

SIMULAZIONE DELLE FRATTURA DUTTILE SU PROVINI KAHN TRAMITE CTOA

Fersini^a, Pirondi^a, Dalle Donne^b, L. Cerinelli^a

^a *Dipartimento di Ingegneria Industriale, Parco Area delle Scienze, 181A, 43100 Parma*

^b *EADS Deutschland GmbH, Corporate Research Center Germany, Dept. LG-MT 81663 München, Germania*

ABSTRACT

L'obiettivo di questo lavoro è lo studio della propagazione duttile di cricche su provini Kahn in una lega d'alluminio 6013 tramite il criterio del Crack Tip Opening Angle (CTOA). La curva di resistenza del materiale in termini di Forza-Crack Opening Displacement (F-COD) ricavata sperimentalmente, è stata riprodotta numericamente tramite un modello FE 2-D. Per riprodurre fedelmente le curve di resistenza sperimentali è stato necessario utilizzare un CTOA variabile durante la propagazione della cricca, questo andamento è poi stato elaborato dal punto di vista statistico ed i risultati sono stati utilizzati per valutare la robustezza di questo parametro nel riprodurre le curve di resistenza. Per ottenere un valore di CTOA_C più stabile si sono escluse le prime fasi della propagazione in cui non sono rispettati i limiti geometrici per la validità di questo criterio.

INTRODUZIONE

Lo studio della propagazione duttile di cricche in lamiere sottili riveste oggi una grande importanza in quanto lastre sottili di acciaio ed alluminio trovano impiego nel campo navale, automotive ed aeronautico [1]. In questo contesto è di particolare interesse la questione della trasferibilità dei parametri di resistenza ricavati su piccoli provini a strutture a larga scala, inoltre la modellazione numerica delle curve di resistenza può aiutare a comprendere il comportamento del materiale.

Esistono due differenti approcci alla modellazione numerica della propagazione duttile di cricche: modelli micromeccanici, basati sulla meccanica del continuo, con parametri indipendenti dalla geometria in grado di caratterizzare il comportamento del materiale dal danneggiamento fino alla rottura, e modelli macromeccanici in cui si controlla la propagazione tramite la misura di deformazioni macroscopiche.

Alla prima categoria appartiene il modello di Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) che si è dimostrato molto valido per la previsione della nucleazione e della propagazione di una cricca in strutture spesse, tuttavia in strutture sottili il minore rapporto di triassialità risulta in una sottostima dell'evoluzione del danneggiamento attraverso un modello plane stress in quanto le strutture sottili cedono microscopicamente in maniera "slant" (cioè sotto l'azione di uno sforzo di taglio), infatti, sebbene il meccanismo di danneggiamento sia ancora del tipo di nucleazione e coalescenza di vuoti, questo si concentra soprattutto in bande di elevata deformazione plastica [3]. Tra i modelli macroscopici il CTOA (Crack Tip Opening Angle) ha invece recentemente [1,3] fornito risultati promettenti per la modellazione della propagazione duttile di cricche in lamiere sottili.

Il criterio CTOA prevede la propagazione della cricca quando l'angolo di apertura della cricca (misurato ad una certa distanza dall'apice della stessa) raggiunge un determinato valore critico CTOA_C (figura 1), molti lavori hanno dimostrato che durante la fase di propagazione stabile di una cricca il

$CTOA_C$ si mantiene costante fatta eccezione per un breve tratto iniziale di lunghezza paragonabile allo spessore del provino stesso (figura 2).

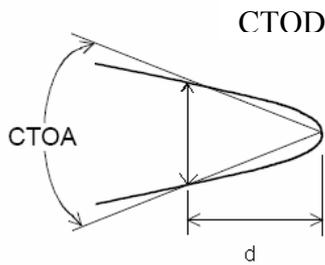


Figura 1. Il criterio $CTOA$ per la propagazione duttile di una cricca.

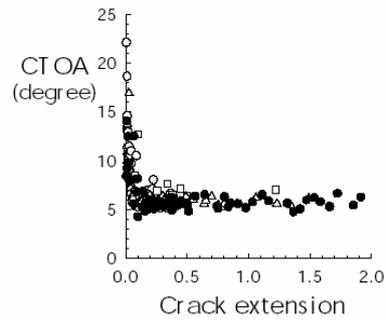


Figura 2. Andamento del $CTOA$ in funzione dell'estensione della cricca

Il $CTOA_C$ maggiore nella prima fase della propagazione è in genere imputato al fenomeno del "tunneling" per cui il fronte di propagazione della cricca non è uniforme nello spessore, ma la cricca propaga più velocemente al centro, mentre il $CTOA$ è in genere rilevato per via ottica sulla superficie del provino.

L'obiettivo di questo lavoro, svolto in collaborazione con EADS (European Aeronautic Defence and Space Company), è la caratterizzazione di curve di resistenza di una lega d'alluminio tramite il criterio $CTOA$. L'architettura del progetto prevede di trasferire su strutture a grande scala (provini M(T)) le informazioni, in termini di valore del $CTOA_C$, ricavate da curve di resistenza su provini Kahn completate con uno studio numerico.

Questa memoria presenta i risultati relativi alla prima fase, cioè la taratura del modello numerico per la riproduzione delle curve di resistenza ottenute su provini Kahn tramite il criterio $CTOA_C$ e la taratura del valore di $CTOA_C$ ottimale per ottenere il miglior fitting dei dati sperimentali.

Materiale e modello numerico.

Il materiale testato è la lega d'alluminio 6013 T6, contenente magnesio, rame e silicio, trattata termicamente e invecchiata artificialmente.

La figura 3 mostra la geometria dei provini Kahn utilizzati e le posizioni degli estensometri per rilevare il COD.

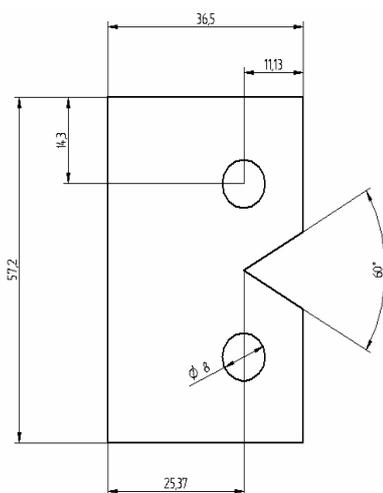


Figura 3. Geometria del provino Kahn.

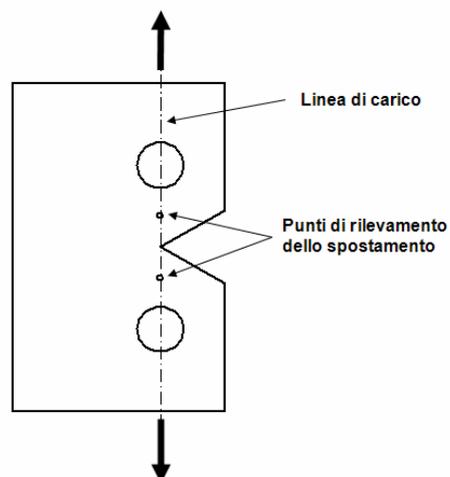


Figura 4. Schema di applicazione del carico e rilevamento del COD.

La tabella 1 riporta le caratteristiche dei provini Kahn in 6013-T6, con riferimento alla normativa ASTM-B871 che regola le prove di Tearing su leghe d'alluminio:

Tabella 1

Materiale	Tear strength (MPa)	Spessore (mm)
6013-T6	639.931	2 mm

essendo:

$$\text{Tear strength} = \frac{4 \cdot P}{b \cdot t} \quad (1)$$

dove b è la lunghezza della sezione resistente (distanza tra l'apice iniziale dell'intaglio a V e la parte posteriore del provino= 25,37 mm in figura 3) mentre t è lo spessore del provino. Nelle prove sperimentali per la determinazione del COD si è utilizzato un clip gauge di 10 mm (δ_{10}) posizionato simmetricamente rispetto al piano della cricca (figura 4).

Il software utilizzato per la modellazione ad elementi finiti è Abaqus, il modello sviluppato è mostrato in figura 5, per la simmetria è stato modellato solo metà del provino, dove è situata la cricca. L'applicazione del carico è stata simulata attraverso uno spostamento del pin rigido situato al centro del foro. Tra il pin rigido e la superficie del foro è stato modellato il contatto. Al centro del pin è applicato uno spostamento verticale mentre sono costretti gli spostamenti orizzontali e le rotazioni, sul provino sono invece vincolati gli spostamenti verticali sul piano di simmetria. Si sono utilizzati elementi quadratici ad integrazione ridotta; lontano dalla cricca sono assegnate condizioni di "plane stress" (per lo spessore ridotto), invece in corrispondenza del piano della cricca è definita una striscia di materiale dove sono assegnate condizioni "plane strain" per modellare la triassialità dello stato di sforzo che si ha nella zona all'apice della cricca [2]. La dimensione degli elementi è di 0,5 mm.

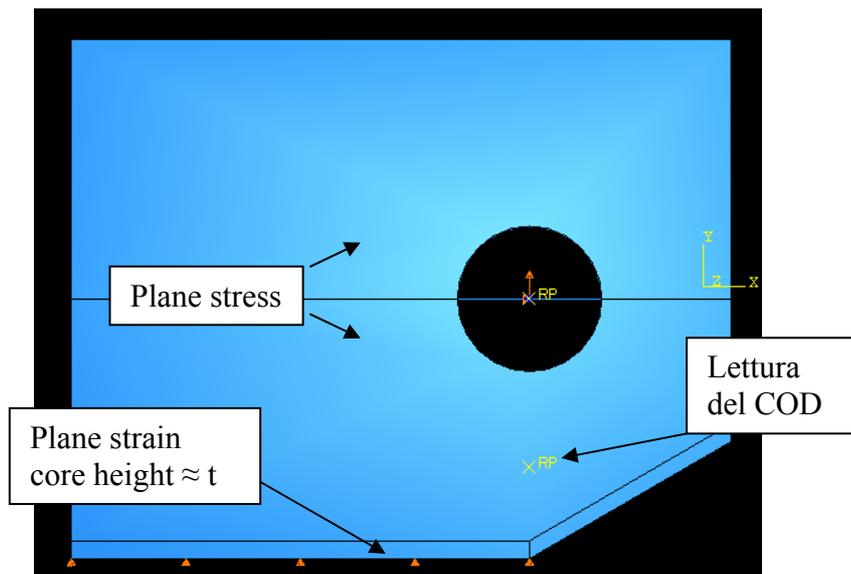


Figura 5. Modello FEM sviluppato.

In generale il criterio del CTOA è legato al criterio del CTOD (Crack Tip Opening Displacement) (figura 1) dalla relazione analitica:

$$\text{CTOA} = \tan^{-1}[\text{CTOD} / d] \quad (2)$$

per cui per ricavare il CTOA è sufficiente leggere lo spostamento verticale di un punto ad una distanza d dall'apice della cricca. Il valore di d può essere scelto in maniera abbastanza arbitraria, in genere riducendolo è necessario ridurre anche le dimensioni dell'elemento all'apice della cricca, mentre aumentandolo si rischia di perdere sensibilità e di non riuscire a descrivere quello che accade all'apice della cricca stessa; in genere una distanza plausibile per d è uguale a circa 1mm [2], questo valore è stato utilizzato per valutare l'apertura della cricca nelle simulazioni effettuate, ad eccezione del primo step della simulazione dove invece si è utilizzata un valore di d pari a 0,5 mm per minimizzare l'effetto dello spigolo iniziale e per mantenersi vicino alla linea di applicazione del carico (figura 6).

La propagazione della cricca è modellata con una tecnica di rilascio nodale per cui quando lo spostamento di un nodo situato ad 1 mm di distanza dall'apice della cricca raggiunge il valore di $CTOD_C$ fissato in una *subroutine* in Fortran, l'analisi viene fermata, vengono cambiate le condizioni al contorno rilasciando i nodi dell'elemento all'apice della cricca in modo che la cricca propaghi per 0,5 mm e l'analisi viene fatta ripartire dal livello di carico in cui era stata interrotta con le nuove condizioni al contorno tramite la funzionalità di *restart* di Abaqus. Il confronto con il valore definito nella subroutine è effettuato alla fine di ogni step di applicazione del carico.

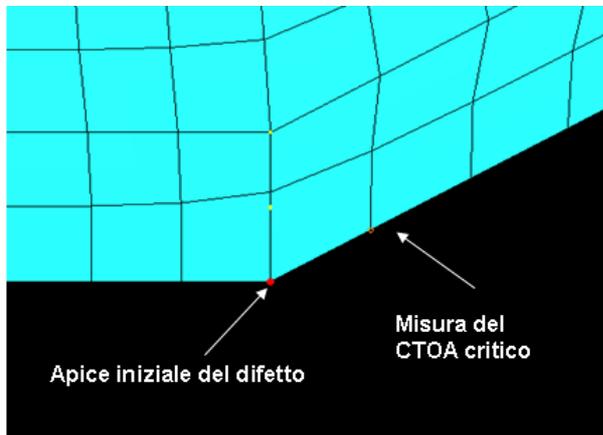


Figura 6. Metodologia per la misura del CTOD da confrontare con il valore critico. Per il primo step di propagazione la distanza di 0,5 mm.

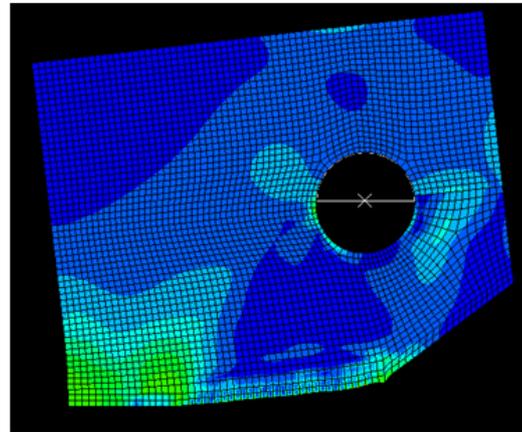


Figura 7. Deformazione del modello in una fase avanzata di propagazione della cricca.

RISULTATI

In figura 8 sono riportati i risultati in termini di curva F-COD su provino Kahn e sono confrontati con quelli ottenuti numericamente, si vede come la curva numerica riproduce fedelmente la curva sperimentale; il valore di $CTOA_C$ è stato ridefinito di passo in passo per ottenere una buona correlazione tra curva F-COD sperimentale e simulata. In figura 9 sono riportati i valori di $CTOA_C$ utilizzati durante la propagazione e si vede che il CTOA è molto variabile nella prima fase della propagazione mentre successivamente si stabilizza, nel riquadro in figura 9 sono riportati anche i parametri statistici del $CTOA_C$, il valore superiore ed inferiore sono ottenuti sommando e sottraendo la deviazione standard al valor medio.

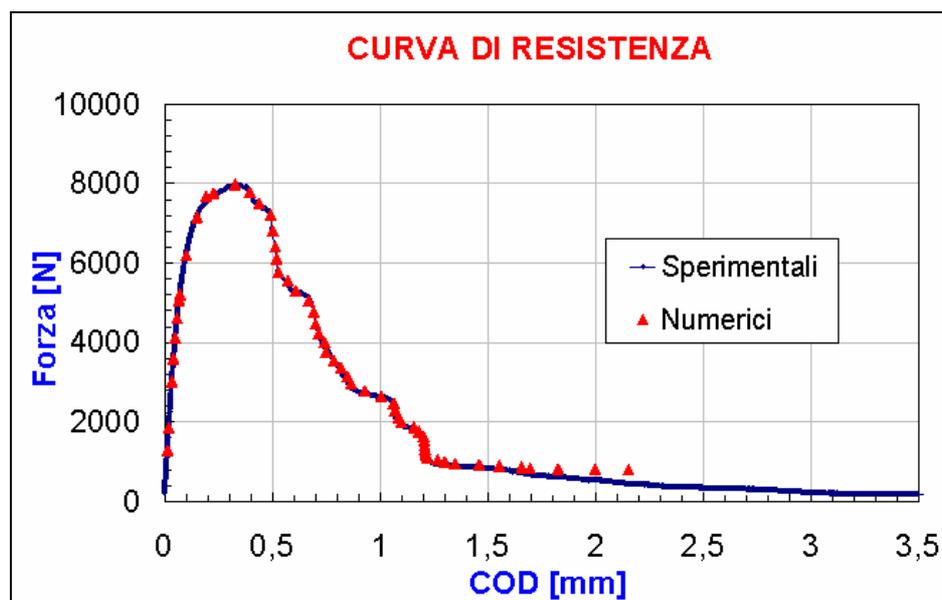


Figura 8. Confronto tra i valori sperimentali e di valori numerici.

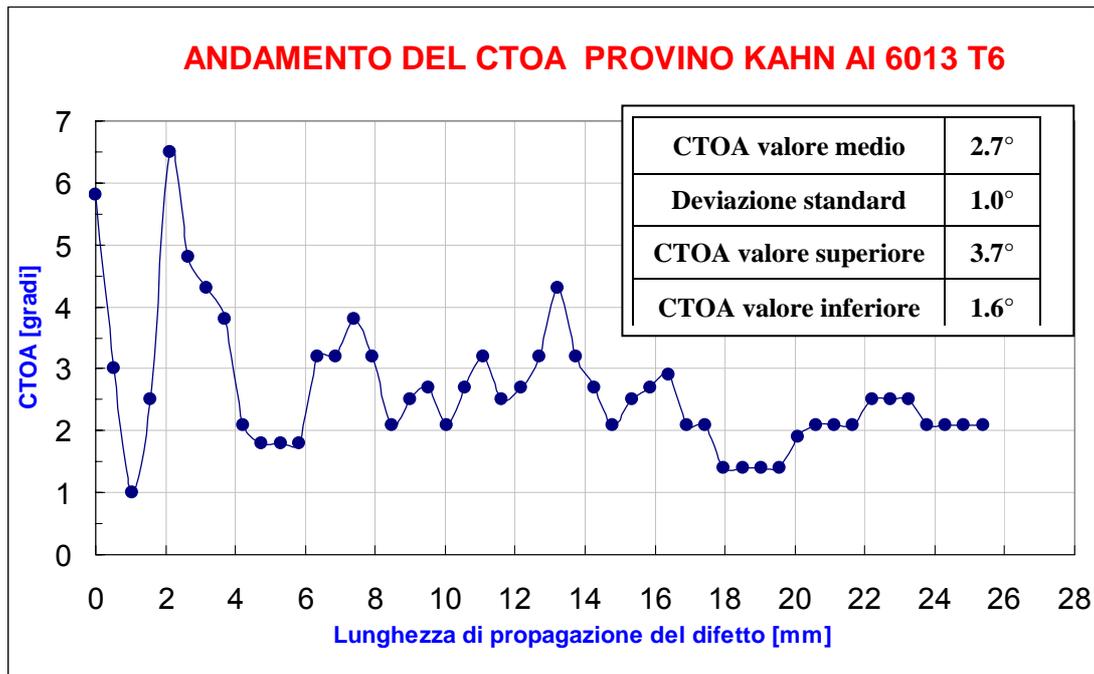


Figura 9. Andamento del CTOA in funzione della lunghezza di cricca utilizzato per la riproduzione della curva di resistenza sperimentale.

Un andamento del $CTOA_C$ del tipo riportato in figura 9 è di difficile utilizzo in quanto dipende fortemente dalla lunghezza della cricca, soprattutto nelle prime fasi della propagazione. Per ottenere un valore di più semplice utilizzo si sono ricavate le curve di resistenza con valori costanti di $CTOA_C$ uguali ai valori medio, superiore ed inferiore dell'andamento riportato in figura 9. I risultati di questa analisi sono riportati in figura 10, e mostrano come solo l'utilizzo del valor medio fornisca risultati accettabili in termini di riproduzione di curva F-COD.

E' importante sottolineare che una possibile scelta alternativa sarebbe stata quella di provare diversi valori di $CTOA_C$ e valutare quale fornisce il miglior fitting con i risultati sperimentali, l'approccio qui utilizzato è ritenuto più "fisico", in quanto non impone un andamento a priori ma riproduce quello che accade al materiale fornendo quindi dei dati più realistici che possono poi essere trattati ed interpretati anche dal punto di vista statistico.

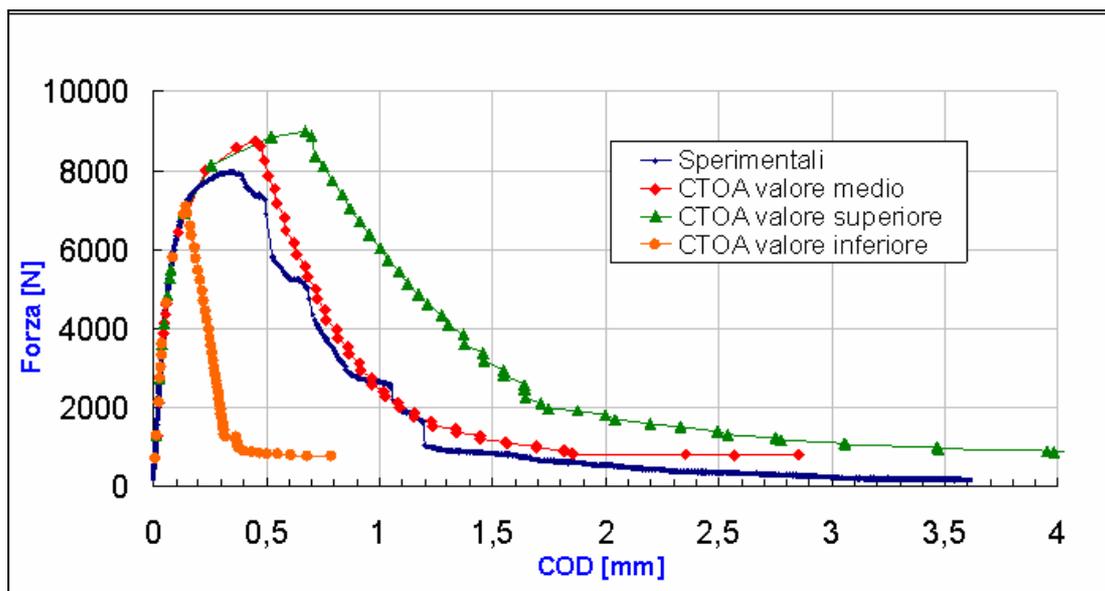


Figura 10. Curve di resistenza ottenute con i valori medio, inferiore e superiore del $CTOA_C$ in figura 10.

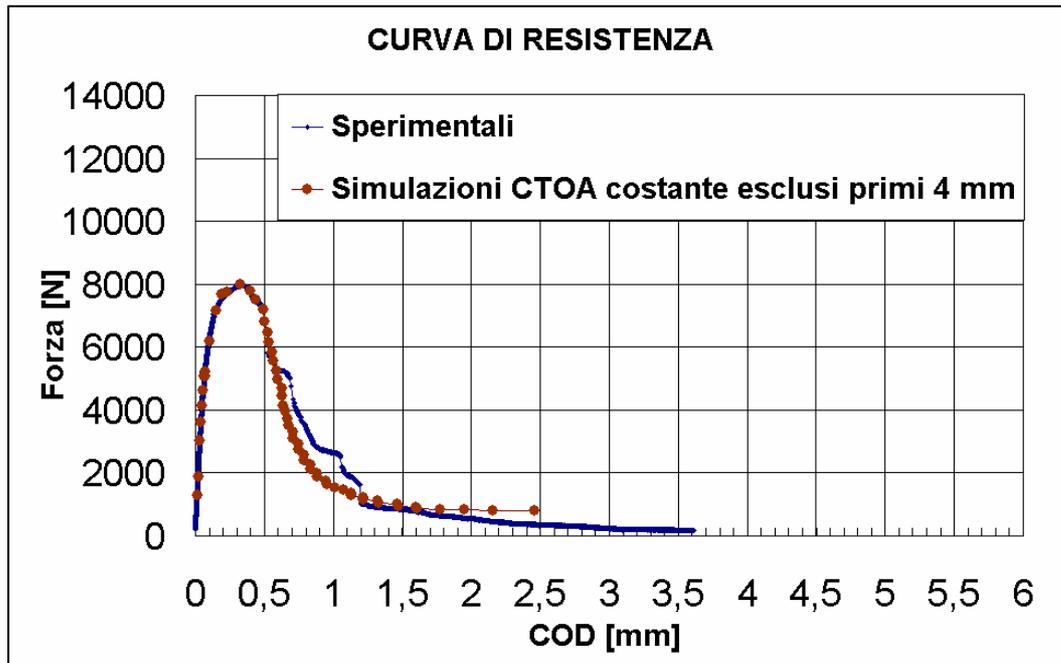


Figura 11. Curva di resistenza ottenuta con un $CTOA_C$ costante ottenuto escludendo dal computo i primi 4 mm di propagazione.

I risultati di figura 11 sono invece stati ottenuti escludendo nel computo del $CTOA_{C_medio}$ i primi punti di propagazione, dove le oscillazioni del CTOA sono più importanti, il nuovo valor medio ($CTOA_C = 2,412^\circ$, deviazione std. = 0,645) così calcolato ed i relativi risultati sono riportati in figura 12, si vede una buona correlazione tra la curva sperimentale e quella numerica. Le forti oscillazioni del $CTOA_C$ nelle prime fasi della propagazione sono imputabili al fatto che il criterio ha dei limiti di validità: infatti per poter ottenere una curva di resistenza che sia indipendente dalle dimensioni, dal tipo di provino e dal carico applicato, quindi trasferibile da provini di piccole dimensioni a strutture a grossa scala, è necessario che le dimensioni dei provini rispettino le seguenti specifiche come proposto in [5] in un recente lavoro di sintesi sugli sforzi di ASTM ed ISO per la standardizzazione del CTOA su pannelli sottili.

Per la validità del CTOA è in genere necessario che la lunghezza iniziale della cricca e la lunghezza del legamento residuo del provino siano superiori a 4 volte lo spessore del provino stesso, le ragioni di questi limiti, sono in genere imputate al ruolo della triassialità dello stato di sforzo ("constraint") sulla resistenza alla propagazione di cricche. I parametri che possono intervenire sulla triassialità dello stato di sforzo sono, come detto sopra, molteplici, ed oltre che dalla geometria e dal modo di carico dipendono anche dalle proprietà di incrudimento del materiale [5].

Per il calcolo del $CTOA_C$ si può utilizzare anche l'equazione (3) proposta da Schwalbe [4]:

$$CTOA_C = \tan^{-1}(d\delta_5/da) \approx d\delta_5/da \quad (3)$$

In questo caso si è verificato che $\delta_5 \approx \delta_{10}$ e si è ricavato il $CTOA_C$ partendo dai dati numerici riportati in figura 12; il $CTOA_C$ così ricavato è uguale a 3.5° che è comunque compreso all'interno della fascia definita dalla deviazione standard del CTOA ricavato. Se anche in questo caso si escludono i primi punti della propagazione ($a < 4t$) e gli ultimi ($W-a > 4t$), si ottiene un $CTOA_{medio} = 2.9^\circ$ abbastanza vicino al valore di $2,412$ ed all'interno della fascia definita dalla deviazione standard.

Un altro parametro molto importante per il $CTOA_C$ è il *plane strain core height*, cioè l'altezza della fascia di materiale in condizioni di *plane strain* in prossimità del piano della cricca, necessario per tenere in conto la triassialità dello stato tensionale all'apice del difetto. In genere questo parametro è dello stesso ordine di grandezza dello spessore del provino, infatti simulazioni specifiche hanno dimostrato che sia una completa condizione di *plane stress* che una completa condizione di *plane strain* forniscono valori di F-COD molto differenti da quelli sperimentali utilizzando valori ragionevoli di $CTOA_C$.

Appurato che la presenza del PSC è necessaria per una buona riproduzione delle curve F-COD sono state quindi condotte delle simulazioni numeriche per studiare l'effetto del PSCH sul CTOA, variando il

valore del PSCH fino al 50% dello spessore e fino al 150% dello spessore, e tarando ancora il $CTOA_C$ per riprodurre la curva di resistenza; i risultati sono così riportati in figura 13 ed in tabella 2: i valori medi e la deviazione standard del valore del $CTOA_C$ si mantengono abbastanza costanti per valori del PSCH dello stesso ordine di grandezza dello spessore del provino.

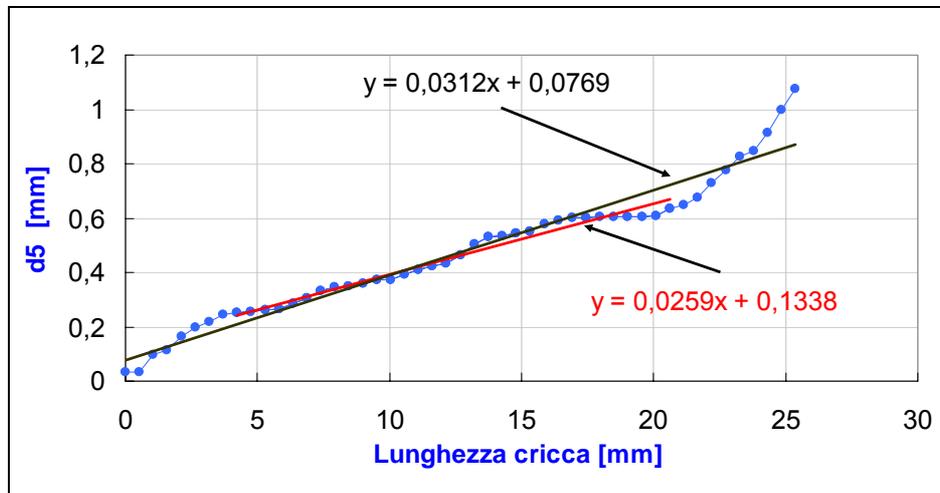


Figura 12. Andamento del δ_{10} in funzione della lunghezza della cricca durante le simulazioni numeriche.

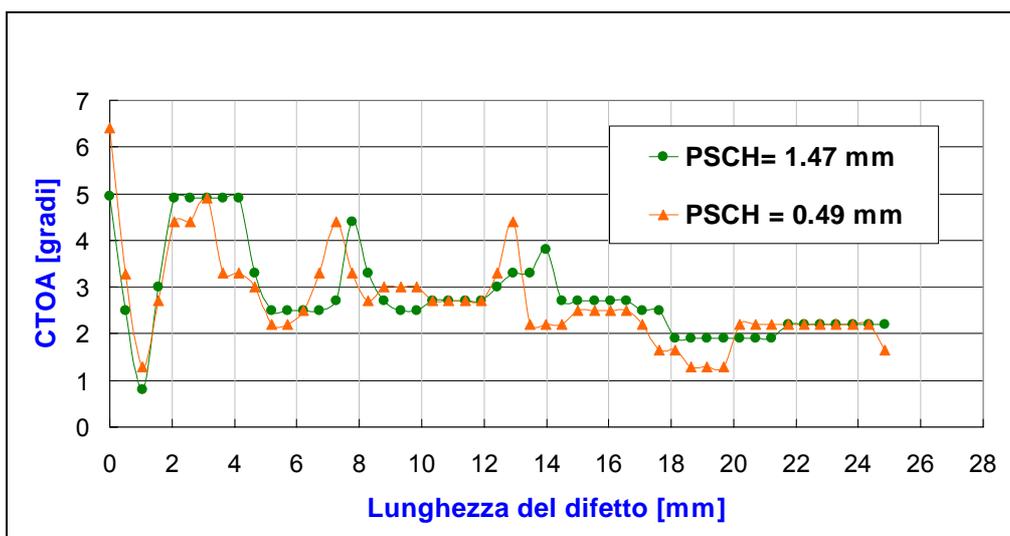


Figura 13. Andamento del $CTOA_C$ in funzione della lunghezza della cricca al variar del PSCH.

	CTOA valore medio	Deviazione standard
PSCH = 0.49 mm	2.70°	0.1°
PSCH = 0.985 mm	2.7°	1.06°
PSCH = 1.47 mm	2.8°	0.96°

Tabella 2. Effetto del PSCH sul valore del CTOA.

CONCLUSIONI

Questo lavoro è il primo step di un progetto di studio, svolto in collaborazione con EADS (Germania) per valutare la trasferibilità delle curve F-COD ricavate su piccoli provini a strutture a grossa scala. Uno dei criteri più promettenti da questo punto di vista si è recentemente dimostrato il CTOA, che è un criterio di tipo macroscopico in quanto utilizza deformazioni macroscopiche per rappresentare uno stato di criticità all'apice del difetto.

In genere il $CTOA_C$ si mantiene costante al variare della lunghezza di propagazione della cricca. In questo lavoro si è trovato un valore abbastanza costante del $CTOA_C$ (con una deviazione standard pari a circa $\frac{1}{4}$ del valor medio) se vengono esclusi dal computo i valori ottenuti nella prima fase della propagazione. Questo risultato è coerente con alcuni limiti di validità posti recentemente all'utilizzo del criterio CTOA che è valido per lunghezze di cricca e legamento residuo pari ad almeno 4 volte lo spessore del provino.

Gli sviluppi futuri prevedono la definizione per via numerica delle curve di resistenza per pannelli M(T) a grossa scala utilizzando il valore (medio) di CTOA trovato ed il riscontro sperimentale di questi risultati.

BIBLIOGRAFIA

- [1] O. Chabanet, D. Steglich, J. Besson, V. Heitmann, D. Hellmann, W. Brocks. "Predicting crack growth resistance of aluminium alloys" Computational material science, 26 (2003) 1-12
- [2] J.C. Newman Jr, M.A. James, U.Zerbst " A review of the CTOA/CTOD fracture criterion" Engineering Fracture Mechanics, 70 (2003) 371-385
- [3] A.S. Gullerud, R.H. Dodds Jr., R.W. Hampton, D.S. Dawicke" Three-dimensional modeling of ductile crack growth in thin sheet metals: computational aspects and validation" Engineering Fracture Mechanics, 63 (1999) 347-374.
- [4] Schwalbe K-H. "Introduction of δ_5 as an operational definition of the CTOD and its practical use". In: Fracture mechanics: 26th volume. ASTM STP 1256, 1995. p. 763-78.
- [5] K. H. Schwalbe, J. C. Newmann Jr, J. L. Shannon Jr "Fracture mechanics testing on specimens with low constraint—standardisation activities within ISO and ASTM", Engineering Fracture Mechanics 72 (2005) 557-576