

NUOVE METODOLOGIE PER DETERMINARE LE CURVE DI RESISTENZA A FRATTURA DI LAMIERINI IN LEGA AL-LI

V. Dattoma, M. De Giorgi, F.W. Panella

Dipartimento di Ingegneria dell'Innovazione - Università di Lecce

Sommario

Questa memoria riguarda le metodologie sperimentali circa il comportamento a frattura di lastre sottili di Al-Li. Lo studio della resistenza a frattura è basato sulla determinazione delle curve di resistenza relative alle caratteristiche del materiale in esame in stato di tensione piano. Sono stati seguiti due metodi sperimentali: uno standardizzato con provini $M(T)$ ed uno modificato con provini CDCB; si forniscono i risultati delle procedure sperimentali e le considerazioni sulla validità e l'utilità di queste metodologie.

Abstract

In this paper experimental considerations and results concerning the fracture behaviour evaluation of thin Al-Li sheets are presented. Fracture resistance is calculated on the basis of R-curve determination, which is suitable to characterise these materials in plane stress state and to facilitate design purposes. Two methods, a standardised one with $M(T)$ specimens and a modified proposed one with CDCB specimens, have been applied; experimental results are analysed, as well as considerations are held on the efficiency and utility of these methods.

Introduzione

Le leghe di Al-Li, in alternativa alle serie 2000 e 7000, sono sempre più utilizzate in applicazioni aeronautiche, dato che presentano rispetto ad esse un modulo elastico superiore (10%) ed una densità più bassa (7-10%).

Nelle leghe Al-Li, che presentano migliori proprietà di densità e rigidità, le caratteristiche meccaniche dipendono fortemente dalle proprietà microstrutturali e sono particolarmente sensibili ai trattamenti termici e di invecchiamento ed alle concentrazioni dei componenti solubilizzati; infatti, la lega 8090 presenta un'alta resistenza e migliori proprietà d'impatto (Fig. 1), nonché una considerevole capacità di resistenza alla corrosione.

Durante il trattamento di invecchiamento, la formazione di precipitati omogenei di fase δ' metastabile (Al_3Li) causa l'indurimento del materiale. Nello stesso tempo, la precipitazione di fase δ ($AlLi$) ai bordi dei grani, quando la concentrazione di litio supera il 4%, conduce ad un incremento del limite di snervamento e ad una riduzione della resistenza a trazione. Le differenze nella concentrazione di litio tra i grani e la presenza di microvuoti all'interfaccia creano zone di alta concentrazione degli sforzi e di elevata deformazione locale.

A causa di ciò la lega Al-Li diventa meno duttile se la presenza di litio è elevata [2].

La resistenza a frattura non è altro che la capacità del materiale di resistere alla propagazione dei difetti inizialmente esistenti.

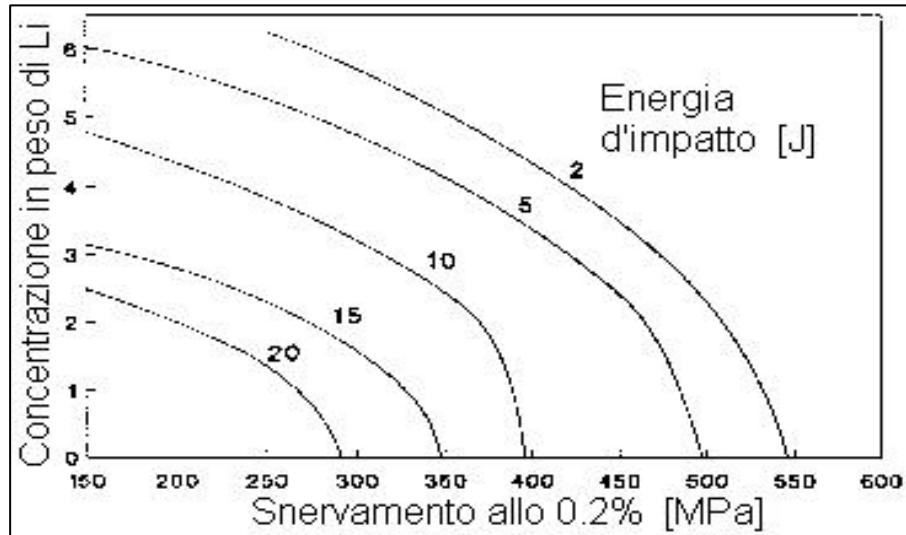


Fig.1: Caratteristiche generali delle leghe Al-Li.

La bassa resistenza a frattura dei lamierini di Al-Li è principalmente dovuta a vari aspetti, come la distribuzione sequenziale della fase δ' , che crea più dislocazioni ed aumenta i piani di scorrimento; allo stesso tempo, deve essere considerata la presenza di zone ricche di idrogeno nella forma di ibridi al bordo grano [3].

Notevoli vantaggi si ottengono dal processo di invecchiamento che determina, in fase di propagazione, la deviazione da $+45^\circ$ a -45° della cricca, aumentando la resistenza a frattura.

In questo lavoro è stata effettuata un'accurata indagine sulla resistenza a frattura di lamierini di Al-Li 8090 con trattamento T3.

Un parametro fondamentale nel campo della meccanica della frattura è la curva-R [6-9], spesso utilizzata per la valutazione del comportamento a frattura di lamierini sottili rotti secondo il modo I di carico. R rappresenta l'energia necessaria per la propagazione della cricca che, per un materiale duttile, è il lavoro necessario per creare una nuova zona plasticizzata attorno al fronte di propagazione, innescare ed incrementare le rotture da piccoli difetti.

La curva-R è invariante rispetto alle dimensioni iniziali di una data cricca ed è adatta a progettare lamierini in diverse condizioni critiche; nel caso di tensione piana [7-9] l'energia R è una funzione della lunghezza della cricca "a".

Per la valutazione di R in termini del fattore di intensità degli sforzi, K_R , vengono applicate le seguenti espressioni:

$$K_R = (P/WB)\sqrt{a} \left[1,77 - 0,177(2a/W) + 1,77(2a/W)^2 \right] \quad \text{correzione di Westergaard} \quad (1)$$

$$K_R = (P/WB)\sqrt{\pi a \cdot \sec(\pi a/W)} \quad \text{correzione di Feddersen} \quad (2)$$

In questo lavoro sono state ricavate sperimentalmente le curve R per alcune lamierini di Al-Li applicando sia la prova standard ASTM E561-94 [6] con provini Centre Crack Tension, sia il "Contoured Double Cantilever Beam Method", ASTM D3433-93 [4] nella versione modificata da E.J.Ripling e E.Falkestein [5] proposta nella ASTM STP 527. Sono stati utilizzati lamierini di dimensioni finite (spessore B, larghezza W).

Teoria ed esperimenti

Questo lavoro riguarda due differenti approcci, di cui si espongono le caratteristiche.

Il metodo modificato CDCB è applicato su lamierini di forma opportuna, incollati faccia a

faccia; si tratta di provini composti con gradiente di irrigidimento a flessione pari a 0.

In condizioni di tensione piana, questo metodo presenta le seguenti caratteristiche:

- la rigidità K è proporzionale al carico ed indipendente dalla lunghezza della cricca; la procedura è stabile con la propagazione della cricca e la curva R risulta più facile da ottenere;
- la strumentazione è semplificata, poiché non è richiesta la misura della lunghezza della cricca;
- non si presenta il problema di distorsione delle lastre;
- l'allungamento della cricca è proporzionale alla velocità di deformazione.

L'energia di Griffith, in relazione alla variazione dell'energia totale U_t , assume l'espressione:

$$G = \frac{P^2}{2B} \cdot \frac{\mathcal{I}C}{\mathcal{I}a} = \frac{1}{B} \left(\frac{dU_t}{da} \right)_P = \frac{1}{B} \left(\frac{dU_t}{da} \right)_v \quad (3)$$

dal legame tra il fattore di intensificazione K e G , considerando la cedevolezza $C=v/P$:

$$K^2 = E \cdot G = \frac{EP^2}{2B} \cdot \frac{\mathcal{I}C}{\mathcal{I}a} \quad \text{dove } B=\text{spessore, } P=\text{carico, } E=\text{modulo di Young} \quad (4)$$

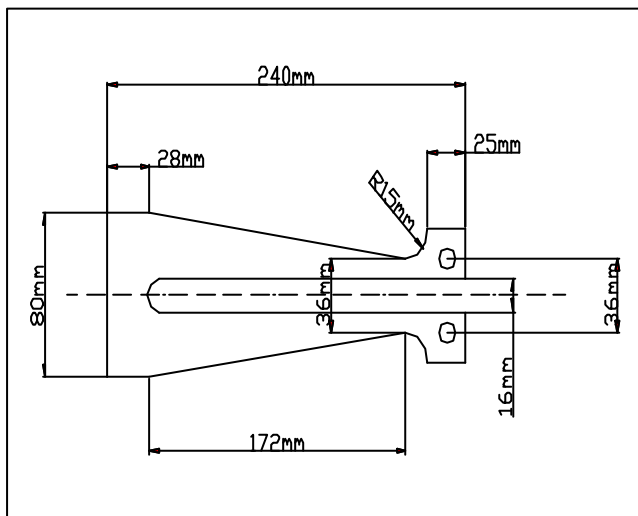


Fig. 2a: Sagoma dell'irrigidimento del modello CDCB.

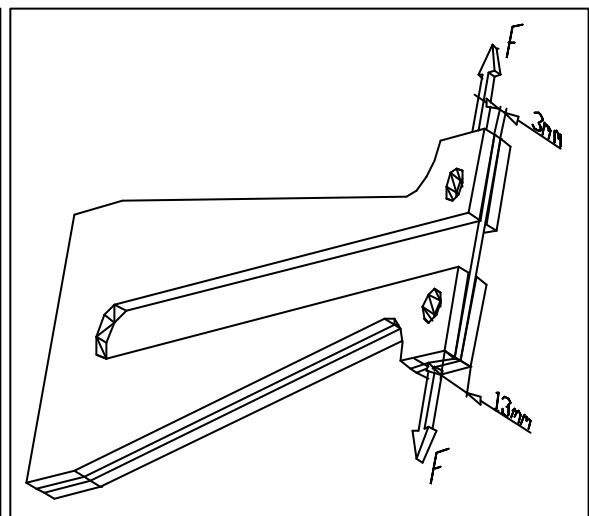


Fig. 2b: Provino CDCB assemblato in tensione.

Secondo la teoria della trave sottoposta a flessione per il modello CDCB (Fig. 2a), considerata come l'insieme di due travi a sezione variabile, vincolate da cerniera elastica, lo spostamento relativo v dovuto al carico applicato nei due punti estremi risulta:

$$v = \frac{2Pa^3}{3EI} = \frac{8Pa^3}{Eh^3B} \Rightarrow C = \frac{v}{P} = \frac{8a^3}{Eh^3B} \quad (5)$$

dove h = larghezza variabile della trave sagomata; risulta, quindi:

$$G = \frac{P^2}{2B} \cdot \frac{\mathcal{I}C}{\mathcal{I}a} = \frac{12P^2a^2}{Eh^3B^2} \Rightarrow K = 2\sqrt{3} \frac{P}{h^{\frac{3}{2}}} \cdot \frac{a}{B} \quad (6)$$

Il fattore K è indipendente dalla lunghezza della cricca se risulta $a/B \cdot h^{-3/2}$ costante [5].

Essendo estremamente difficile ottenere lamierini con queste caratteristiche, il provino sagomato in larghezza CDCB può essere usato con lo stesso fine (Fig. 2b).

Esso è realizzato in modo che dC/da sia costante in funzione del fattore di forma m :

$$\frac{I_C}{I_a} = \frac{8}{EB} \cdot m \quad (7)$$

;

$$\frac{3a^2}{h^3} = m \quad (8)$$

Per guidare la propagazione della cricca secondo tale modello, il lamierino sagomato da testare viene incollato tra due irrigidimenti di forma simile attraverso l'uso di appropriate resine epossidiche.

Una cura particolare deve essere posta sia nel garantire una buona preparazione della superficie, sia nel bloccare e progettare gli irrigidimenti con adeguato spessore.

Valutando gli spostamenti e le forze applicate, K_R è ottenuto direttamente dalla eq. (1).

In accordo con la procedura standard di determinazione della curva-R, viene usato il provino M(T) (Fig. 3a-b), valutando il fattore K_R dall'equazione di Isida modificata (2), dove $a=a_e$, è la lunghezza effettiva della cricca.

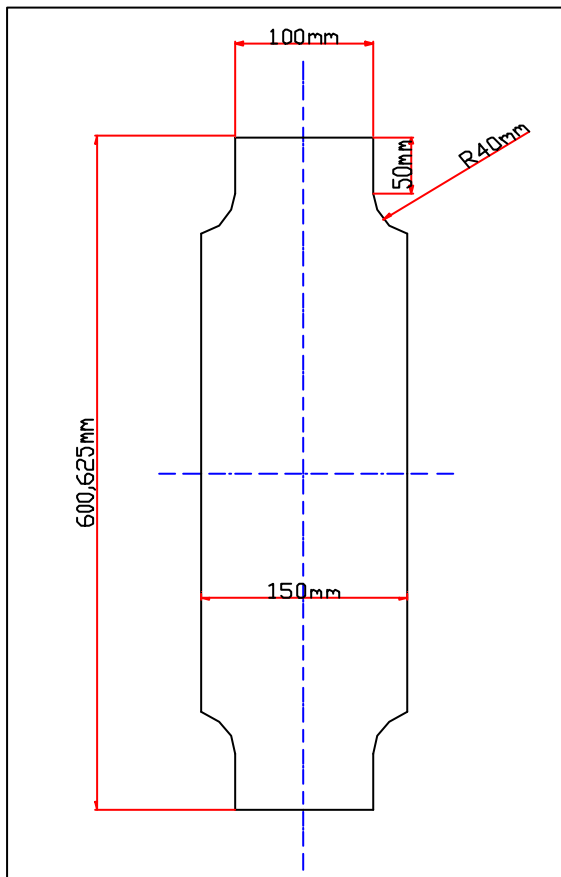


Fig. 3a: Provino M(T) sagomato con raccordo.

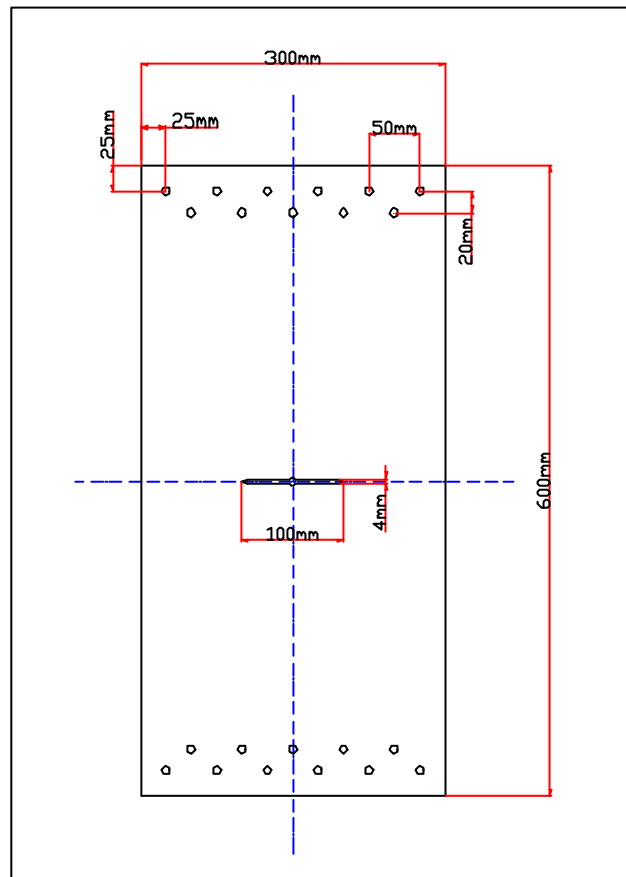


Fig. 3b: Provino M(T) a grande larghezza.

Mentre il carico P ed il COD sono misurati durante il test, a_e può essere valutata tramite la cedevolezza [8]: più provini con differente dimensione iniziale della cricca vengono caricati e le loro proprietà elastiche si ottengono valutando la cedevolezza. Questi dati sono normalizzati rispetto allo spessore B e tabulati in termini di a/W .

In alternativa a questa costosa e complessa procedura, è possibile osservare la lunghezza della cricca o usare un'espressione analitica derivata dall'equazione di Westergaard [4-5]:

$$\frac{E \cdot v}{s \cdot W} = 2 \left[\frac{pa/W}{\sin(pa/W)} \right]^{\frac{1}{2}} \left[\frac{2W}{pY} \cosh^{-1} \left(\frac{\cosh(pY/W)}{\cos(pa/W)} \right) - \frac{1+m}{\left(1 + \left(\frac{\sin(pa/W)}{\sinh(pY/W)} \right)^2 \right)^{1/2}} + m \right] Y/W \quad (9)$$

valida per: $0,2 < \frac{2a}{W} < 0,8; \quad \frac{Y}{W} \leq 0,5$

μ = modulo di Poisson, Y = semi-apertura iniziale del COD.

Data la difficoltà di calcolare a_e tramite la relazione (9), è stato usato un metodo semplificato basato sull'equazione inversa. È stato valutato un modulo effettivo E_M riferito alla lunghezza iniziale a_0 della cricca dal tratto iniziale (lineare) della curva carico-COD:

$$E_M = \frac{\sqrt{4.584[\ln(1 - X_o)]^2 - (2Y/W)^2}}{B(COD/P)_o} \quad (10)$$

dove il valore X_o è dato empiricamente da:

$$X_o = -0.00929 + 0.98868(2a_o/W) - 0.402(2a_o/W)^2 + 0.44571(2a_o/W)^3 \quad (11)$$

la seguente espressione è accurata al 2% se $0.3 < 2a/W < 0.8$ e $2Y/W < 0.5$ e permette di stimare la lunghezza effettiva a_e tramite le seguenti:

$$X = 1 - EXP \left[- \frac{\sqrt{(E_M \cdot B \cdot COD / P)^2 - (2Y/W)^2}}{2.141} \right] \quad (12)$$

$$2a/W = 1.2235 \cdot X - 0.699032 \cdot X^2 + 3.25584 \cdot X^3 - 6.65042 \cdot X^4 + 5.54 \cdot X^5 - 1.66989 \cdot X^6 \quad (13)$$

La lunghezza della cricca può essere ottenuta dalla media della formula di Irwin approssimata con l'opportuna correzione in campo plastico:

$$r_y = \frac{K_R^2}{2ps_y^2} \quad (14)$$

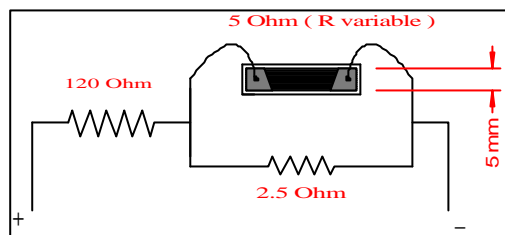
In relazione alle curve P-COD, è stato usato il metodo della secante su 1000-1500 punti per applicare le equazioni (10-13).

Strumentazione e provini

Al fine di valutare il COD nel range dei 10 micron, si è utilizzato l'estensometro a flessione, raccomandato nel Test Method E399 e periodicamente calibrato.

Inoltre è stato applicato un estensometro, del tipo CPA02 della Micro-Measurement, vicino

ad entrambi gli apici di frattura del provino M(T) pre-criccato, per rilevare la lunghezza della cricca a_p (questo step della procedura non è necessario, ma è stato usato per verifica).



L'estensimetro multifilare è posto al bordo della cricca e fornisce la sua crescita a step discreti di 0.25 mm come variazione di resistenza secondo il circuito sopra figurato. Limitatamente al materiale disponibile ed alle dimensioni delle morse, i provini e le loro caratteristiche geometriche sono stati realizzati come segue.

I provini M(T) 1 e 2 di spessore 1.6 mm sono stati tagliati in modo da ottenere $W=10$ e 15cm (Fig. 3a) ed un ampio raggio di curvatura; sono stati testati con il metodo standard [10].

Con lo stesso metodo, è stato realizzato il provino 3 (Fig. 3b) di spessore 1.8mm, larghezza $W=30$ cm e con attacchi imbullonati agli attuatori della macchina per valutare l'influenza della larghezza W sul valore di K_C .

Tutti i provini M(T) sono stati fratturati con taglio manuale partendo da un piccolo foro (7mm di diametro), in cui è posizionato l'estensimetro, usando una lametta; la lunghezza iniziale della cricca rispetta le raccomandazioni standard. Tutti i provini sono stati caricati nella direzione di laminazione.

I provini 4-8 (Fig.2b) con spessore tra 1 e 2mm sono realizzati in conformità al metodo CDCB modificato [5]; è stato realizzato un ampio numero di forme al fine di superare ed ottimizzare i problemi iniziali dovuti all'efficienza della resina sotto alti sforzi di taglio, alla corretta applicazione, alla lunghezza iniziale della cricca ed allo spessore e materiale degli irrigidimenti W_S (6-10mm); questi sono parametri critici per evitare il distacco locale, eccessiva distorsione, deformazione plastica e propagazione instabile della cricca.

Dopo varie prove, sono state scelte delle piastre di Al-Mg con $W_S=10$ mm come irrigidimenti ed un adesivo epossidico del tipo Plus 60 con elevata resistenza al taglio; l'adesivo è stato applicato in strati sottilissimi tra le superfici accuratamente pulite con carta abrasiva 800 e pressate con 15 kg..

Tutti i dati delle prove sono stati acquisiti tramite un software della Instron serie IX sulla macchina di trazione 4507; il segnale dell'estensimetro è rilevato dal software SYSTEM 5000 modello 5100.

Prove e risultati

Tutti i test sono stati condotti con una velocità di spostamento di 0.15mm/min per circa 20 min prima della rottura per i test standard Rcurve e di 1 mm/min per 3 min. nel caso del test CDCB modificato; i valori massimi rilevati per il carico di trazione sono stati rispettivamente di 15, 25 e 5 kN per i provini 1, 3 e 4.

In figura 4 è riportata una tipica curva P-COD per il provino 3; il comportamento lineare iniziale è leggermente modificato da fenomeni iniziali di "pop-in", dovuti ad una crescita improvvisa ed instabile della cricca, rilevata durante il test; di seguito, si ha una propagazione stabile e la curva cresce fino al carico massimo e decresce alla rottura.

All'inizio la velocità è abbastanza bassa ed è possibile osservare la propagazione della cricca e verificare le informazioni date dall'estensimetro.

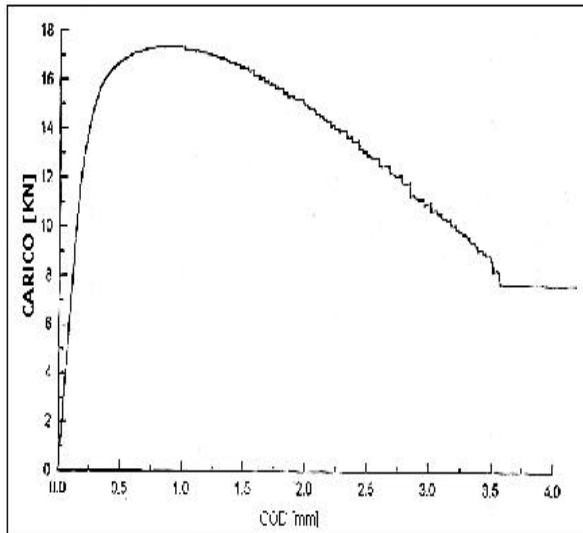


Fig. 4: Carico in funzione del COD per il provino 3.

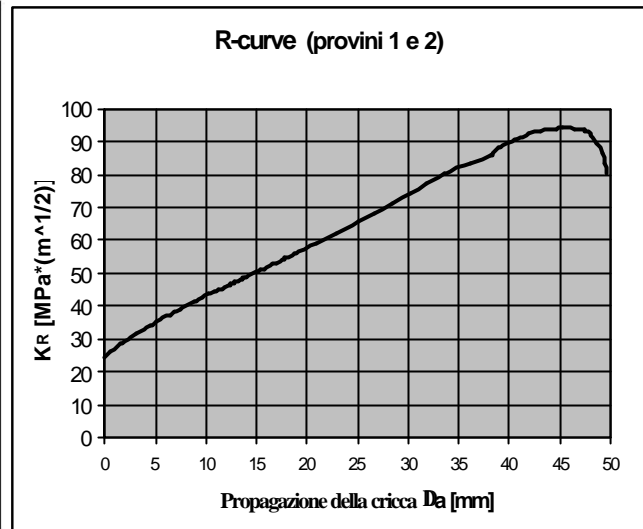


Fig. 5: Curva di resistenza per i provini di tipo 1 e 2.

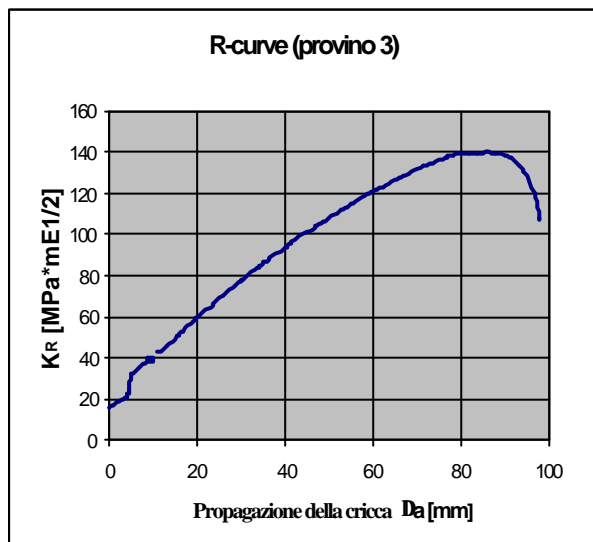


Fig. 6: Curva-R per il provino 3.

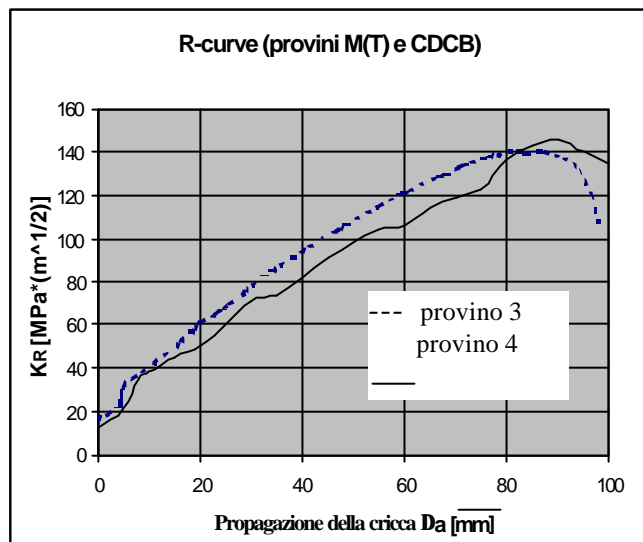


Fig. 7: Curva-R confrontata per il provino 4 (CDCB).

Raccogliendo e confrontando i dati, sono state ottenute tutte le curve K_R come indicato in Figg.5-7 usando le procedure analitiche descritte nella sezione precedente [5,7].

In tutti i test non è stata osservata una significativa distorsione del piano data da instabilità trasversale sotto carico.

Le curve in Fig.7 mostrano alcune anomalie per uno dei provini CDCB, ma la tendenza generale è la stessa; come importante conclusione si può affermare che questa semplice metodologia è molto efficace e può essere migliorata.

Le superfici di rottura sono state esaminate al SEM [11-13]. In Fig. 8 è possibile vedere il fronte iniziale della cricca, indicato dalla presenza di superfici rugose e nuclei di strappo che avvengono nel centro del materiale dove è ancora presente uno stato triassiale di tensione; dopo una fase iniziale di propagazione nel piano, la plasticità investe tutto lo spessore e la frattura si propaga obliquamente generando superfici lisce.

Un fatto frequente ed interessante è l'inversione delle superfici di propagazione della cricca da -45° a $+45^\circ$ (fig.9); questo avviene principalmente quando i difetti dovuti alla laminazione o le inclusioni sono dense in una particolare zona. Come risultato generale, le

superfici di rottura mostrano essenzialmente una rottura duttile o di tipo intergranulare [13], ma in alcune zone la presenza di strisciamento indica una rottura duttile transgranulare causata dallo slittamento tipico dei reticoli dei materiali di questo tipo (Fig. 10).

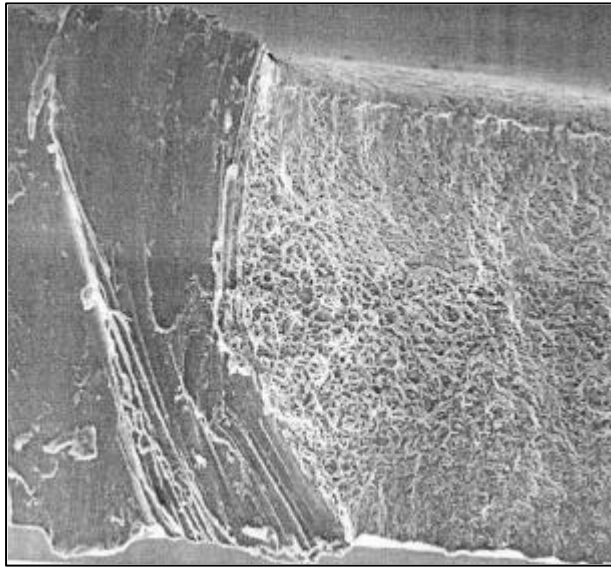


Fig. 8: Fronte iniziale della cricca nei lamierini Al-Li.

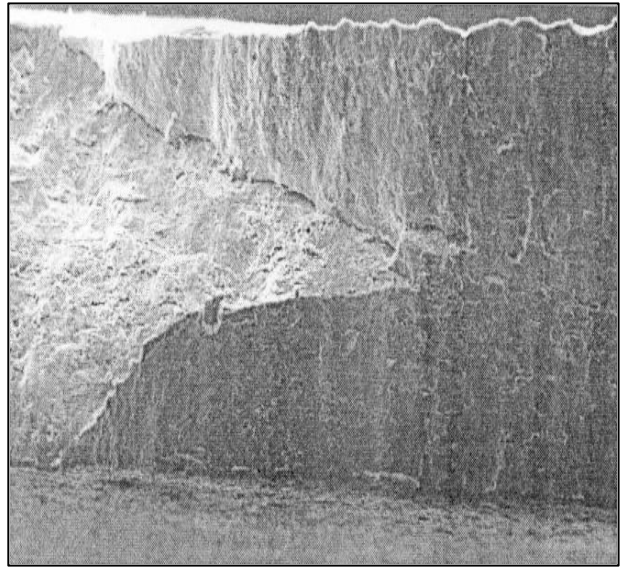


Fig. 9: Inversione della superficie di propagazione.

Un metodo generale per affrontare e spiegare il comportamento a rottura di lamierini sottili non è ben definito a causa dei problemi legati alla determinazione dei parametri critici, come il J integral ed il K_{IC} ; la curva di Feddersen, descritta nella Fig. 11 ed ottenuta per il provino 1 sarà usata per caratterizzare le proprietà dei lamierini Al-Li.

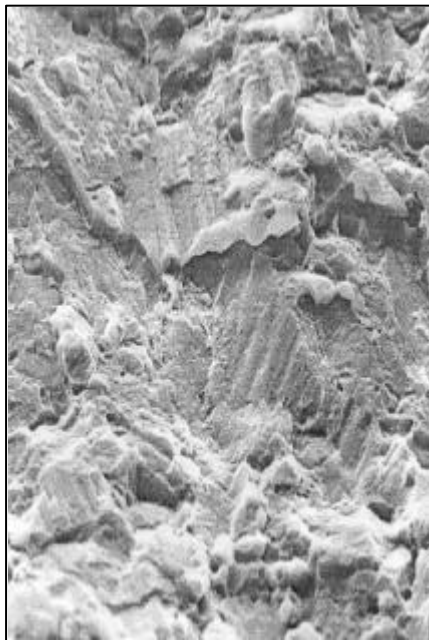


Fig. 10: Rottura duttile nelle leghe Al.

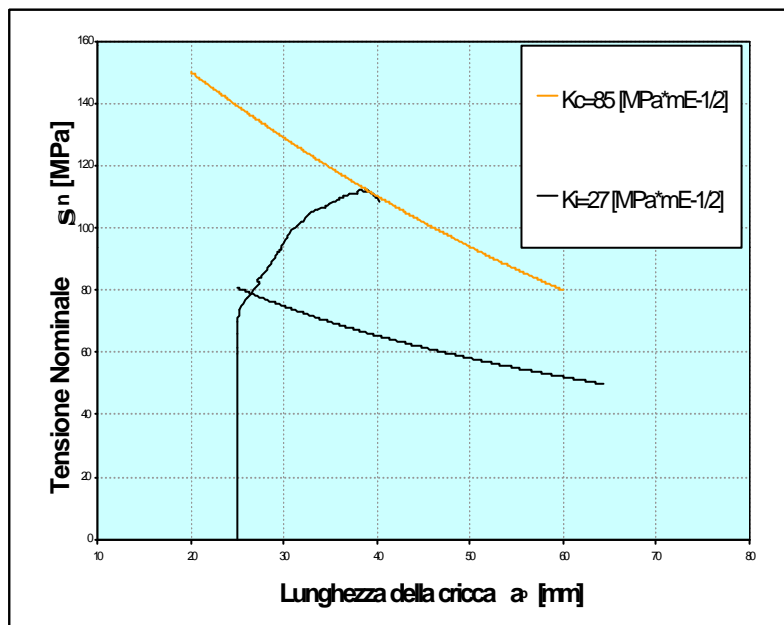


Fig. 11: Curva di Feddersen per il provino 3.

Nella Fig. 11, la tensione nominale σ_n è diagrammata in funzione della lunghezza della cricca a_p , ottenuta dall'equazione (14); l'inizio della curva è verticale e rappresenta la zona di sicurezza; da qui in poi la cricca propaga stabilmente tra le due bande delimitate dalle curve limite del K_I e K_c ; infine, si ha la rottura catastrofica.

Al contrario delle curve-R, non è chiaro quali valori considerare nella zona intermedia, in particolare a causa della variazione di K (elevata e molto sensibile alle variazioni di spessore, direzione di laminazione ed effetti di distorsione) durante la propagazione stabile.

Conclusioni

Tutti i test sono stati eseguiti secondo le procedure suggerite e la prescritta accuratezza.

Un confronto tra i due differenti metodi danno le stesse curve-R per materiali uguali; questo è un importante risultato che indica il metodo CDCB modificato come valida alternativa per la valutazione delle proprietà di rottura per questo tipo di lamierini in lega. Inoltre, esso presenta diversi vantaggi come l'immediata ed accurata valutazione di K_R dai dati sperimentali (P e v), evitando fenomeni di distorsione e l'influenza della larghezza sui risultati. Infine, un solo provino è sufficiente grazie al calcolo a cedevolezza costante.

Al contrario, particolare cura deve essere posta nel realizzare i provini per via dell'incollaggio e delle operazioni di sagomatura.

Non è opportuno utilizzare una semplice formula per estrapolare i parametri della frattura da provini C(T) in stato piano di tensione; la vasta variazione di K_R nella curva-R ed il diagramma di Feddersen indicano la necessità di definire un'unica procedura da applicare ai materiali laminati; perciò saranno da considerare anche gli effetti del materiale.

Bibliografia

- [1] **ASM Handbook, Vol. 2** Aluminium-Lithium alloys. "Properties and selection: non-ferrous alloys and special-purpose materials", 1995, **2**, 178-199.
- [2] **Baker C.** and **Gregson P.J.** and **Harris S.J.** and **Peel C.J.** Aluminium-Lithium alloys III. *The institute of metals*, London, 1986.
- [3] **Starke E.A.** and **Sanders T.H.Jr** and **Palmer I.G.** New approaches to alloy development in the Al-Li System. *Journal of metals*, Vol 33, 1981, **8**, 24-32.
- [4] **ASTM D3433-93**. Standard test method for fracture strength in cleavage of adhesives in bonded metal joints. *ASTM standards*, 1993.
- [5] **Ripling E.J.** and **Falkenstein E** Measuring K_R curves for thin sheets. *Fracture toughness evaluation by R-curve methods*, *ASTM STP 527*, 1973, 36-47.
- [6] **ASTM E561-94**. Standards for R-curve determination. *ASTM standards*, 1994.
- [7] **Eftis J.** And **Liebowitz H.** On the modified Westergaard equation for certain plane crack problems. *Int. Journ. Of fracture mechanics*, 1972, **4**.
- [8] **Creager M.** A note on the use of a simple technique for failure prediction using resistance curves. *Fracture toughness evaluation by R-curve methods*, *ASTM STP 527*, 1973, 105-112.
- [9] **Heyer R.H.** Crack growth resistance curves (R-curves) – Literature review. *Fracture toughness evaluation by R-curve methods*, *ASTM STP 527*, 1973, 3-16.
- [10] **Carman C.M.** Plane stress fracture testing using centre-cracked panels. *Fracture toughness evaluation by R-curve methods*, *ASTM STP 527*, 1973, 62-84.
- [11] **Goldstein J.I.** and **Yakowitz H.** and **al.** Practical scanning electron microscopy. *Ed. Plenum Press*, 1989, pag. 49.
- [12] **ASM Handbook, Vol. 10**. Scanning electron microscopy. *Material characterisation*, 1995, 490-515.
- [13] **ASM Handbook, Vol. 9**. Microstructures of aluminium alloys: aluminium-lithium alloys. *Metallography and microstructures*, 1995, pag. 357