

## **Simulazione numerica del fenomeno di innesco e propagazione duttile della frattura in una provetta TPB**

M. Alfino\*, D. Amodio\*  
G. Demofonti\*\*

\* Dipartimento di Meccanica e Aeronautica - Università di Roma "La Sapienza"

\*\* Centro Sviluppo Materiali s.p.a. - Castel Romano

### **Sommario**

Il presente lavoro si inquadra nell'ambito di una ricerca sul fenomeno della propagazione di fratture in acciai per condotte in pressione. Esso consiste in una indagine per definire i parametri di Meccanica della Frattura più adatti a caratterizzare il processo di frattura duttile. In particolare l'innesco e la propagazione di una frattura in una provetta *Three Point Bending* (TPB) è stato simulato utilizzando una procedura di calcolo ad Elementi Finiti. I risultati ottenuti mostrano che il processo di frattura duttile, al quale sono associati grandi spostamenti e deformazioni finite, può essere correttamente ed efficacemente simulato con un modello numerico, controllando il calcolo mediante parametri di frattura post-snervamento, quali l'*integrale J* ed il *Crack Tip Opening Angle* "CTOA".

### **Introduzione**

Nell'ambito delle attività di ricerca sul fenomeno della propagazione duttile instabile in condotte in pressione, il gran numero di prove in piena scala eseguite (per una spesa attualizzata stimabile in alcune decine di miliardi di lire solo in Italia) ha fornito risposte in termini di energia Charpy-V che si sono rivelate adeguate per verificare le condizioni di arresto o di propagazione. Tuttavia, con la recente introduzione di acciai ad elevato grado (API > X70) ed elevata tenacità (energia Charpy-V maggiore di 200 J, in condizioni di frattura duttile), si è constatata in molti casi l'impossibilità di estrapolare a tali materiali i risultati già acquisiti, relativi a materiali di più basso grado e tenacità.

In tale contesto si è ravvisata sia l'opportunità di rivedere le raccomandazioni internazionali, che definiscono, per un dato gasdotto, i livelli minimi di energia Charpy-V d'arresto [1], sia la necessità di individuare parametri di frattura post-snervamento in grado di caratterizzare il processo di frattura duttile instabile. Pertanto è parso opportuno riesaminare ed applicare concetti quali la derivata dell'*integrale J* rispetto alla *lunghezza cricca* "dJ/da", ed il *Crack Tip Opening Angle* "CTOA", al fine di caratterizzare i materiali in laboratorio meglio dell'energia Charpy-V.

Di conseguenza si è venuta a sviluppare, a livello mondiale, tutta una serie di attività, in parte incentrate sull'applicazione di tali parametri di frattura al problema specifico (ad esempio la simulazione ad elementi finiti messa a punto dal SWRI [8]) ed in parte incentrate su una rigorosa analisi di laboratorio mirante a definire una metodologia semplice e industrialmente applicabile per caratterizzare i materiali [1].

Nel presente lavoro la simulazione numerica è stata utilizzata quale mezzo d'indagine al fine di stabilire quali parametri, tra quelli caratteristici del materiale, influenzino in modo significativo il fenomeno in studio. A tale scopo, è stata sviluppata una procedura di calcolo ad elementi finiti in grado di simulare il processo di frattura duttile, controllato mediante parametri di Meccanica della Frattura post - servamento. Tale procedura è stata applicata ad una prova di flessione quasi statica su di una provetta *Three Point Bending* (TPB) ed i risultati ottenuti hanno consentito di definire i parametri più adatti a caratterizzare il processo di frattura in studio.

### Attività sperimentale

Le caratteristiche dei materiali in esame e i dati sperimentali riguardanti l'innescò e la propagazione della frattura in provette TPB, la cui geometria è rappresentata nello schema di figura 1 ed i cui dati principali sono riportati nella tabella 1, sono stati ricavati da una serie di prove di laboratorio .

Tabella 1 - Geometria della provetta TPB  
(dimensioni in millimetri)

W	H	L	t	e	a <sub>0</sub>	a' <sub>0</sub>	γ
76	306	254	15	5	12	4	60°

E' stato preso in considerazione un acciaio per gasdotti (F14) di limitato valore di energia Charpy-V e grado. La tabella 2 riporta le caratteristiche dei materiali in esame. I coefficienti k e n sono relativi alla equazione costitutiva :

$$\sigma_p = k \varepsilon_p^n$$

nella quale  $\sigma_p$  ed  $\varepsilon_p$  sono, rispettivamente, tensione e deformazione plastica. In tabella sono riportati anche i parametri  $J_{IC}$  e  $CTOA$  medio, calcolati come è indicato in seguito.

Tabella 2 - Caratteristiche del materiale

Materiali	$\sigma_S$ (MPa)	$\sigma_R$ (MPa)	A (%)	Z (%)	k (MPa)	n	CV (J)	$J_{IC}$ (MJ/m <sup>2</sup> )	$CTOA_m$
F14	584	684	21	64	1000	0.108	106	0.98	6.12°

Nella tabella con A e Z si intende la strizione e l'allungamento percentuale a rottura rispettivamente. I risultati delle prove sono disponibili sotto forma di diagramma della forza F in funzione dello spostamento del rullo v, dell'avanzamento della frattura Δa e della rotazione della provetta θ. A partire da quest'ultimo diagramma è stato possibile risalire al  $CTOA$  mediante la relazione cinematica [6] (fig. 2, dove  $CTOA = 2\gamma_p$ ):

$$CTOA = 2 \arctan \left[ r^* (W - a) \frac{d\theta}{da} \right] \quad //$$

dove  $r^*$  è il *rotational factor*, che secondo risultati sperimentali [4] rimane pressoché costante durante la propagazione e per la provetta TPB vale circa 0.45. Nello schema di figura 2 sono rappresentate le grandezze necessarie al calcolo del  $CTOA$ .

Il valore di  $J_{IC}$  è stato calcolato utilizzando la schematizzazione proposta da Schindler [2], mediante la:

$$J_{IC} = J_m - CTOA_m \sigma_r \Delta a_m \quad //2/$$

dove il valore di  $J_m$ , che corrisponde all'integrale J valutato nella configurazione deformata della provetta per la quale è massima la forza sui rulli, viene calcolato mediante il

diagramma sperimentale forza - spostamento. Quale *CTOA* è stato assunto il valore medio riportato in tabella 2, mentre con  $m$  si è indicato un opportuno coefficiente e con  $\sigma_f$  la tensione di scorrimento, "σ flow", del materiale.

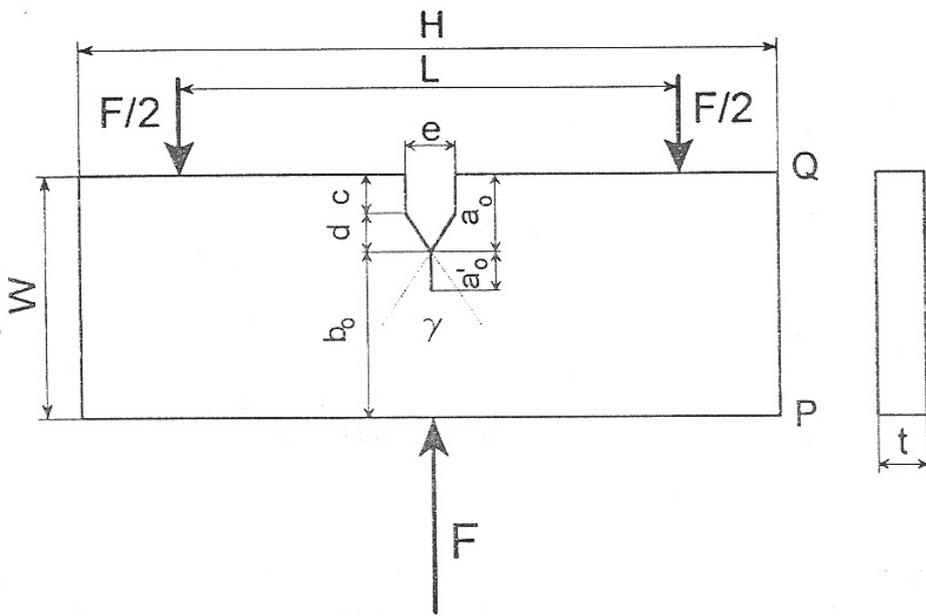


Fig. 1

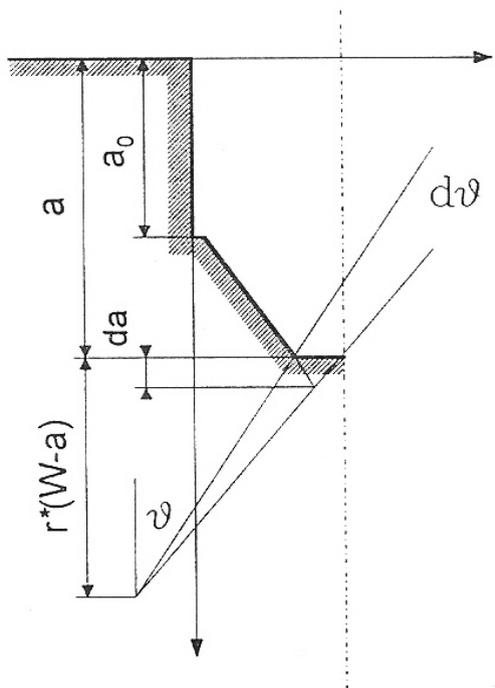


Fig. 2

### Simulazione numerica

La simulazione numerica, come si è detto, è stata utilizzata per effettuare una analisi di sensibilità dell'effetto che alcuni parametri hanno sia sull'innesco che sulla propagazione di una frattura duttile in una provetta 3PB. Il modello ad elementi finiti è bidimensionale: sono stati impiegati elementi quadrangolari isoparametrici a piena integrazione con formulazione sia di stato piano di tensione che di stato piano di deformazione. Per la simulazione del contatto rullo - provetta sono stati utilizzati gli elementi GAP, assegnando ad essi una lunghezza di chiusura pari al raggio dei rulli della macchina di prova (25 mm). Il calcolo è stato condotto utilizzando il codice agli elementi finiti MARC che consente la gestione di routines di utente (*user subroutine*), necessarie per il controllo della propagazione della frattura.

Sfruttando la simmetria della provetta è stato possibile limitare il modello ad elementi finiti alla metà della struttura. In tal modo i nodi del *ligament* si trovano al contorno del modello e l'avanzamento della frattura può essere semplicemente simulato rilasciando in modo opportuno i vincoli di simmetria. La tecnica di rilascio dei nodi pur essendo, in questo caso, applicata ad un asse di simmetria, può essere estesa con relativa semplicità a casi più generali, nei quali la frattura proceda all'interno del reticolo invece che sulla frontiera.

Le zone critiche nella provetta TPB sono quelle intorno al ligament ed in corrispondenza del contatto con i rulli. E' stato messo a punto un apposito algoritmo per la generazione del reticolo del modello ad elementi finiti che consente, in modo parametrico, di affinare la discretizzazione nei punti critici. La subroutine di controllo dell'avanzamento della frattura agisce, come si è detto, eliminando i vincoli di simmetria sui nodi del *ligament* sotto condizione che alcuni parametri di controllo raggiungano predeterminati valori critici. Sono stati utilizzati criteri diversi per definire il raggiungimento delle condizioni di innesco e di propagazione della frattura. Per quanto riguarda l'innesco il criterio adottato è basato sul confronto tra il valore dell'integrale  $J$  calcolato sul modello ed il valore critico  $J_{IC}$ , calcolato con la /2/. Per il calcolo di  $J$  è stata utilizzata la relazione semplificata [3]:

$$J = 2 \int_0^v \frac{F}{bt} dv \quad /3/$$

L'innesco della frattura, cioè il rilascio del primo nodo del ligament, viene imposto quando  $J \geq J_{IC}$ . Per la propagazione sono stati invece impiegati due criteri, uno basato sulla forza sul rullo, l'altro basato sul  $CTOA$ , essendo entrambi questi parametri disponibili come risultati sperimentali. Per quanto riguarda il controllo basato sul valore della forza, il confronto è stato fatto con l'intero diagramma sperimentale forza - spostamento, imponendo la propagazione quando  $F(v) \geq F_s(v)$ , dove  $F(v)$  è la forza calcolata sul modello in funzione dello spostamento dei rulli e  $F_s(v)$  è il corrispondente valore sperimentale. Nel secondo caso la routine che controlla la propagazione effettua un confronto continuo tra il valore del  $CTOA$  calcolato ed il valore medio  $CTOA_m$  (tab. 2) ricavato sperimentalmente, eliminando il vincolo di simmetria per un ulteriore nodo quando è verificata la condizione  $CTOA(v) \geq CTOA_m$ . E' il caso di osservare che la misura del  $CTOA$  sulla mesh deformata presenta inevitabilmente dei problemi dovuti alla natura discreta del modello ad elementi finiti, essendo necessario valutare su una geometria discreta un parametro di tipo locale. Basando il calcolo del  $CTOA$  unicamente sulla posizione attuale dei nodi all'apice della frattura il valore che si ricava non è indipendente dalle dimensioni del reticolo. Invece l'impiego della /1/ anche nella simulazione conduce a risultati congruenti con quelli sperimentali, per cui questo metodo è stato impiegato per il calcolo del  $CTOA$  ottenuto sia per via sperimentale che numerica.

La simulazione è stata condotta con spostamento imposto dei rulli, con incrementi di 0.05 mm nel caso di plane strain e 0.025 mm nel caso di plane stress; in quest'ultimo caso, infatti, la convergenza del calcolo è risultata più difficoltosa. Per gli stessi motivi sono state adottate diverse strategie di controllo della convergenza nei due casi, utilizzando il criterio delle forze residue per il *plane stress* e controllando gli spostamenti nel calcolo in *plane strain*.

Per quanto riguarda i parametri ottenuti, l'energia specifica di propagazione  $\mathcal{E}$  è stata valutata come:

$$\mathcal{E} = \frac{1}{t} \frac{dE}{da}, \quad \text{con:} \quad E = \int_0^v F dv \quad /4/$$

Essa corrisponde all'energia assorbita dalla provetta per unità di superficie di frattura creata. È stato ricavato inoltre il COD (*Crack Opening Displacement*) in base allo spostamento del primo nodo rilasciato, assumendolo pari al doppio dello spostamento di tale nodo in direzione normale all'asse di simmetria. Anche per il calcolo del CTOD (*Crack Tip Opening Displacement*) ottenuto dalla simulazione numerica sussistono problemi analoghi al caso del CTOA, qualora ci si basi sugli spostamenti nodali all'apice della frattura. Anche in questo caso, pertanto il CTOD è stato valutato in modo indiretto, con la seguente formula, derivante da considerazioni geometriche [4]:

$$CTOD = \frac{r^*(W-a)}{r^*(W-a) + \Delta a} COD \quad /5/$$

La deformazione  $\epsilon_x$  sul nodo d'apice è stata rilevata nel punto di integrazione più vicino al nodo d'apice corrente, essendo l'asse x diretto normalmente al *ligament*. Assumendo l'ipotesi della Teoria Cinematica [5], secondo cui nella provetta TPB le due semiprovette ruotano una rispetto all'altra pressoché rigidamente intorno ad un centro istantaneo di rotazione O situato sul *ligament* ad una distanza  $r^*(W-a)$  dall'apice cricca (fig. 2), la posizione y del centro istantaneo di rotazione è stata ottenuta dagli spostamenti di due punti della provetta situati in una zona pressoché indeformata.

Nota il valore di y, si può quindi verificare il valore di  $r^*$  mediante la:

$$r^* = \frac{W-y-a}{W-a} \quad /6/$$

### Risultati della simulazione e discussione

Avendo assunto quale parametro di controllo della propagazione la forza  $F(v)$  oppure il CTOA, il confronto tra risultati del calcolo e quelli sperimentali è stato condotto verificando il comportamento del parametro non controllato. In particolare la figura 5 mostra il confronto tra calcolo e sperimentazione in termini di diagrammi forza/spostamento per i risultati della simulazione ottenuti controllando la propagazione con il CTOA. Viceversa la figura 4 mostra l'andamento del CTOA nel caso di calcolo controllato dalla  $F(v)$ . Dalla fig. 4 si nota, a parte un'instabilità di tipo numerico dovuta probabilmente ad una sensibilità del calcolo controllato sulla forza al contatto con i GAP superiori, che i CTOA ottenuti sono congruenti con quelli sperimentali, sia in deformazione piana, sia in tensione piana. Per quanto riguarda le forze (fig. 5), i risultati più aderenti a quelli sperimentali si sono ottenuti in tensione piana. In generale, il controllo sul CTOA ha

fornito risultati caratterizzati da andamenti più continui; pertanto vengono presentati i diagrammi ottenuti con questo metodo.

Il problema del controllo sulla forza è ben visibile in fig. 3. Dopo aver raggiunto la condizione di innesco il modello rilascia il primo nodo; subito dopo, poiché la forza calcolata, soprattutto nell'ipotesi di deformazione piana e nel primo tratto della curva, risulta superiore alla forza misurata sperimentalmente, il modello deve operare il distacco in successione di altri 7 nodi affinché la forza calcolata scenda al di sotto di quella sperimentale. Questa situazione, fisicamente priva di significato, ha creato problemi ai vari parametri calcolati.

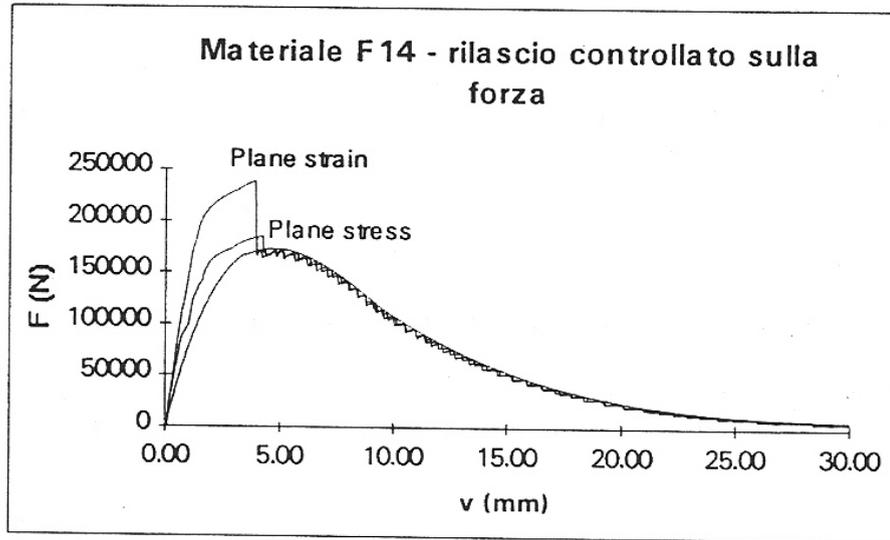


Fig. 3

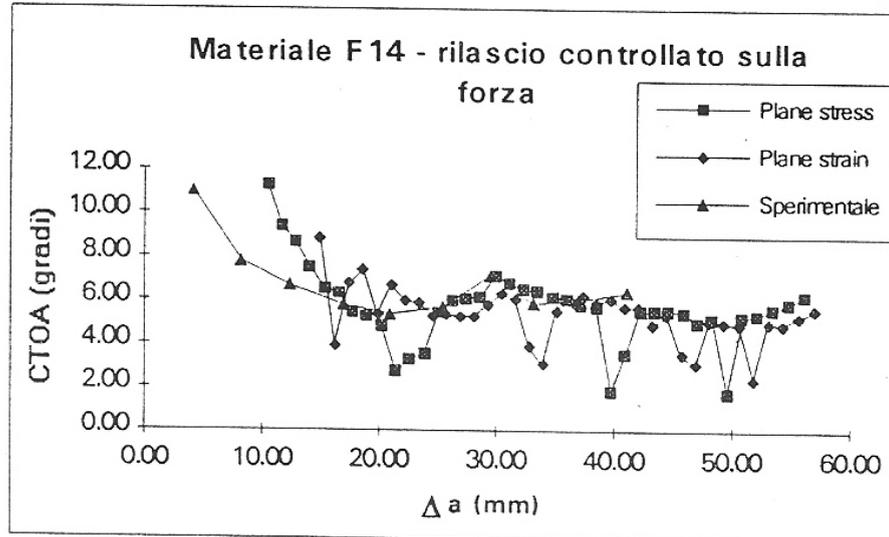


Fig. 4

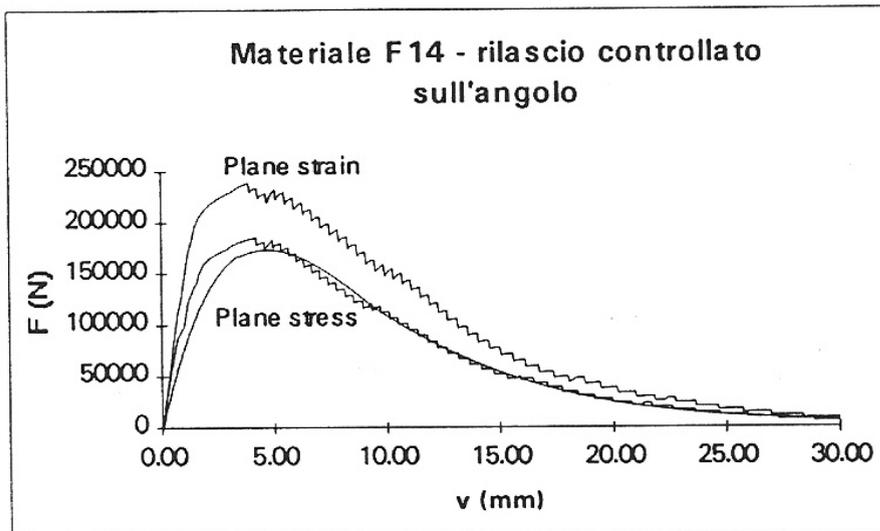


Fig. 5

Per quanto riguarda gli altri parametri calcolati, questi possono essere distinti in parametri di tipo energetico e parametri di tipo geometrico o di deformazione. In generale il calcolo dei parametri energetici ha presentato problemi minori del calcolo dei parametri geometrici, soprattutto quelli ad apice cricca (*CTOA* e *CTOD*), a causa delle difficoltà già dette. Per quanto riguarda il *CTOA*, la sua misura geometrica conduce a valori più grandi di un fattore circa 2 rispetto alla valutazione effettuata a partire dagli spostamenti mediante la relazione cinematica /1/. Per quanto riguarda il *CTOD*, se lo si valutasse geometricamente sulla mesh deformata, cioè come due volte la distanza dal ligament del nodo d'apice attuale, si otterrebbero dei valori del tutto costanti. Questo però sarebbe un risultato banale, essendo forzato dalla dimensione costante degli elementi nella zona del ligament; pertanto si è preferito calcolarlo con la /5/.

I parametri di tipo energetico presentano valori più alti in deformazione piana che in tensione piana, dato che in quest'ultimo caso la provetta è meno rigida. La fig. 6 illustra l'andamento di energia specifica di propagazione  $\mathcal{E}$  ed integrale  $J$  nel caso di tensione piana, mentre la fig. 7 illustra l'andamento della derivata  $dJ/da$ .

Gli andamenti dei parametri di tipo geometrico sono illustrati nella fig. 8, sempre nel caso di tensione piana. In questo caso le differenze tra deformazione piana e tensione piana sono minime.

La distanza  $y$  del centro istantaneo di rotazione  $O$  dalla base della provetta risulta decrescente all'aumentare dell'avanzamento cricca, dato che il *ligament* si riduce progressivamente. La verifica del *rotational factor*  $r^*$ , rappresentato in figura 9, mostra come nella simulazione questo coefficiente risulti costante per buona parte della propagazione, soprattutto nell'ipotesi di deformazione piana, pur presentando valori più alti dello 0.45 sperimentale, essendosi ottenuti valori medi nella fase stabile pari a circa 0.60 in deformazione piana e 0.80 in tensione piana.

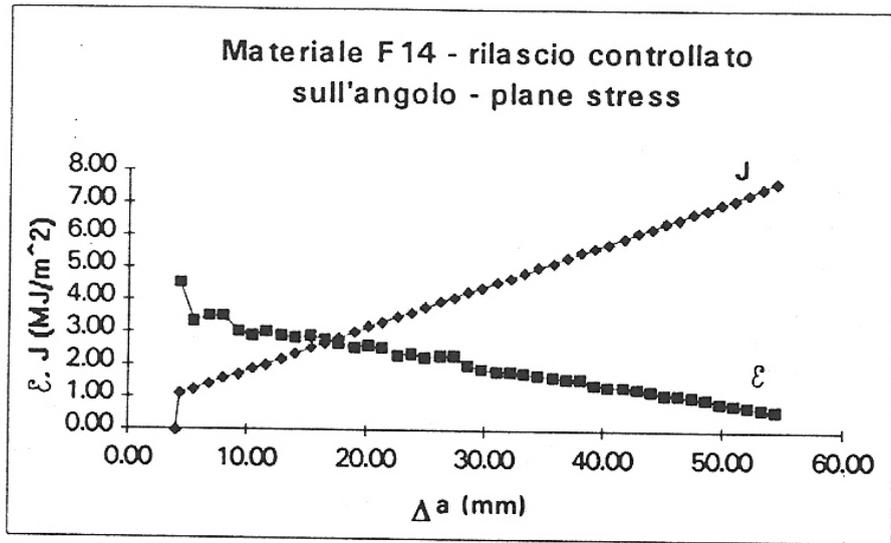


Fig. 6

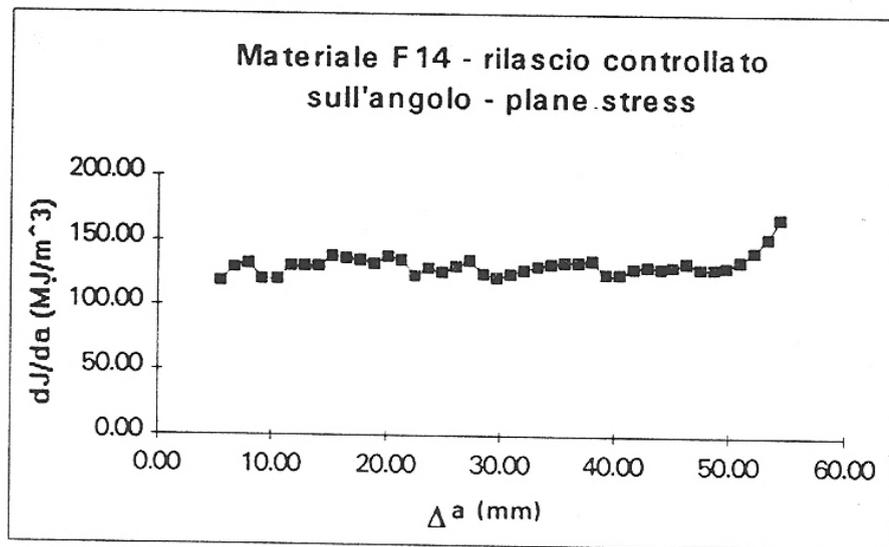


Fig. 7

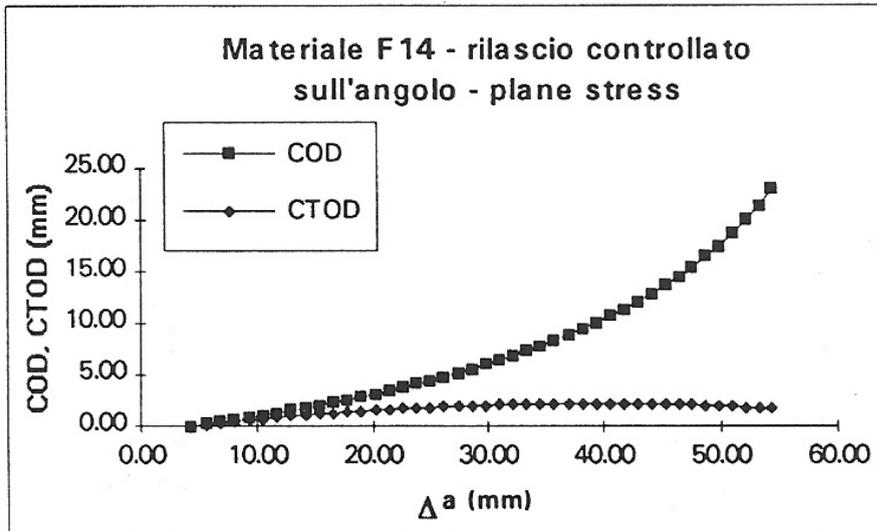


Fig. 8

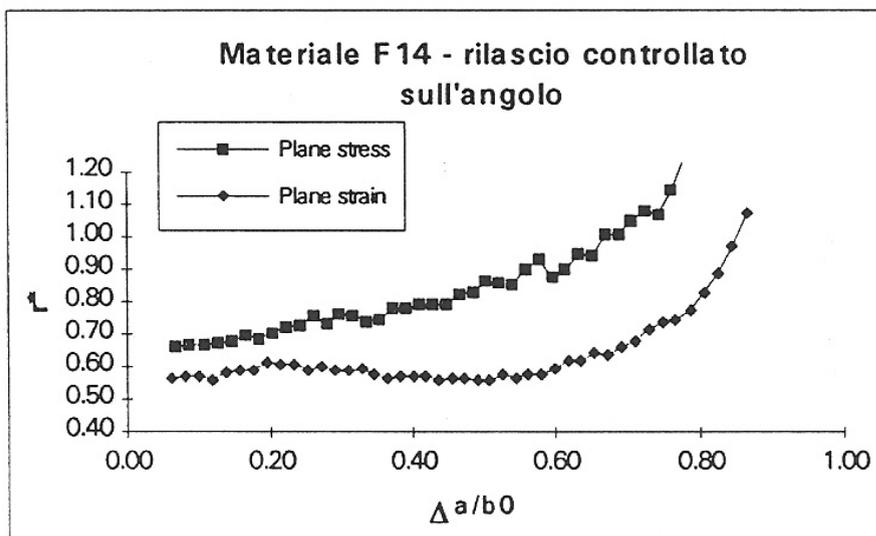


Fig. 9

### Conclusioni

Per quanto riguarda gli obiettivi del lavoro, alla luce dei risultati ottenuti si possono fare le seguenti considerazioni.

Il codice MARC permette di simulare fenomeni di frattura duttile, a cui sono associate deformazioni plastiche finite (oltre 60%) e grandi spostamenti. Tali risultati sono validi sia controllando il calcolo in termini di forze, sia in termini di spostamenti e/o rotazioni (in particolare il *CTOA*). Il controllo sul *CTOA* ha fornito risultati numericamente più stabili del controllo sulla forza.

I parametri più idonei a caratterizzare il processo di frattura, in virtù dell'andamento sufficientemente costante ottenuto, risultano essere: il *CTOA*, il  $dJ/da$ , la deformazione  $\epsilon_x$  e la forza  $F_x$  considerate nella componente normale al *ligament* in corrispondenza dell'apice cricca. Il *CTOA* ed il  $dJ/da$  sono preferibili alle  $\epsilon_x$  e  $F_x$  poiché presentano validità più generale e meno legata a parametri quali dimensione della provetta e del reticolo ad elementi finiti impiegati.

Altri parametri energetici (energia specifica di propagazione  $\mathcal{E}$  ed integrale J) e geometrici (COD) presentano andamenti sempre decrescenti ( $\mathcal{E}$ ) o crescenti (gli altri), come è corretto che sia, per cui risultano poco adatti come parametri di frattura per simulare grosse propagazioni di cricca.

### **Ringraziamenti**

I più vivi ringraziamenti all'ing. Tommaso Coppola del Centro Sviluppo Materiali, per l'aiuto prestatoci nello svolgimento del presente lavoro.

### **Bibliografia**

- [1] "EPRG recommendations for Crack Arrest Toughness for High Strength line pipe steels", maggio 1993
- [2] H. J. Schindler, Proceedings of the Sixth International Conference of Mechanical Behaviour of Materials - VI, ICM-6, Kyoto 1991, pp. 159-164
- [3] C. E. Turner, Proceedings of 8th European Conference of Fracture Behaviour and Design of Materials and Structures, EMAS, Torino 1990, pp. 933-968
- [4] T. L. Anderson, "Fracture Mechanics Fundamentals and Applications", CRC Press, Boca Raton Ann Arbor Boston, 1991
- [5] S. Venzi et al., "Analytical and Experimental Fracture Mechanics", G. C. Sih and Mirabile Eds., Sijthoff and Noordhoff 1981, p. 737-742
- [6] G. Demofonti et al., XXII International Metallurgy Congress, AIM 1988, pp. 1043-1059
- [7] M. Kosai, A. S. Kobayashi, "Axial Crack Propagation and Arrest in a Pressurized Fuselage", Structural Integrity of Aging Airplanes, S. N. Atluri, et al., editors, Springer - Verlag, Berlin, 1991, pp. 225-240
- [8] M. F. Kanninen et al., "Development of theoretically based guidelines for the prevention of ductile fracture in gas transmission pipelines", Proceedings of the Ninth NG-18/EPRG Joint Technical Meeting on Line Pipe Research, 1993
- [9] M. F. Kanninen et al., ASTM STP 668, J. D. Landes, J. A. Begley and G. A. Clarke, Eds., American Society for Testing and Materials, 1979, pp.121-150