

IGF8

VIII Convegno Nazionale

Genova, 27 - 29 maggio 1992

ANALISI NUMERICA DEI CAMPI DI DEFORMAZIONE E DI TENSIONE DI FONDO CRICCA.

Milella P.P. (*), Bonora N. (**), Marchetti M. (**), Storto G. (**)

(*) ENEA-DISP DIVISIONE ANT.-TECNO,
VIA V. BRANCATI 48, 00144 ROMA, ITALIA.

(**) DIPARTIMENTO AEROSPAZIALE, UNIVERSITA' DI ROMA "LA SAPIENZA",
VIA EUDOSSIANA 16, 00184 ROMA, ITALIA.

SOMMARIO

La memoria presenta uno studio mediante Elementi Finiti di una lastra a pieno spessore contenente un intaglio superficiale. E' stato seguito lo sviluppo dei campi di deformazione e di tensione al vertice della cricca in condizioni di deformazione piana.

Al crescere del K applicato ci si allontana sempre più dalle condizioni di eguaglianza tra le tensioni σ_x e σ_y di fondo intaglio previste dalla teoria che non può più essere ritenuta ad un sol parametro. La descrizione completa del campo delle tensioni necessita di un secondo parametro. Ciò potrebbe paradossalmente portare una lastra di grosso spessore a comportarsi in maniera più duttile di un provino C.T. di frattura.

INTRODUZIONE

L'andamento del campo delle tensioni davanti ad una cricca è stato oggetto, nel passato, di numerosi studi e ricerche tanto da potersi ritenere pressochè acquisito ai giorni nostri. I lavori, ormai classici, di Westergaard¹, Irwin², Hutchinson⁵, Rice e Jhonson⁴ e Rosengren⁶ ne sono l'esempio certamente più significativo. Tuttavia alcune anomalie nel comportamento a frattura presentatesi nel corso di una sperimentazione su grandi pannelli di acciaio al carbonio, negli Stati Uniti, hanno riaperto la questione del campo delle tensioni di fondo intaglio. Le anomalie cui si fa riferimento sono rappresentate dal fatto che i valori di tenacità misurati sperimentalmente su grandi piastre di 9 m d'altezza e 10 cm di spessore negli USA erano da 3 a 4 volte più grandi di quelli provenienti dai piccoli provini compact da 2.54 e 5 cm di spessore. Ciò ha spinto ad investigare sul ruolo della terza componente di tensione, quella attraverso lo spessore, con l'esecuzione di numerosi calcoli agli elementi finiti in 3D attribuendo, senza grande efficacia, l'anomalia ad un possibile effetto di triassialità più alto nei provini che non nella piastra. L'attenzione degli autori si è invece concentrata non sulla terza, ma sulla prima componente di tensione del campo di fondo intaglio, σ_x , che in un pannello caricato in trazione secondo una sola direzione potrebbe essere tanto diversa dalla seconda, σ_y , da inficiare il criterio della meccanica della frattura come teoria ad un sol parametro : il K_I .

VERIFICA DEL CAMPO ELASTICO

Il primo passo nello studio dei campi di tensione e deformazione davanti ad una cricca è stato, ovviamente, quello di verificare il modello teorico previsto dalle equazioni di Westergaard¹ ed Irwin² relative al modello ideale elastico :

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{K_I}{\sqrt{2 \pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{3\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \right) \\ \sigma_y &= \frac{K_I}{\sqrt{2 \pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{3\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \right)\end{aligned}\quad (1)$$

La geometria presa in considerazione per il calcolo numerico è quella di figura 1 relativa alla metà, per ragioni di simmetria, di un pannello rettangolare di altezza totale pari a 9.0 m e sezione di 1000x100 mm contenente una cricca superficiale, a metà altezza, profonda 200 mm. La geometria scelta riproduce la lastra oggetto della sperimentazione condotta presso il National Institute of Standard and Technology (NIST) di Gaithersburg, USA, nell'ambito del programma HSST Wide Plate Crack-Arrest Studies³ finanziato dalla US NRC ai laboratori di Oak Ridge, Tennessee. Scegliendo tale geometria si sarebbe potuto disporre di una solida base sperimentale riguardante, in particolare, quelle apparenti anomalie riscontrate sui grossi pannelli che per la prima volta attribuivano valori di tenacità molto più elevati, da 3 a 4 volte, ai grossi spessori rispetto ai piccoli provini tipo Compact (CT) 1T e 2T. I calcoli sono stati eseguiti facendo uso del codice agli elementi finiti (EF) MARC. Gli elementi usati sono del tipo a quattro nodi e quattro punti di Gauss. Le dimensioni minime della mesh attorno all'apice della cricca erano di soli 0.2 mm al fine di cogliere con sufficiente accuratezza la singolarità $1/\sqrt{r}$ di fondo cricca. La figura 2 mostra un dettaglio della mesh di fig. 1 attorno al vertice della cricca. Il materiale

considerato per il calcolo è un acciaio al carbonio tipo A 533 Gr B con snervamento pari a 420 MPa. Per la verifica del campo elastico dato dalle (1) la lastra è stata caricata lungo il suo asse maggiore con una tensione di soli 9.2 MPa al fine di evitare la generazione di una qualche zona plastica di fondo intaglio. I risultati sono visibili in figura 3. Si può vedere come le tensioni σ_x e σ_y vadano proprio secondo $1/\sqrt{r}$ con un valore del K_I pari a $9.5 \text{ MPa}\sqrt{m}$ contro uno teorico di $10 \text{ MPa}\sqrt{m}$. Si nota anche che la σ_x e la σ_y sono assai vicine tra loro ma non proprio coincidenti come invece vorrebbero le (1) per $\theta=0$. Ciò in quanto il caso teorico rappresentato dalle (1) si riferisce ad una lastra infinita caricata biassialmente mentre quello esaminato agli EF riguardava una condizione di carico monoassiale. Per un tale caso la prima delle (1) andrebbe modificata aggiungendovi il termine costante $-\sigma_{ox}$ responsabile proprio della leggera discrepanza tra le due tensioni trovata con il calcolo numerico. Di fatti, introducendo nel calcolo agli EF la seconda componente esterna di trazione le due tensioni si sovrappongono perfettamente come si può vedere in figura 4.

VERIFICA DEL CAMPO ELASTO-PLASTICO

Una volta verificata l'accuratezza del calcolo agli EF nel caso lineare elastico si è passati allo studio dell'andamento delle tensioni e deformazioni in quello elastoplastico. La caratteristica tensione vera-deformazione vera dell'acciaio usato è quella di figura 5 con un coefficiente d'incrudimento n pari a 0.136. La tensione esterna applicata secondo l'asse delle y in direzione ortogonale al piano di giacenza della cricca era pari a 260 MPa. Questa volta un vistoso enclave plastico si è prodotto sul fondo cricca nella forma di lobi aventi un'inclinazione di circa 60° sull'asse x della cricca, come si può vedere in figura 6. L'estensione della zona plastica lungo l'asse x è di circa 20 mm. L'entità delle deformazioni è molto modesta come si può osservare dall'andamento delle tre componenti $\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z$ in figura 7. Ciò rispecchia le previsioni teoriche di Rice⁴ come pure l'esistenza del picco di deformazione, v. fig. 7, contenuto entro una distanza di 0.2 mm pari proprio al CTOD calcolato numericamente. Ciò che è interessante notare è che le tensioni σ_x e σ_y all'interno dell'area plastica, figura 8, sono esattamente descrivibili attraverso il campo di Hutchinson⁵ Rice e Rosengren⁶ :

$$\sigma_{ij} = J^{\frac{n}{n+1}} r^{-\frac{n}{n+1}} F_{ij}(\theta) \quad (2)$$

in cui n vale proprio 0.136 ovvero rappresenta il coefficiente d'incrudimento del materiale. Ciò che però lascia alquanto perplessi è che per $\theta = 0$ esse non sono affatto eguali così come non lo erano nel caso lineare elastico. Questa volta la differenza, $-\sigma_{ox}$, è piuttosto notevole, dell'ordine di 500 MPa e permane anche fuori della zona plastica, ridotta, ma pur sempre notevole, come si osserva in figura 9 in cui viene presentato l'intero campo davanti alla cricca sino ad una distanza di 300 mm. La scoperta di una tale diversità tra le due tensioni porta chiaramente a ritenere che la meccanica della frattura nelle condizioni studiate non è più una teoria ad un sol parametro necessitando del secondo parametro $-\sigma_{ox}$ per descrivere compiutamente il campo delle tensioni. Ritenendo che ciò potesse essere determinato dall'eccessivo valore del K_I applicato, circa $290 \text{ MPa}\sqrt{m}$, si è pensato di ridurre la tensione esterna a 142 MPa con il che il K_I corrispondente passava a soli $154 \text{ MPa}\sqrt{m}$. Anche in questo caso la zona plastica si sviluppa secondo lobi a 60° con un picco di deformazione concentrato, come si vede in figura 10, ed

anche ora il campo delle tensioni, figura 11, è perfettamente descrivibile con l'equazione (2) dando ad n il valore 0.136. Permane ancora, però, la non eguaglianza tra le due tensioni σ_x ed σ_y .

CONCLUSIONI

L'analisi agli EF del pannello con cricca laterale ha fornito risultati che, in campo lineare elastico, sono perfettamente in accordo con quanto previsto dalle equazioni classiche del campo di fondo intaglio, v. eq. (1). Si evidenzia che nel caso di carico esterno monoassiale la prima componente di tensione σ_x si discosta dalla seconda σ_y di una quantità $-\sigma_{ox}$ molto piccola che si annulla con l'inserimento della seconda componente di carico esterno. Anche nel caso elastoplastico i risultati numerici sono in accordo con quanto previsto da Rice teoricamente, ma questa volta la differenza $-\sigma_{ox}$ tra le due tensioni principali non è più trascurabile. Essa è così notevole da indurre a pensare che la teoria della meccanica della frattura non sia più ad un sol parametro. In tali condizioni è certamente lecito chiedersi se due situazioni diverse per geometria, lunghezza di cricca e stato tensionale risultanti però in uno stesso valore di K_I possano davvero ritenersi ancora simili dal punto di vista della meccanica della frattura, quando in una le due tensioni σ_x e σ_y sono eguali e nell'altra non lo sono più soltanto perchè lo stato di tensione esterno non è più biassiale, ma monoassiale. Certamente non lo devono essere e gli esperimenti di Gaithersburg lo confermerebbero.

BIBLIOGRAFIA

- (1) Westergard, H.M., Journal of Applied Mechanics, A, 49, June 1939
- (2) Irwin, G.R., "Analysis of Stress and Strain near the End of a Crack Traversing a Plate", Journal of Applied Mechanics, 24, pp. 361-364, 1957
- (3) Naus, D.J., et al., "High Temperature Crack-Arrest Behaviour in 152-mm-Thick SEN Wide Plates of Quenched and Tempered A 533 Grade B Cl.1 Steel", US NRC NUREG/CR-5450, OAK RIDGE, 1989
- (4) Rice, J.R., Johnson, M.A., "The Role of Large Crack Tip Geometry Changes in Plane Strain Fracture", Inelastic Behavior of Solids, pp. 641-672, McGraw-Hill, New York, 1977
- (5) Hutchinson, J.W., "Singular Behavior at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material", Journal of Mech. & Phys. Solids, Vol 15, 1968
- (6) Rice, J.R., Rosegren, G.F., "Plane Strain Deformation near a Crack Tip in a Power Law Hardening Material", J. Mech. & Phys: Solids, Vol 16, pp. 1-12, 1968

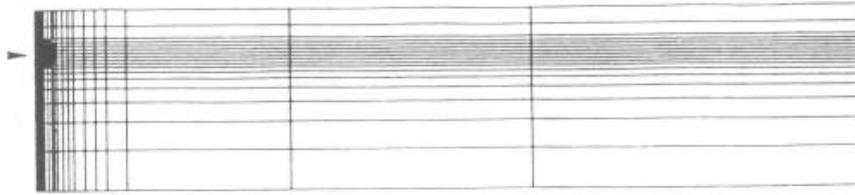


Fig. 1 Schematizzazione agli E.F. della metà del pannello considerato

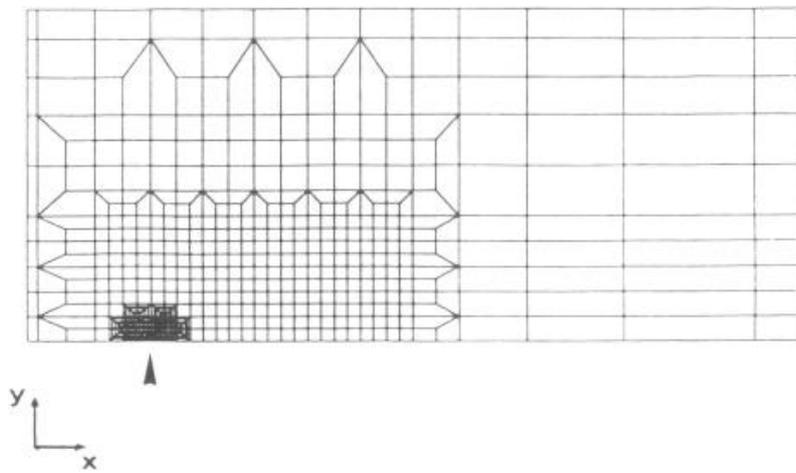


Fig. 2 Dettaglio della mesh di fondo cricca

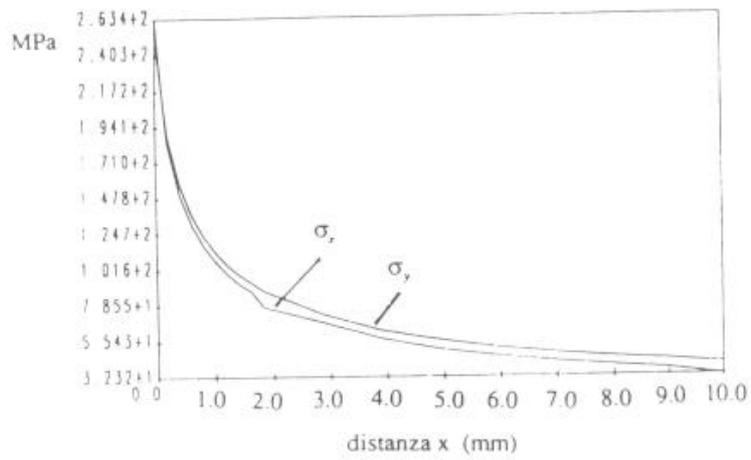


Fig. 3 Caso monassiale: andamento delle tensioni davanti alla cricca in regime lineare elastico

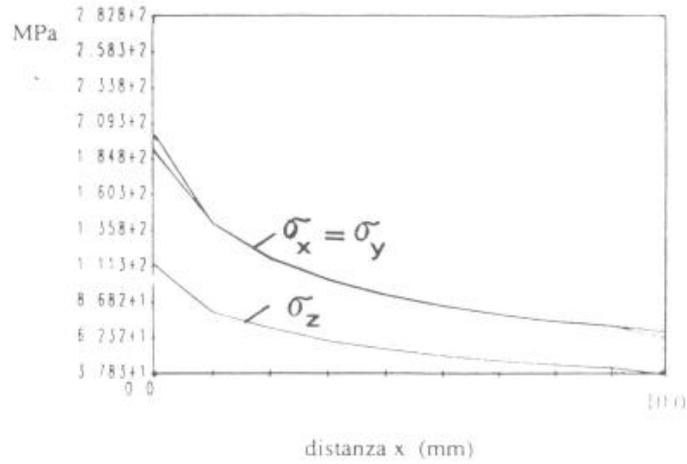


Fig. 4 Caso biassiale: andamento delle tensioni davanti alla cricca in regime lineare elastico

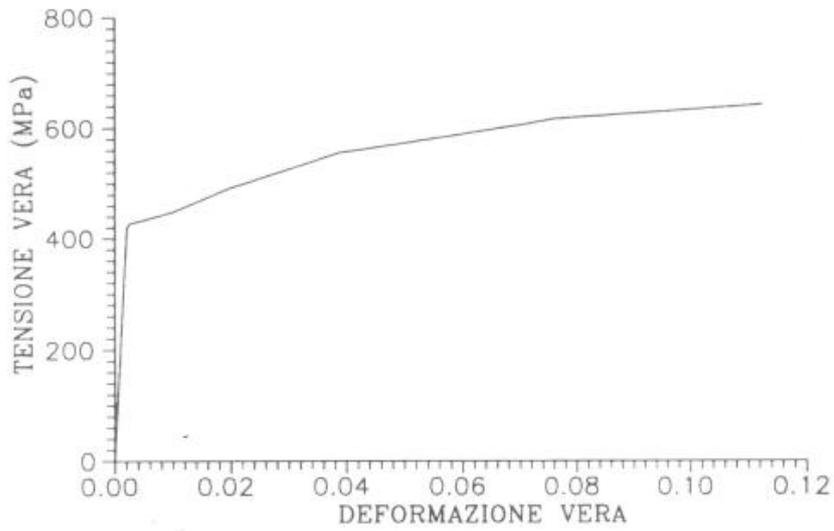


Fig. 5 Caratteristica tensione vera-deformazione vera dell'acciaio usato nell'analisi

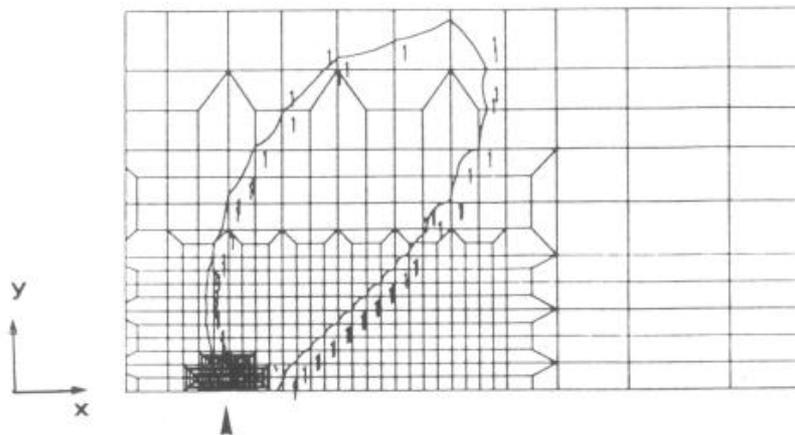


Fig. 6 Sviluppo della zona plastica di fondo cricca. Caso monoassiale con tensione remota di 260 MPa

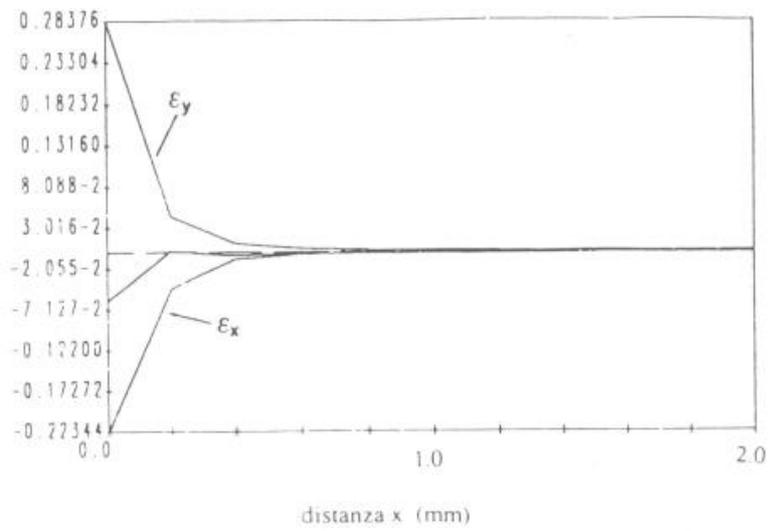


Fig. 7 Andamento delle deformazioni plastiche di fondo cricca

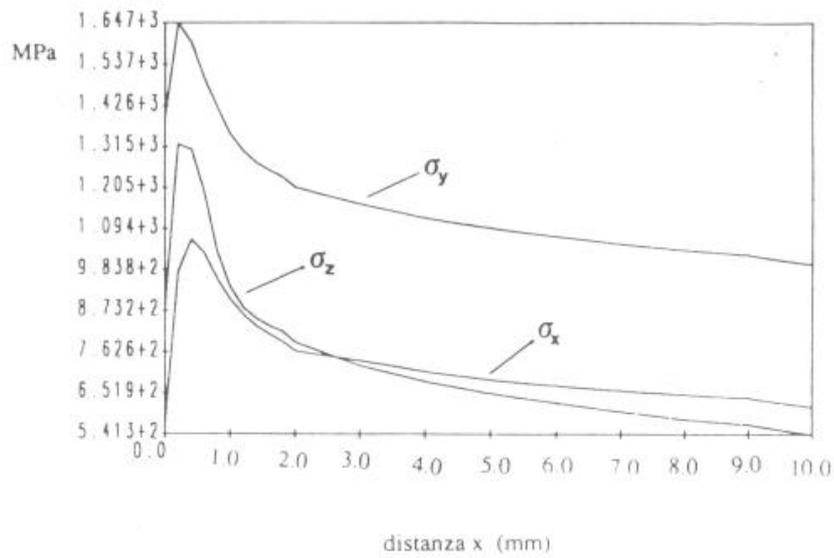


Fig. 8 Andamento delle tensioni di fondo cricca

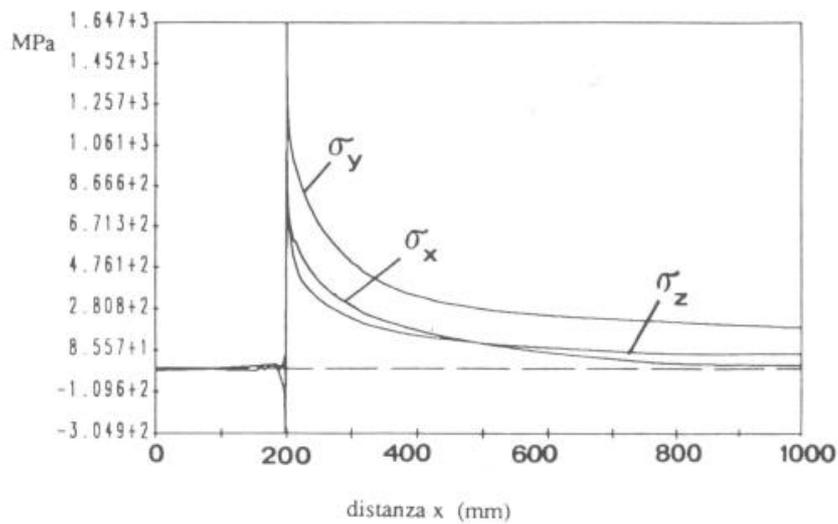


Fig. 9 Andamento del campo delle tensioni elastoplastiche lungo tutta la sezione del pannello

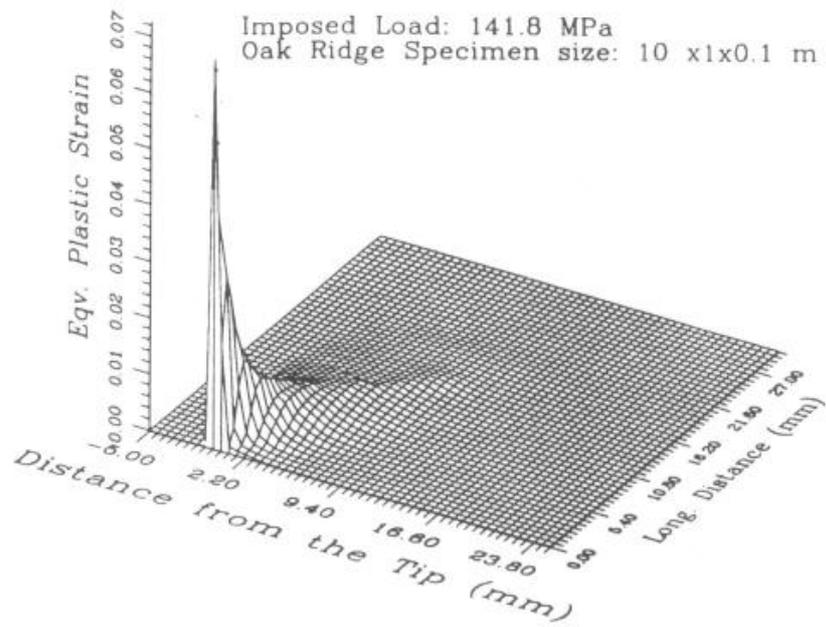


Fig. 10 Sviluppo delle deformazioni plastiche di fondo cricca.
Caso monoassiale con tensione remota di 142 MPa

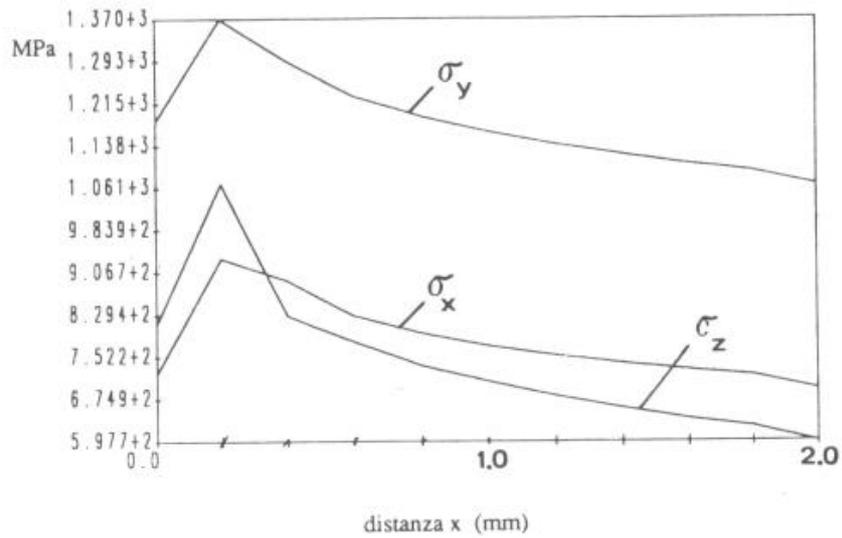


Fig. 11 Andamento delle tensioni di fondo cricca