

MODELLAZIONE DELLA PROPAGAZIONE DI FRATTURE IN ASSILI FERROVIARI IN A1N

C. Barbieri^a, S. Beretta^b, M. Carboni^c

^a *Dipartimento di Meccanica, Politecnico di Milano, via La Masa 34 – 20156 Milano e-mail: caterina.barbieri@mail.polimi.it*

^b *Dipartimento di Meccanica, Politecnico di Milano, via La Masa 34 – 20156 Milano e-mail: stefano.beretta@polimi.it*

^c *Dipartimento di Meccanica, Politecnico di Milano, via La Masa 34 – 20156 Milano e-mail: michele.carboni@polimi.it*

SOMMARIO

Gli assili ferroviari vengono usualmente progettati per durata illimitata. Anche se in generale questa filosofia di progetto può sembrare sufficiente, sono stati e vengono osservati saltuari cedimenti in esercizio dovuti a fenomeni di fatica in termini di nucleazione e propagazione di cricche. Questo genere di cedimenti viene solitamente affrontato mediante i concetti della *damage tolerance* nell'ottica di determinare gli intervalli d'ispezione dell'assile. Un problema aperto è la scelta dell'algoritmo che permetta di simulare correttamente la propagazione di cricche sottoposte a carichi ad ampiezza variabile a $R=-1$, in particolare in acciai dolci come l'A1N.

Lo scopo della presente ricerca è discutere l'applicazione degli algoritmi esistenti per stimare gli effetti dei blocchi di carico a $R=-1$. In particolare, l'attività affronta: i) esperimenti di propagazione di cricche sottoposte a carichi ad ampiezza costante a $R=-1$ utilizzando due geometrie differenti di provino; ii) esperimenti di propagazione di cricche sottoposte a blocchi e spettri di carico a $R=-1$; iii) l'implementazione di un modello fenomenologico che permetta di effettuare una previsione corretta della propagazione di cricche soggette a carichi variabili.

ABSTRACT

Railway axles are designed for infinite life. Even if this way of proceeding could seem adequate, occasional failures have been and are observed in service due to fatigue phenomena. The way for addressing this problem is to adopt the *damage tolerance* concepts for determining the inspection intervals of axles. The open point in this problem is the choice of the correct algorithm for simulating crack growth at $R=-1$ at variable amplitude loading especially considering mild steels such as A1N.

The aim of this research is to discuss the application of state-of-the-art algorithms to the estimation of the effect of block loading at $R=-1$ (derived from real load spectra experienced by the axle) upon constant crack growth rate. In particular the activity has dealt with: i) crack growth experiments under constant amplitude loading at $R=-1$ using two different geometry of specimen; ii) crack growth experiments under block loading and load spectrum at $R=-1$ on specimens; iii) the implementation of a phenomenological model able to rightly predict crack propagation under variable amplitude loading conditions.

1. INTRODUZIONE

Attualmente, gli assili ferroviari vengono progettati per una durata illimitata [1]. Anche se in generale questa filosofia di progetto può sembrare sufficiente, sono stati e vengono osservati saltuari cedimenti in esercizio: Hillmansen and Smith [2] menzionano, ad esempio, 37 cedimenti nell'arco di 27 anni (1975-2002) su un parco totale di 170.000 assili circolanti in Gran Bretagna. Casi analoghi sono stati osservati in tutta Europa. Le posizioni tipiche per i cedimenti sono i calettamenti forzati di ruote, ruote

dentate e dischi freno o il corpo assile in prossimità degli intagli. Detti cedimenti si presentano, in tutti i casi, in termini di rotture per fatica i cui inneschi possono essere dovuti a diverse cause [3]: ad esempio, per il corpo assile, la presenza di corrosione estesa o eventuali danneggiamenti dovuti agli impatti del ballast [4]. Il modo per risolvere questo problema è utilizzare i concetti della *damage tolerance* per determinare gli intervalli d'ispezione dell'assile partendo dai controlli non distruttivi [3]. Un problema aperto è la scelta dell'algoritmo che permetta di simulare correttamente la propagazione di cricche sottoposte a carichi ad ampiezza variabile a $R=-1$, in particolare in acciai dolci come l'A1N [5, 6, 7].

Lo scopo di questa ricerca è discutere l'applicazione degli algoritmi esistenti per stimare gli effetti dei blocchi di carico a $R=-1$. In particolare, l'attività affronta: i) esperimenti di propagazione di cricche sottoposte a carichi ad ampiezza costante a $R=-1$ utilizzando due geometrie differenti di provino; ii) esperimenti di propagazione di cricche sottoposte a blocchi e spettri di carico a $R=-1$; iii) l'implementazione di un modello fenomenologico che permetta di effettuare una previsione corretta della propagazione delle cricche sottoposte a carichi variabili.

2. STUDIO DI PROVINI IN PICCOLA SCALA PER PROVE DI MECCANICA DELLA FRATTURA

La norma ASTM E 647-00 [8] descrive i metodi e i provini standardizzati da utilizzare durante la misura della velocità di avanzamento di una cricca a fatica. Volendo descrivere il comportamento degli assili ferroviari con provini in piccola scala, sono state sviluppate due tipologie non tradizionali di provini di Meccanica della Frattura (MdF).

2.1 Provino SE(T)

Il provino SE(T) (Fig. 1) è un tradizionale provino di MdF ampiamente descritto in letteratura [9]. In questa sede, è stato sviluppato con dimensioni insolitamente elevate, in modo da cercare di riprodurre la condizione di costrizione dell'apice della frattura presente in un assile ferroviario criccato.

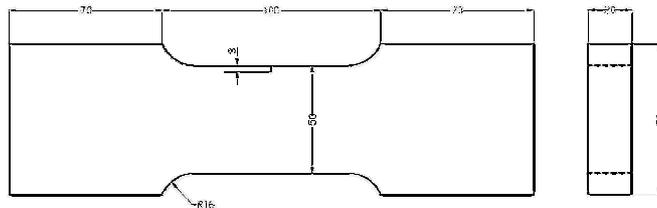


Fig. 1 - Dimensioni del provino SE(T)

Al fine di determinare la funzione di forma del provino SE(T) da utilizzare nelle prove sperimentali di MdF, è stata effettuata un'analisi ad elementi finiti per calcolare il fattore d'intensificazione degli sforzi. L'analisi è stata resa possibile realizzando un modello ad elementi finiti 2D in plane strain tramite il software ABAQUS 6.5 [10] e sfruttando le simmetrie esistenti. Al fine di studiare la propagazione della cricca nel provino e quindi ricavare la funzione di forma, sono state effettuate più analisi FEM, ognuna con una diversa profondità di cricca. Il provino è stato meshato con elementi quadratici a 8 nodi CPS8 (Fig. 2.a). Nella zona attorno all'apice della cricca, la mesh è stata infittita e l'elemento più piccolo ha una dimensione pari a circa $5 \mu\text{m}$ (Fig. 2.a). L'andamento della funzione di forma al variare della dimensione a della cricca è rappresentato in Fig. 2.b.

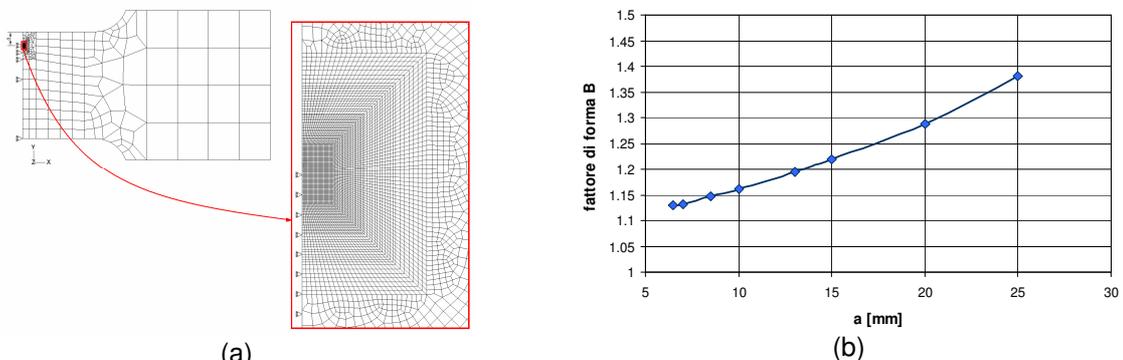


Fig. 2 – Provino SE(T): a) modello a EF; b) andamento del fattore di forma al variare della dimensione della cricca

2.2. Provino C(T) modificato

Un provino innovativo (Fig. 3.a) è stato sviluppato apportando modifiche al tradizionale provino Compact Tension C(T) in modo da poter effettuare prove sperimentali a rapporto di ciclo negativo. Quest'ultimo, infatti, presenta lo svantaggio di poter essere utilizzato esclusivamente a rapporti di ciclo positivi. Questo perché gli afferraggi permettono di sollecitare il provino solamente a trazione a causa dei giochi ed inoltre, essendo poco rigidi, tendono ad andare in instabilità. Essendo oggetto di studio un acciaio utilizzato nella costruzione di assili ferroviari che vengono tipicamente sollecitati con carichi a $R=-1$, risulta interessante testare i provini e quindi ricavare la curva di propagazione del materiale proprio a tale rapporto di ciclo. Si è pensato, quindi, di progettare appositamente due afferraggi (Fig. 3.a) da avvitare sui lati del provino in corrispondenza dell'asse di carico del C(T) tradizionale. Questi afferraggi sono stati studiati e ottimizzati avvalendosi di analisi a EF.

Anche in questo caso, per determinare la funzione di forma del provino si sono effettuate varie analisi FEM elastiche, sfruttando le simmetrie esistenti. Per avere una dimensione ridotta degli elementi all'apice della cricca si è deciso di sfruttare il metodo del *sub-modeling*, in modo da infittire la mesh soltanto in quella zona, dove l'elemento più piccolo ha una dimensione di $5 \mu\text{m}$ (Fig. 3.b). Il provino è stato meshato con elementi quadratici a 20 nodi C3D20R. Per simulare l'afferraggio della macchina di prova si sono vincolati gli spostamenti lungo gli assi x e y della superficie laterale dei perni.

Il confronto tra l'andamento della funzione di forma al variare della dimensione della cricca ottenuto con il FEM per il provino C(T) modificato e quello del provino C(T) tradizionale [11] (Fig. 3.c) mostra l'esistenza di una leggera riduzione (4%) per effetto del momento d'incastro dei perni.

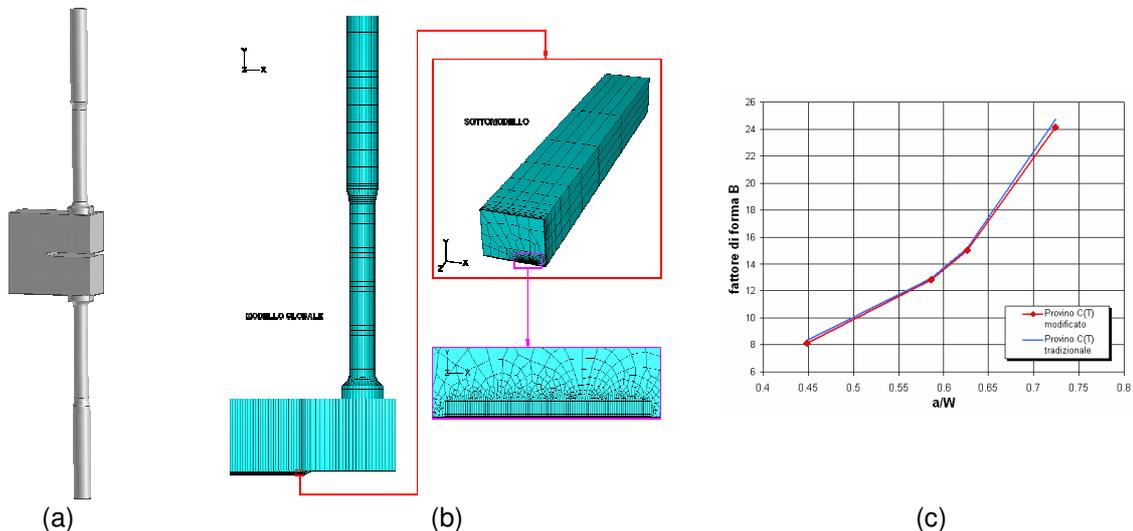


Fig. 3 – Provino C(T) modificato: a) modellazione solida; b) modello FEM; c) confronto con la funzione di forma del provino C(T) tradizionale

3. CALCOLO DEL FATTORE DI COSTRIZIONE GLOBALE DEI PROVINI

Il fenomeno della costrizione degli sforzi nell'analisi dei corpi criccati è ormai largamente riconosciuto come uno dei fattori più importanti per una previsione di vita affidabile. La costrizione rappresenta in modo sintetico lo stato di sforzo all'apice della cricca che è compreso tra lo stato di sforzo piano e quello di deformazione piana. Newman [12], nella sua modellazione analitica bidimensionale Strip yield, per tener conto degli effetti del tipo di stato di sforzo, introduce un fattore α di costrizione: lo sforzo di snervamento effettivo degli elementi appartenenti alla zona plastica risulta essere $\alpha\sigma_0$, dove i casi limite sono $\alpha=1$ per lo stato di sforzo piano ed $\alpha=3$ per lo stato di deformazione piana. Quindi è necessario indagare su quale sia lo stato di sforzo presente sul fronte del difetto per il provino impiegato nei test sperimentali e mettere a punto un metodo che consenta d'individuare un valore del fattore di costrizione rappresentativo dello stato di sforzo reale, per poi poterlo utilizzare nel modello analitico di Newman. Tale valore viene usualmente assunto pari al fattore di costrizione globale α_g che rappresenta il valore medio lungo il fronte della cricca.

Per ricavare l' α_g del provino SE(T) e del C(T) modificato si sono effettuate analisi plastiche di un modello ad EF 3D avvalendosi della curva ciclica dell'acciaio A1N.

La valutazione del fattore di costrizione globale viene effettuata seguendo la teoria sviluppata da Newman [12], applicata però agli acciai da costruzione. Il fattore di costrizione globale (α_g) viene

ricavato attraverso una media pesata degli sforzi normalizzati rispetto alle proiezioni delle aree degli elementi snervati appartenenti sulla superficie contenente il fronte di cricca (Fig. 4.a). Il fattore di costrizione globale (α_g) è definito dalla seguente relazione:

$$\alpha_g = \frac{\sum_i S11_i \cdot A_i}{A_{TOT} \cdot \sigma_o} \quad (1)$$

dove:

- σ_o è lo scostamento elastico del materiale pari a 195 MPa;
- $S11_i$ è la componente di sforzo lungo l'asse x e perpendicolare alla giacitura della cricca;
- A_i è l'area dell' i-esimo elemento snervato proiettata sul piano del fronte di cricca;
- A_{TOT} è l'area totale degli elementi snervati proiettata sul piano del fronte di cricca.

Se si traccia α_g in funzione del rapporto tra il raggio plastico e lo spessore, i punti collapsano su un'unica curva [14]. Il fattore di costrizione ottenuto dalle analisi varia da 2 a 3 (Fig. 4.b). Il raggio plastico viene calcolato come:

$$r_p = \frac{\pi}{8} \cdot \frac{K_{max}}{\sigma_o} \quad (2)$$

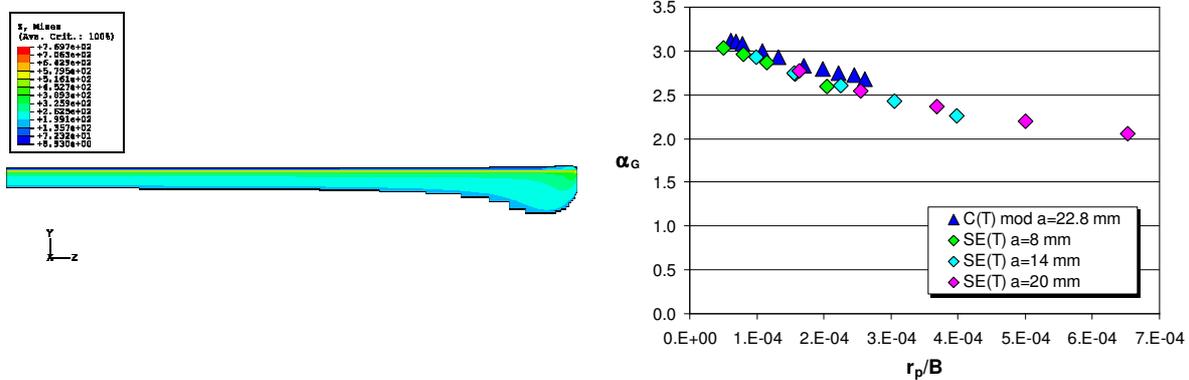


Fig. 4 – Componenti di sforzo S11 negli elementi del ligament utilizzati per il calcolo dell' α_g (caso a=8 mm; carico=82.5 kN) (a) e (b) andamento di α_g in funzione del rapporto tra raggio plastico e spessore

4. SPERIMENTAZIONE SUI PROVINI

E' stata poi effettuata una serie di prove sperimentali a rapporto di ciclo $R=-1$, con carichi ad ampiezza costante e variabile, mediante una macchina di prova servo-idraulica mono-assiale Schenck Hydropuls da 250 kN. Per determinare l'avanzamento della cricca si è utilizzato un *crack gage* collegato ad una centralina FRACTOMAT. I provini di Meccanica della Frattura, in acciaio A1N, sono stati ricavati da assili precedentemente testati in prove *full-scale*. Sono stati testati quattro provini SE(T) (Fig. 5.a) e quattro C(T) (Fig. 5.b), dei quali 3 a carichi variabili.

4.1 Prove a $R=-1$ ad ampiezza di carico costante

Sono state effettuate prove a carico costante al fine di determinare la curva di propagazione del materiale. Risulta particolarmente interessante effettuare un confronto con quella ottenuta dalla prova *full-scale* eseguita sul banco prova assili del Dipartimento di Meccanica del Politecnico di Milano. Come si può vedere in Fig. 5.c, le curve di propagazione ottenute con i provini di Meccanica della Frattura combaciano con quella ottenuta dalla prova sull'assile *full-scale*. Ciò sembra confermare che provini di grosso spessore riescano a rappresentare efficacemente il comportamento di assili in scale reale, dove le condizioni di deformazione piana sono prevalenti.

Una grandezza fondamentale nello studio della *crack closure* è il rapporto U, definito come:

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} = 1 - \frac{K_{op} - K_{min}}{K_{max} - K_{min}} = 1 - \frac{\Delta S_{op}}{\Delta S} \quad (3)$$

dove K_{op} e ΔS_{op} sono rispettivamente il fattore d'intensificazione degli sforzi e l'ampiezza di sforzo alla totale apertura delle superfici della cricca. I vari termini sono rappresentati in Fig. 6.a.

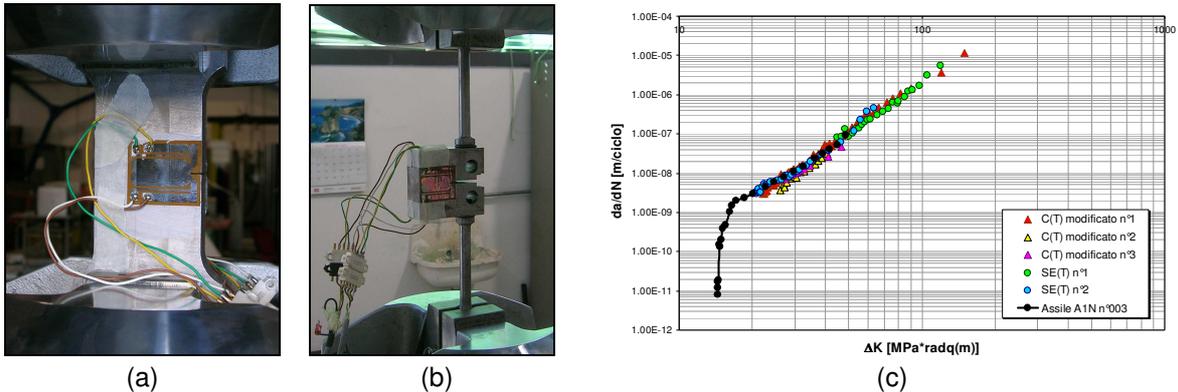


Fig. 5 – Sperimentazione su: a) provino SE(T); b) provino C(T) modificato; c) confronto tra le curve di propagazione ottenute con i provini SE(T) e C(T) modificato e quella ottenuta nella prova *full-scale*

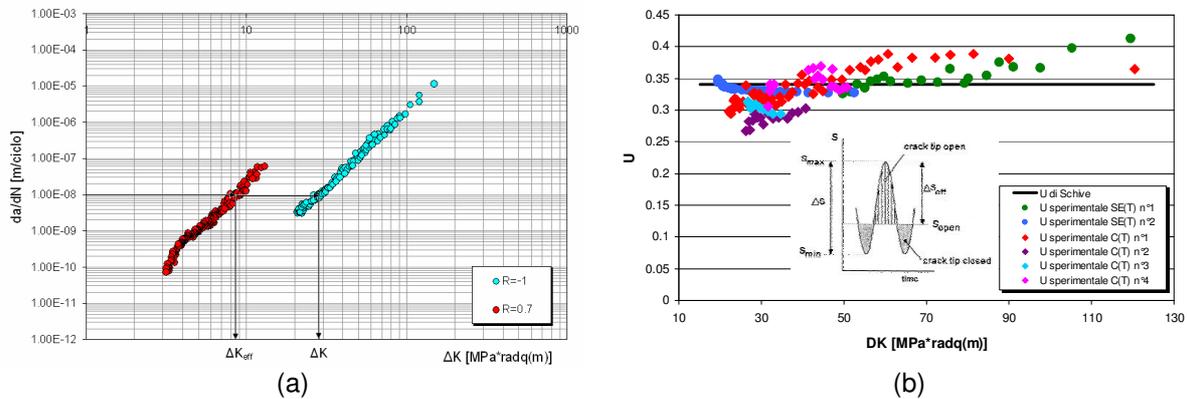


Fig. 6 – Definizione di ΔK_{eff} e ΔK (a) e confronto tra i valori di U ottenuti sperimentalmente e quelli disponibili in letteratura (b)

La curva di propagazione a $R=0.7$ viene comunemente assunta [14] come curva effettiva ΔK_{eff} - da/dN del materiale, in quanto in queste condizioni non c'è *crack closure*.

In Fig. 6.b, si può vedere come l'andamento di U ottenuto sperimentalmente dalle diverse curve di propagazione presenti un valore medio (pari a 0.34) in accordo con Schive [14].

4.2 Prove a $R=-1$ ad ampiezza di carico variabile

Le sollecitazioni ad ampiezza costante si verificano raramente nei componenti in condizioni effettive di servizio. Generalmente, i carichi sono ad ampiezza variabile. Per questo motivo, sono state eseguite prove a carichi variabili (blocchi di carico hi-low e con spettro di carico). In particolare, sono state effettuate due prove sperimentali a blocchi hi-low (una su provino SE(T) e una su C(T) modificato) e altrettante mediante uno spettro di carico tipico per assili ferroviari.

Come si può vedere in Fig. 7, nella sequenza "low-hi", all'inizio del blocco di cicli a carico elevato si ha un'accelerazione della velocità di propagazione. Si ha quindi un transitorio di crescita della velocità di propagazione che alla fine si stabilizza. Analogamente, nei cicli di carico "hi-low", esiste un transitorio in cui la velocità di propagazione della cricca diminuisce.

Per effettuare un'analisi della variazione dello sforzo di apertura (S_{op}) o del carico di apertura (P_{op}) che si verifica in seguito ad un'applicazione del carico in blocchi hi-low, per ogni punto sperimentale misurato, si è calcolato il rispettivo valore di carico di apertura attraverso la relazione [14]:

$$S_{op} = S_{min} + \frac{\Delta K_{op}}{\Delta K} \cdot \Delta S$$

$$P_{op} = P_{min} + \frac{\Delta K_{op}}{\Delta K} \cdot \Delta P$$
(4)

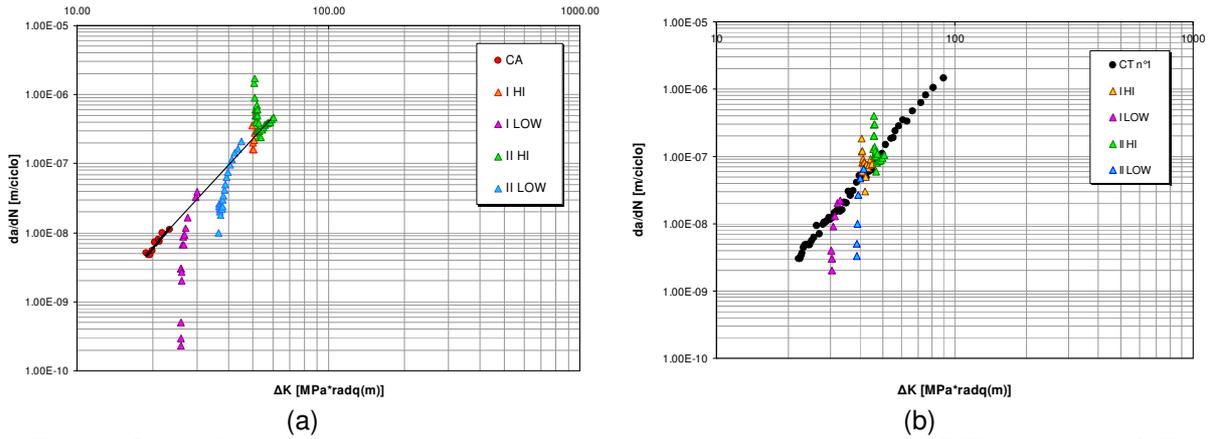


Fig. 7 – Curve di propagazione a blocchi hi-low dell'acciaio A1N: a) provino SE(T); b) provino C(T) modificato

Lo spettro di carico utilizzato durante le prove è stato derivato da letteratura [15] e rappresenta 125.000 km di esercizio. In particolare, esso è stato applicato, dopo un breve tratto a ampiezza costante per determinare la pendenza della curva del Paris, in termini di blocchi ad ampiezza costante (Fig. 8.a) arrangiati adottando (Fig. 8.b) la sequenza alla Gassner caratterizzata da rapporto di ciclo $R=-1$. Le Figg. 8.c e 8.d riportano le risultanze sperimentali rispettivamente per il provino SE(T) e il C(T) modificato. L'osservazione più interessante che si può fare è che l'applicazione dello spettro considerato tende a rallentare significativamente la velocità di propagazione della cricca.

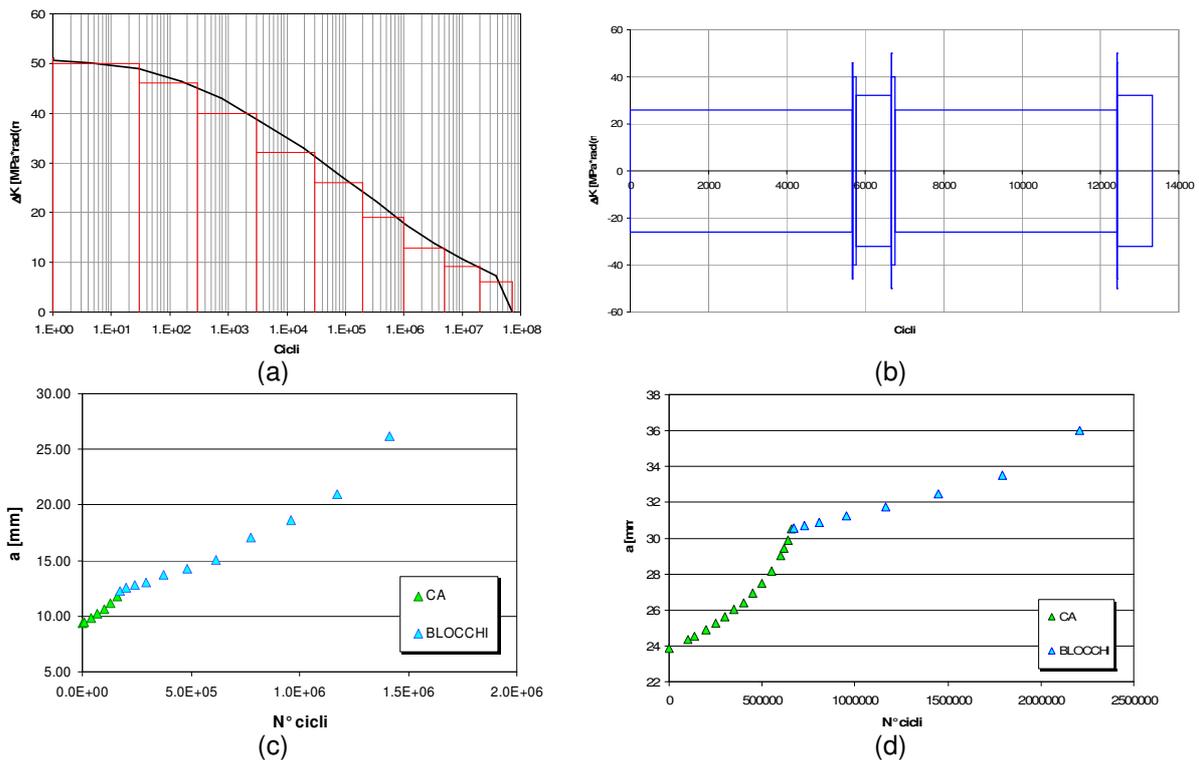


Fig. 8 – Spettro di carico rappresentante 125.000 km di esercizio: a) discretizzazione in blocchi; b) arrangiamento dei blocchi secondo una sequenza alla Gassner; c) risultati sperimentali provino SE(T); d) risultati sperimentali provino C(T) modificato

5. IMPLEMENTAZIONE DI UN MODELLO FENOMENOLOGICO PER LA PREVISIONE DELLA PROPAGAZIONE DI CRICCHE SOGGETTE A CARICHI VARIABILI

è stato implementato un modello fenomenologico che si basa sulle evidenze sperimentali delle prove a blocchi hi-low effettuate sui provini SE(T) e C(T) modificato.

Con questa modellazione è stato possibile tenere conto della variazione di S_{op} al variare del carico applicato. Sperimentalmente, si è visto come la transizione che si ha in seguito ad una variazione di carico provoca una forte accelerazione in caso di blocchi *hi* e un ritardo in caso di blocchi *low*. Questa transizione permane fino a quando la cricca ha percorso una distanza pari ad un raggio plastico a partire dall'ultima variazione di carico, dopodiché S_{op} si stabilizza. I risultati delle simulazioni ottenute sono riportati in Fig. 9.

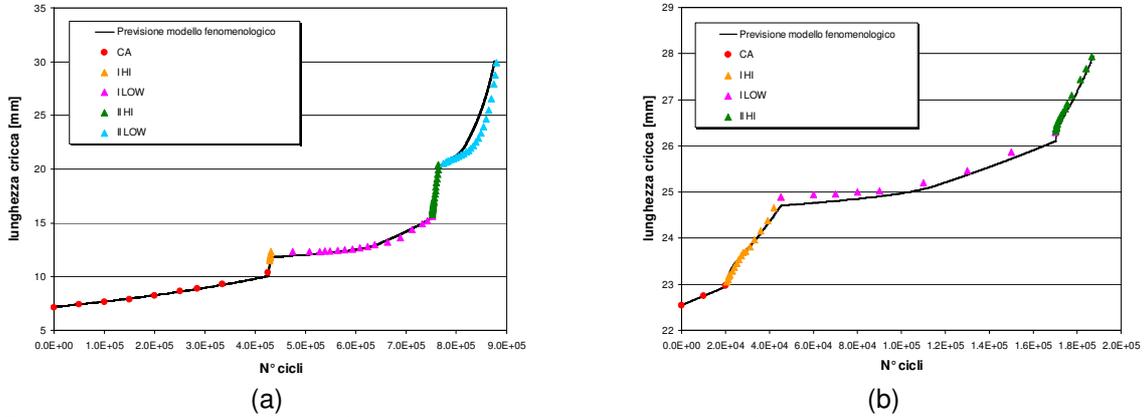


Fig. 9 – Applicazione del modello fenomenologico previsione della sequenza a blocchi hi-low: a) applicata al provino SE(T); b) applicata al provino C(T) modificato

Per verificare le performance del modello fenomenologico qui presentato, il risultato sperimentale è stato simulato utilizzando anche un software rinomato e largamente utilizzato per la previsione di vita di componenti criccati: AFGROW v. 4.001.14 [16]. Questo software implementa il modello S di Newman e nella presente applicazione al provino SE(T) di Fig. 9.a è stato calibrato con l'opportuno valore del fattore di costrizione derivante da Fig. 4.b. Fig. 10 riporta i risultati delle simulazioni: come si può osservare, il caso di ampiezza costante di carico è ben previsto dal software, mentre il caso di blocchi hi-low non è altrettanto soddisfacente. Ciò porterebbe a concludere che il modello fenomenologico qui sviluppato è in grado di meglio descrivere i casi di poche escursioni significative di carico (blocchi hi-low).

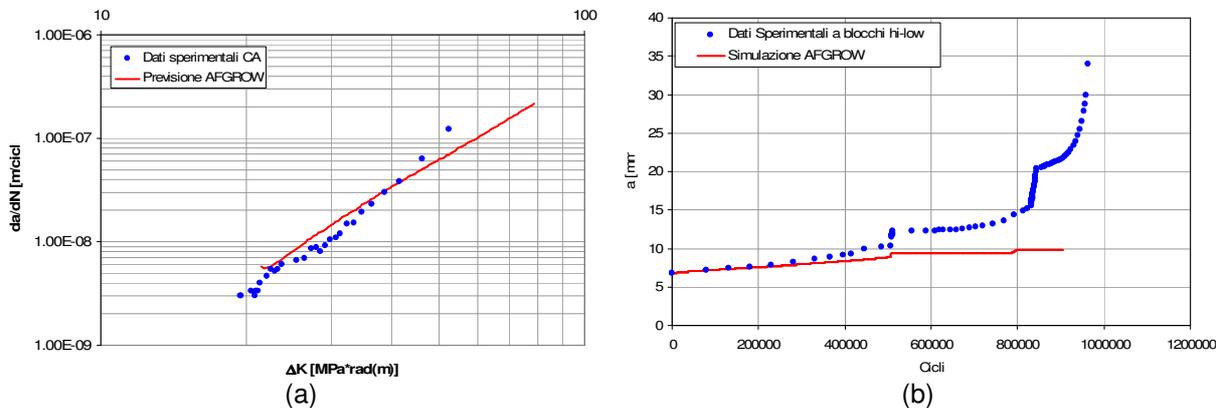


Fig. 10 – Applicazione di AFGROW alla previsione della propagazione ad ampiezza costante (a) e a blocchi hi-low (b) del SE(T) di Fig. 9.a

Considerando infine il caso dello spettro di carico, l'applicazione del modello fenomenologico è ancora in corso e non ha tuttora prodotto risultati significativi. Ci si è quindi limitati a simulare le evidenze sperimentali di Fig. 8 con la semplice curva di Paris, ovvero senza tenere conto degli effetti di interazione dei carichi. Fig. 11 mostra il risultato sia per il provino SE(T), sia per il C(T) modificato. Come si può osservare i risultati sono eccellenti: il C(T) mostra un errore percentuale sul numero di cicli rispetto agli esperimenti del 3%, mentre il SE(T) del 26% (comunque interno alla tipica banda 50% di incertezza delle prove di propagazione). La conclusione interessante è che lo spettro è stato simulato con successo senza tenere conto delle interazioni dei carichi. Ciò può essere spiegato notando che quando le escursioni di carico sono numerose, le accelerazioni e i ritardi si equivalgono e, di conseguenza, i loro effetti si annullano a vicenda rendendo poco interessante l'applicazione di

modelli complicati. Ciò non è invece applicabile nel caso dei blocchi hi-low dove le poche escursioni di carico risultano determinanti per la previsione.

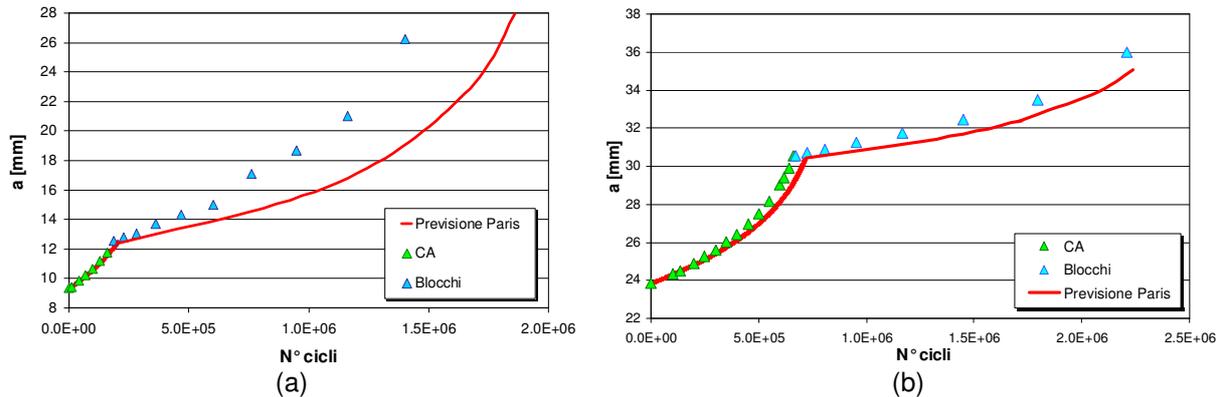


Fig. 11 – Simulazione mediante curva del Paris delle prove a spettro: a) provino SE(T); b) provino C(T) modificato

6. CONCLUSIONI

La presente memoria ha affrontato il problema della previsione della vita a frattura di assili ferroviari prodotti in acciaio duttile A1N. Allo scopo sono stati progettati e testati ad ampiezza costante, a blocchi e a spettro due geometrie innovative di provini in piccola scala caratterizzati dalla stessa costrizione all'apice della cricca degli assili full-scale. In particolare, l'abilità dei provini di descrivere il comportamento full-scale è stato provato dagli esperimenti ad ampiezza costante che hanno prodotto curve di propagazione perfettamente sovrapposte a quelle di prove sperimentali full-scale. Successivamente, l'applicazione di un modello fenomenologico espressamente sviluppato ha permesso di prevedere con efficacia le curve sperimentali ottenute a blocchi di carico hi-low, mentre risultati non altrettanto soddisfacenti sono stati ottenuti applicando il ben più complesso e completo modello Strip- yield. Infine, le risultanze sperimentali a spettro hanno mostrato il ritardo generalizzato delle velocità di propagazione rispetto all'ampiezza costante, ma anche l'efficacia della semplice curva di Paris nella previsione di vita a spettro.

BIBLIOGRAFIA

- [1] EN13261. Railway applications – Wheelsets and bogies – Axles – Product requirements. BSI, 2003.
- [2] Hillmansen, S. and Smith, R.A. Assessing Fatigue Crack Growth in Railway Axles. Proceedings of the 1 International Conference on Fracture, Torino (Italy), 2005.
- [3] Herbst, U., Vormwald, M., Andersch, C., Mädl, K. and Pfuff, M. The development of a damage tolerance concept for railway components and its demonstration for a railway axle. Eng. Fract. Mech., 2003, 72, 209-239.
- [4] Gravier, N., Viet, J.J. and Leluan, A. Revue générale des chemins de fer, 1999, 3, 33-40.
- [5] Beretta, S., Carboni, M., Cantini, S., Ghidini, A. Application of fatigue crack growth algorithms to railway axles and comparison of two steel grades. J. Rail and Rapid Transit, 2004, 218, 317-326.
- [6] Beretta, S., Carboni, M. Experiments and stochastic model for propagation lifetime of railway axles. Eng. Fract. Mech., 2006, 73, 2627-2641.
- [7] Beretta S., Carboni M., Madia M., Modelling of short crack fatigue thresholds by a Strip- yield Model, Fatigue 2006 Conference, Atlanta, 2006.
- [8] ASTM E647-00, Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates, ASTM, Philadelphia, 2000.
- [9] Tada, H., Paris, P., Irwin, G., The stress analysis of cracks handbook, Del Research Corporation, Hellertown, PA, 1973.
- [10] ABAQUS Online Documentation Version 6.5-1, ABAQUS, Inc., 2004.
- [11] Anderson, T.L., Fracture Mechanics, Fundamental e Application, 2nd Edition, CRC Press, Boca Raton, 1995.
- [12] Newman, J.C. Jr., A crack closure model for predicting fatigue crack growth under aircraft spectrum loading, Methods and models for predicting fatigue crack growth under random loading, ASTM STP 748, J.B. Chang and C.M. Hudson, Eds., American Society for Testing and Materials, pp.53-84, 1981.

- [13] Guo, The influence of cross-sectional thickness on fatigue crack growth, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 1999.
- [14] Schive, J., *Fatigue of structures and materials*, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, Netherland, 2001.
- [15] G. Fisher, V. Grubisic – “Bemessung von Radsatzwellen – Einflussgrößen und Vorgehen bei der Auslegung”, Bericht FB-226, LBF, Darmstadt, 2005.
- [16] Harter J. A. AFGrow users guide and technical manual. AFRL-VA-WP-TR-2002- , U.S. Air Force Research Laboratory Technical Report, 2002.