisce l'inversione della curvatura (Fig. 11).

Il contributo del secondo e terzo modo appare ancora più chiaro se si rappresentano i valori dei SIF lungo il fronte in funzione della posizione angolare (Fig. 12). Infatti, considerando l'ultimo fronte determinato con la procedura numerica descritta in precedenza, si osserva che per le posizioni angolari a ridosso di 180° i valori del K_I si annullano, mentre i valori del K_{II} e K_{III} attingono i livelli massimi.

Con le immagini di Fig. 13 si può apprezzare la differente cedevolezza dell'assile nella zona del fusello al crescere della cricca.

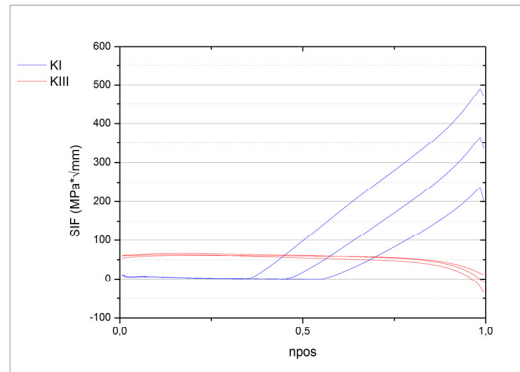


Figura 11: Andamento dei valori del SIF relativi al Modo I e Modo III lungo il fronte per tre posizioni prossime a 180°.

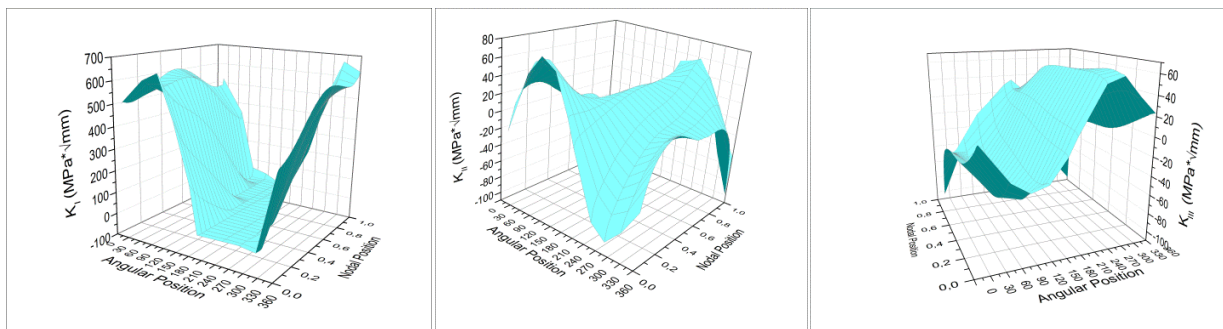


Figura 12: Superfici rappresentati l'andamento dei valori dei SIF per i tre modi per una rotazione completa del carico.

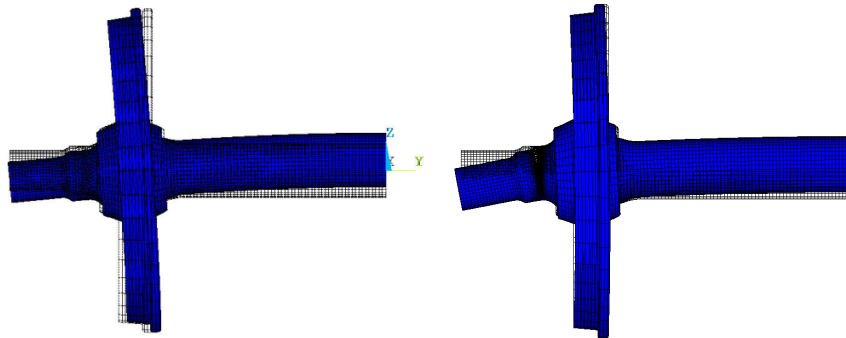


Figura 13: Configurazione deformata dell'assile con il carico a 0° e la cricca iniziale (sinistra) e finale (destra).

I contributi del secondo e del terzo modo all'avanzamento della cricca producono una variazione della curvatura del fronte, fino ad invertirne il segno, come si verifica nella realtà (Fig. 14).

Tuttavia, i fronti reali terminali hanno una curvatura maggiore di quella riprodotta con la procedura numerica, probabilmente a causa delle approssimazioni legate alla scelta dei fattori di peso β_{II} β_{III} , i quali intervengono anche nella determinazione della direzione di avanzamento e quindi incidono sulla concavità della superficie di frattura. Scelta arbitraria, come già detto, per le note carenze di dati di letteratura molto accurati.

La Fig. 15 mostra, in scala amplificata, il marcato scorrimento relativo tra le facce della cricca, per la posizione del carico in quadratura con la cricca iniziale e al raggiungimento del fronte finale di propagazione.

In termini di superficie di frattura, i risultati delle scelte operate si sono concretizzate in una deviazione via via crescente di detta superficie dal piano iniziale, fino a raggiungere nella fase finale il valore desumibile dalla Fig. 16, ove sono indicati con linea mista le tracce dei piani tangenti alla superficie da confrontare.

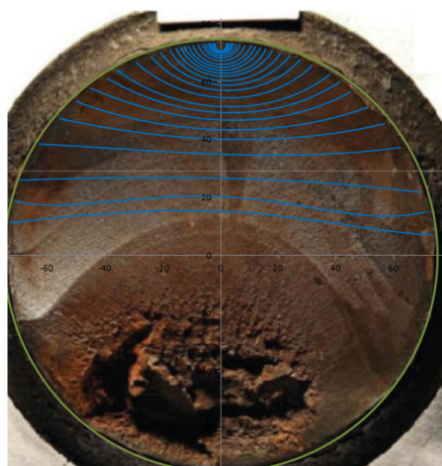


Figura 14: Confronto tra i fronti effettivi e quelli riprodotti numericamente.

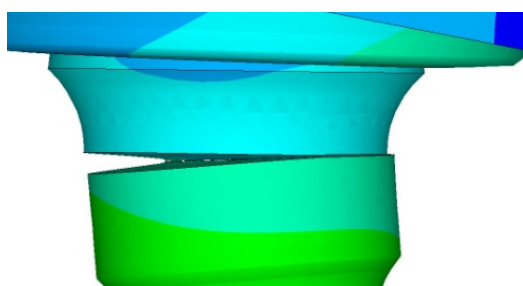


Figura 15: Mappa degli spostamenti relativi all'ultimo fronte con il carico agente in quadratura con la cricca iniziale.

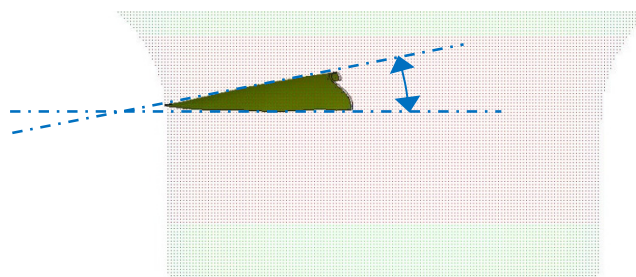


Figura 16: Deviazione complessiva della superficie di frattura dal piano della cricca iniziale.

CONCLUSIONI

Con la procedura numerica presentata e applicata ad un caso reale è stato mostrato come sia possibile tener conto dei tre modi principali di apertura di una cricca di fatica in un albero sollecitato a flessione rotante. È stato verificata la possibilità di creare fronti di cricca e superfici di frattura più realistiche rispetto a quelle riscontrate in letteratura.

La definizione del contatto tra le facce della cricca ha consentito di valutare il campo effettivo di variazione del SIF, per la simulazione delle condizioni di chiusura della cricca, per il modo I, e le condizione di *sliding* e *tearing* connesse con gli altri due modi.

L'impiego del *Sequential Load Steps* si è dimostrato un mezzo efficace per la stima del campo effettivo di variazione del SIF in un giro dell'albero e la determinazione della direzione di avanzamento della cricca, consentendo di riprodurre una curvatura del fronte prossima a quella osservata sul componente reale.



La difficoltà di reperire in letteratura o di produrre ad hoc i valori effettivi di alcuni parametri del materiale che vengono utilizzati dal modello implementato hanno impedito di raggiungere risultati più realistici, anche se sono qualitativamente prossimi alla realtà più di quanto lo siano quelli prodotti in precedenza da numerosi altri Autori.

BIBLIOGRAFIA

- [1] T. Makino, T. Kato, K. Hirakawa, *Engineering Fracture Mechanics*, 78 (2011) 810.
- [2] A. R. Torabi, M. Heidary Khavas *J Fail. Anal. and Preven.*, 12 (2012) 419.
- [3] S. Beretta, M. Madia, M. Schodel, U. Zerbst, *Fracture of Nano and Engineering Materials and Structures*, (2006) 263.
- [4] O. Yasniy, Y. Lapusta, Y. Pyndus, A. Sorochnikov, V. Yasniy, *International Journal of Fatigue*, 50 (2013) 40.
- [5] M. Madia, S. Beretta, U. Zerbst, *Engineering Fracture Mechanics*, 75 (2008) 1906.
- [6] V. Linhart, I. Černý, *Engineering Fracture Mechanics*, 78 (2011) 731.
- [7] S. Beretta, M. Carboni, *Engineering Fracture Mechanics*, 78 (2011) 848.
- [8] S. Beretta, M. Carboni, G. Fiore, A. Lo Conte, *International Journal of Fatigue*, 32 (2010) 952.
- [9] I. Varfolomeev, M. Luke, M. Burdack, *Engineering Fracture Mechanics*, 78 (2011) 742.
- [10] A. De Iorio, M. Grasso, F. Penta, G.P. Pucillo, *Key Engineering Materials*, 488-489 (2012) 407.
- [11] S. Beretta, A. Ghidini, F. Lombardo, *Engineering Fracture Mechanics*, 72 (2005) 195.
- [12] M. Bayraktar, N. Tahrali, R. Guclu, *Journal of Mechanical Science and Technology*, 24 (3) (2010) 671.
- [13] X.B. Lin, R.A. Smith, *International Journal of Fatigue*, 21 (1999) 965.
- [14] A. Carpinteri, R. Brighenti, A. Spagnoli, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 21 (1998).
- [15] FRANC3D Reference Manual Version 6, *Fracture Analysis Consultant*, (2011).
- [16] L. E. Spievak, P.A. Wawrzynek, A. R. Ingraffea, D.G. Lewicki, *Engineering Fracture Mechanics*, 68 (2001) 53.
- [17] M. Luke, I. Varfolomeev, K. Lütkepohl, A. Esderts, *Engineering Fracture Mechanics*, 78 (2011) 714.
- [18] H. Alihosseini, K. Dehghani, *J Fail. Anal. and Preven.*, 10 (2010) 233.
- [19] K. Hirakawa, K. Toyama, M. Kubota, *Int. J. Fatigue*, 20 (2) (1998) 135.
- [20] *Fiche UIC 813, 2e édition*, 2003.