

IGF10 - X Convegno Nazionale
Gruppo Italiano Frattura
Torino, 8 - 10 giugno 1994

PROPAGAZIONE DUTTILE DELLA FRATTURA NEL DANNEGGIAMENTO MECCANICO

S. Venzi
F. Dodi
R. Tagliaferri
SNAM S.p.A., Direzione Ricerca e Sviluppo
San Donato Milanese MI

P. Venzi
Università "La Sapienza"
Roma

SOMMARIO

Una delle cause di rottura di tubazioni è il danneggiamento meccanico da parte di macchine operatrici; l'ammaccatura con incisione è il tipo di danneggiamento più grave e complesso perché implica anche il degrado delle caratteristiche meccaniche in funzione della gravità del danno. In un tubo, per effetto della pressione interna, l'ammaccatura tende ad essere espulsa; durante l'espulsione, una piccolissima cricca, che di solito si forma al di sotto dell'incisione, si propaga per lacerazione duttile. L'entità della propagazione duttile è, in questo caso, notevole ed è il parametro fondamentale per conoscere il carico critico per la struttura. La Meccanica della Frattura, mediante l'applicazione della teoria cinematica, fornisce una relazione tra spostamento e profondità del difetto in funzione del CTOA del materiale. Per semplicità, il problema è stato inizialmente affrontato con uno schema bidimensionale. Il comportamento dell'ammaccatura con graffio è simulato dal comportamento di un provino SEN pre-deformato in flessione e sottoposto a trazione attraverso due fori. Questo equivale ad associare l'ammaccatura ad un anello, incernierato in due punti ad un provino SEN pre-deformato. La pressione interna agisce prevalentemente come un carico di trazione applicato attraverso le due cerniere. I risultati sperimentali ed in particolare i diagrammi carico-spostamento di questi provini (che presentano in

alcuni casi due massimi) sono previsti con buona approssimazione dall'applicazione della teoria cinematica. Il modello è stato verificato con buoni risultati anche su un gran numero di prove in piena scala pubblicate in letteratura.

LISTA DEI SIMBOLI

- a: lunghezza della cricca in una provetta
 A_C : area del provino Charpy
B: spessore della provetta
 b_0 : ligament del provino Charpy
2c: lunghezza del difetto in senso longitudinale
 $CTOD_i$: crack tip opening displacement all'innescò
CTOA: crack tip opening angle
 C_V : energia di rottura di una provetta Charpy
d: profondità dell'intaglio (o graffio o difetto)
D: profondità dell'ammaccatura
E: energia necessaria per completare la rottura di una provetta
F: forza
J: integrale J
K: fattore di intensificazione degli sforzi, tenacità
L: spostamento del punto di applicazione del carico
M: momento applicato
 M_0 : momento di collasso plastico
Q: parametro Battelle
 r_0 : fattore rotazionale indicante il centro di istantanea rotazione
R: raggio del tubo
S: semi-distanza delle cerniere della provetta indeformata
t: spessore della parete del tubo
U: energia spesa per rompere le provette
W: altezza della provetta
x, y: assi di riferimento iniziali
 x', y' : assi di riferimento secondo il profilo di frattura
Y: funzione di cedevolezza
 α : rotazione
 β : coefficiente di separazione dell'energia di innescò e di propagazione
 θ : angolo di deformazione
 σ_f : flow stress
 σ_H : tensione circonferenziale
 σ_R : tensione di rottura
 σ_Y : tensione di snervamento

INTRODUZIONE

Gran parte delle rotture di tubazioni interrate (gasdotti, oleodotti, acquedotti) è causata dall'interferenza di mezzi meccanici operanti in prossimità delle linee.

Il danneggiamento meccanico conseguente si classifica normalmente in: perforazione, ammaccatura, graffio e ammaccatura con graffio. Tra questi tipi di danneggiamento quello di cui è più difficile stabilire la gravità è l'ammaccatura con graffio.

Di questo tipo di danno tratterà il presente articolo ed in particolare si considererà il comportamento di una ammaccatura lunga rispetto al diametro della tubazione (riconducibile a un modello bidimensionale, piano nelle deformazioni), all'aumentare della pressione interna. Il tema, affrontato più volte in passato, è stato risolto in maniera empirica o semi-empirica da Battelle [1] e British Gas [2].

Queste trattazioni, tuttavia, non sono soddisfacenti per il non buon accordo con i dati sperimentali e per la grossolana trattazione teorica.

Sussistono due ordini di motivi per cui le trattazioni precedenti non sono teoricamente soddisfacenti:

1. gli acciai per pipelines sono normalmente caratterizzati rispetto alla tenacità da un valore di energia Charpy, che non è facilmente correlabile con parametri della meccanica della frattura tradizionale $\left(K, J, \frac{dJ}{da} \right)$;
2. gli acciai per pipelines sono ad alta tenacità e lo spessore delle tubazioni è normalmente compreso tra 7 e 16 mm. In queste condizioni la teoria dell'integrale J non è strettamente applicabile.

Il modello presentato qui di seguito si basa sulla teoria cinematica della frattura, che è applicabile anche in questi casi.

ANALISI DELLA LETTERATURA

La ricerca sul comportamento di tubazioni di acciai in pressione, danneggiate meccanicamente, è stata portata avanti nell'ambito dell'industria del gas. Le ricerche più importanti sono state condotte negli Stati Uniti dal Battelle Memorial Institute ed in Europa da British Gas. Queste due ricerche hanno prodotto i modelli che saranno brevemente illustrati.

Modello British Gas

Il modello si basa sulla teoria della Meccanica della Frattura classica per descrivere la rottura di un difetto in un tubo ammaccato. Applicando il modello di Dugdale, Heald propone, per un difetto superficiale [3]:

$$K_c = Y \cdot \sigma_f \cdot \left[\frac{8 \cdot d}{\pi} \cdot \ln \sec \left(\frac{\sigma}{\sigma_f} \cdot \frac{\pi}{2} \right) \right]^{1/2} \quad (1)$$

dove K è il fattore di intensificazione degli sforzi lineare elastico, Y è la funzione di cedevolezza, d la profondità massima del difetto, σ è la sollecitazione applicata e σ_f è il flow stress del materiale. Per quantificare la cedevolezza Y , per un difetto in una ammaccatura il modello usa il principio di sovrapposizione degli effetti su K per un difetto superficiale in una lastra piana in tensione (Y_1) e in flessione (Y_2). Questo dovrebbe simulare l'effetto combinato di sforzo membranale e flessionale su un difetto in un ammaccatura:

$$K_c = K_m + K_f \quad (2)$$

$$K_c = Y_1 \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot d} + Y_2 \cdot \frac{6M \cdot \sqrt{\pi \cdot d}}{t^2} \quad (3)$$

dove σ è lo sforzo di trazione, M è il momento agente per unità di spessore e t è lo spessore della parete.

$$Y_1 = 1,12 - 0,23 \cdot \left(\frac{d}{t} \right) + 10,6 \cdot \left(\frac{d}{t} \right)^2 - 21,7 \cdot \left(\frac{d}{t} \right)^3 + 30,4 \cdot \left(\frac{d}{t} \right)^4 \quad (4a)$$

$$Y_2 = 1,12 - 1,39 \cdot \left(\frac{d}{t} \right) + 7,32 \cdot \left(\frac{d}{t} \right)^2 - 13,1 \cdot \left(\frac{d}{t} \right)^3 + 14,0 \cdot \left(\frac{d}{t} \right)^4 \quad (4b)$$

Le relazioni che correlano le tensioni in una piastra, in tensione e flessione, e lo sforzo circonferenziale in un tubo ammaccato, si possono approssimare come segue [4]:

$$\sigma = \sigma_H \cdot \left[1 - 1,8 \cdot \left(\frac{D}{2R} \right) \right] \quad (5)$$

$$M = 1,7 \cdot \sigma_H \cdot R \cdot t \cdot \left(\frac{D}{2R} \right) \quad (6)$$

dove σ_H è lo sforzo membranale nominale $\left(\frac{PR}{t} \right)$, R il raggio del tubo e D la massima profondità dell'ammaccatura. Combinando le equazioni 1, 3, 4, 5 e 6 si ottiene la seguente espressione per lo sforzo critico:

$$\sigma_{H_{\text{crit}}} = \frac{2}{\pi} \sigma_f \cdot \arccos \left\{ \exp \left[- \frac{K_c^2 \cdot \pi}{8 \cdot d \cdot \sigma_f^2} \cdot \left(Y_1 \cdot \left(1 - 1,8 \cdot \frac{D}{2R} \right) + Y_2 \cdot \left(10,2 \cdot \frac{R}{t} \cdot \frac{D}{2R} \right) \right) \right]^{-2} \right\} \quad (7)$$

dove K_c esprime la tenacità del materiale. Normalmente, gli acciai per pipelines sono caratterizzati rispetto alla tenacità con una prova Charpy.

Gli autori ricorrono alla seguente relazione, di natura empirica, tra K_c e C_V :

$$K_c^2 = \frac{12 \cdot E}{A_c} \cdot \exp \left[\frac{\ln(C_V) - 1,9}{0,57} \right] \quad (8)$$

dove C_V è l'energia assorbita in una prova Charpy V espressa in [ft · lbf], A_c è l'area del provino Charpy espressa in [in]²; K_c risulta quindi espresso in [lbf · in^{1/3}]. Gli autori suggeriscono poi di usare un flow stress definito come:

$$\sigma_f = 1,15 \cdot \sigma_Y \cdot \left(1 - \frac{d}{t} \right) \quad (9)$$

al posto di quello normalmente usato:

$$\sigma_f = \frac{\sigma_Y + \sigma_R}{2}$$

Modello Battelle

Basandosi su numerosi dati sperimentali, Battelle [1] considera il parametro Q, così definito:

$$Q = \frac{C_V}{\left[\frac{D}{2 \cdot R} \cdot 2c \cdot \frac{d}{t} \right]} \quad (10)$$

dove c è la semi-lunghezza del difetto. L'autore propone la correlazione seguente:

$$\sigma_{H_{\text{crit}}} = \sigma_f \cdot \frac{(Q - 300)^{0,6}}{90} \quad (11)$$

dove Q è espresso in [ft · lbf / in] e C_V si riferisce a un provino con $A_C = 0,083 \text{ in}^2 (C_{V2/3})$.

Si noti che la correlazione (puramente empirica) non è utilizzabile per valori di $Q < 300$ e si applica solo al caso tradizionale che non sarà considerato in questo rapporto.

NUOVO MODELLO

I modelli precedentemente illustrati non sono soddisfacenti perché puramente empirici o perché basati su teorie inadeguate nel caso di materiali duttili. In particolare, la teoria di British Gas non considera la crescita subcritica del difetto durante l'espulsione dell'ammaccatura, fenomeno che invece ha una notevole influenza sulla modalità di rottura.

La teoria cinematica rimuove questa limitazione in quanto descrive il comportamento di difetti sottoposti a grandi spostamenti.

Teoria cinematica

La teoria cinematica è presentata in dettaglio nei rif. [5] e [6]; qui daremo solo i concetti e le formule fondamentali.

La teoria cinematica si basa su tre ipotesi:

- materiale elastico perfettamente plastico;
- rotazione infinitesimale attorno ad un centro di rotazione definibile sperimentalmente o teoricamente con la teoria delle slip-lines;
- costanza dell'angolo di propagazione della frattura (CTOA).

Queste ipotesi, abbinate alla cinematica dei corpi rigidi, permettono di avere una equazione in più rispetto a quelle della Meccanica della Frattura classica.

Esiste, infatti, in queste ipotesi, una relazione ben definita tra profondità della cricca e spostamento del punto di applicazione del carico; ciò permette:

- di misurare la tenacità utilizzando solo la curva carico-spostamento;
- di ottenere conferme puramente geometriche esaminando i profili di frattura.

Consideriamo una curva carico-spostamento del punto di applicazione del carico fino a completa rottura di una provetta intagliata deformata in flessione. Definiamo i seguenti integrali (fig. 1):

$$U(\bar{L}) = \int_0^{\bar{L}} F \cdot dL, \quad E(\bar{L}) = \int_L^{L_f} F \cdot dL \quad (12)$$

dove \bar{L} è un valore di spostamento qualsiasi dopo l'innescò e L_f è lo spostamento finale corrispondente alla completa rottura.

U è il lavoro compiuto fino al punto \bar{L} ed E è l'energia da fornire per completare la rottura della provetta. Nelle ipotesi della teoria cinematica della frattura si può scrivere [6]:

$$CTOA = 2 \cdot \arctg \left\{ r_0 \cdot \left[\frac{U_f - U(\bar{L})}{M(\bar{L})} \right] \right\} = \frac{0,675}{\sigma_Y} \cdot \frac{dJ}{da} \quad (13)$$

dove $r_0 = 0,45$ è il parametro rotazionale che indica il centro di istantanea rotazione, U_f l'energia totale necessaria per rompere la provetta e $M(\bar{L})$ il momento applicato in \bar{L} .

Inoltre:

$$U_i = U_f - \frac{M(a_0)}{r_0} \cdot \text{tg} \frac{CTOA}{2} \quad (13.1)$$

$$CTOD_i = r_0 \cdot (W - a_0) \cdot \frac{U_f - U_i}{M_i} = \frac{0,675}{\sigma_Y} \cdot J_i \quad (14)$$

dove W è l'altezza del provino, a_0 la lunghezza iniziale della cricca e l'indice i sta ad indicare il punto di innescò della propagazione.

$CTOA$ e $CTOD_i$ sono i due parametri di tenacità che, se noti, nella teoria cinematica, permettono di descrivere l'andamento della curva carico-spostamento [5], [6].

In rif. [6] viene proposta anche una relazione tra integrale J e $CTOA$, che è un tentativo di estendere l'uso dell'integrale J oltre il regime di propagazione della cricca ammesso dalla teoria.

La relazione è:

$$J = J_i + 2,963 \cdot \sigma_Y \cdot (a - a_0) \cdot \text{tg} \left(\frac{CTOA}{2} \right) \quad (15)$$

Verifica sperimentale della teoria cinematica su piccole provette

Poiché un difetto, in una ammaccatura in un tubo in pressione, è sottoposto contemporaneamente ad una sollecitazione di trazione e ad un momento flettente, si è verificata la validità della teoria cinematica prevedendo la curva carico-spostamento di provini sottoposti alla stessa combinazione di carico e confrontandola con quelle sperimentali.

Considerando il provino schematizzato in fig. 2:

$$D_0 = S_0 \cdot \sin \theta_0 \quad (16)$$

$$L_0 = S_0 \cdot \cos \theta_0 \quad (17)$$

poiché durante la prova S rimane circa costante ($S = S_0$) si può scrivere, per il teorema di Pitagora:

$$L = \sqrt{S_0^2 - D_0^2} - L_0 \quad (18)$$

$$D = \sqrt{S_0^2 - (L_0 + L)^2} \quad (19)$$

In questa prima fase si suppone che la rotazione α sia dovuta alla sola azione del momento flettente. Il momento applicato sarà quello di collasso plastico, cioè:

$$M_0 = 0,33 \cdot \sigma_Y \cdot B \cdot (W - a_0)^2 \quad (20)$$

da cui:

$$F = \frac{M}{D} = \frac{0,33 \cdot \sigma_Y \cdot B \cdot (W - a_0)^2}{\sqrt{S_0^2 - (L + L_0)^2}} \quad (21)$$

La rotazione α si può esprimere combinando le (15), (16), (17) e (18):

$$\alpha = \theta_0 - \theta = \theta_0 - \arctg \left[\frac{\sqrt{S_0^2 + (L + S_0 \cdot \cos \theta_0)^2}}{L + S_0 \cdot \cos \theta_0} \right] \quad (22)$$

$$a = a_0 \quad \text{per } \alpha < \alpha_i \quad (23)$$

$$a = W - (W - a) \cdot \cos(\alpha - \alpha_i)^{r_0} \cdot \exp\left[-\frac{r_0 \cdot (\alpha - \alpha_i)}{\tan\left(\frac{\text{CTOA}}{2}\right)}\right] \quad \text{per } \alpha < \alpha_i \quad (24)$$

All'aumentare dello spostamento L e quindi della rotazione α , la forza necessaria per produrre il momento M aumenterà e tenderà ad infinito per D tendente a zero. Questo naturalmente non può succedere e si ipotizza quindi che, quando la forza necessaria per produrre il momento M supera quella necessaria per il collasso della sezione in trazione, questo secondo meccanismo prevalga. Il passaggio dal collasso per flessione a quello per trazione avviene in un intervallo brevissimo e pertanto appare lecito, a favore di semplicità, considerare la sovrapposizione degli effetti, come risulta confermato dagli esperimenti.

La fase di trazione inizia quando:

$$F = \frac{M}{D} = F_T = 1,15 \cdot \sigma_Y \cdot B \cdot (W - a) \quad (25)$$

Quando $F > F_T$

$$F = 1,15 \cdot \sigma_Y \cdot B \cdot (W - a) \quad (26)$$

$$L = L_T + 2 \cdot (a - a_T) \cdot \tan\left(\frac{\text{CTOA}}{2}\right) \quad (27)$$

dove l'indice T sta ad indicare il punto in cui $F = F_T$.

La teoria cinematica permette di prevedere anche i profili di frattura per entrambe le fasi di propagazione (vedi figg. 3 e 4). Le coordinate dei profili di frattura rispetto agli assi x' e y' sono [5], [6]:

$$x' = a - a_0 \quad (28)$$

$$y' = \frac{\text{CTOD}}{2} + \int_0^W \tan\left[\frac{\text{CTOA}}{2} - (\alpha - \alpha_i)\right] \cdot da \quad (29)$$

La rotazione degli assi e quindi dei profili rispetto agli assi di riferimento iniziali x e y fornisce:

$$x = x' \cdot \cos \theta_0 + y' \cdot \sin \theta_0 \quad (30)$$

$$y = -x' \cdot \sin \theta_0 + y' \cdot \cos \theta_0 \quad (31)$$

Prove di laboratorio hanno mostrato un buon accordo tra la teoria e i dati sperimentali. A titolo di esempio, la fig. 5 riporta i confronti tra le curve sperimentali e teoriche e tra i profili sperimentali e quelli teorici. I parametri di tenacità ($CTOD_i$ e $CTOA$) sono determinati dalle curve carico-spostamento come descritto in precedenza.

Le caratteristiche di tenacità e lo snervamento effettivo durante la fase di flessione sono risultati dipendenti dall'angolo di predeformazione θ_0 (vedi fig. 5).

APPLICAZIONE DEI MODELLI A DATI DI LETTERATURA

Il nuovo modello basato sulla teoria cinematica, è stato confrontato con i risultati sperimentali di 132 ring test condotti da British Gas su anelli di tubo ammaccati, intagliati e poi pressurizzati fino a rottura. I dati disponibili da queste prove sono [2]:

Raggio del tubo: R

Spessore del tubo: t

Profondità dell'intaglio: d_0

Profondità iniziale dell'ammaccatura: D_0

Energia di rottura provino Charpy 2/3: $C_{V2/3}$

Snervamento: σ_Y .

Ai fini dell'applicazione della teoria cinematica è necessario conoscere l'angolo di deformazione iniziale θ_0 . Tale parametro è funzione della profondità dell'ammaccatura, del raggio del tubo, delle modalità di carico e vincolo.

Poichè tali informazioni non sono disponibili, si è proceduto ad una stima attraverso una serie di analisi ad elementi finiti, ipotizzando il modello descritto in fig. 8.

Considerando diversi livelli di pressione e vari rapporti diametro-spessore ($2R/t$), si è ricavata una relazione tra angolo θ_0 in prossimità della zona di concentrazione delle deformazioni plastiche e profondità dell'ammaccatura D :

$$\theta_0 = 2,375 \cdot \left(-1 + \sqrt{1 + 1462,75 \cdot \frac{D}{2R}} \right) \quad (32)$$

Tale espressione, ottenuta in condizioni di plane strain (ma le variazioni per plane stress sono minime), prevede unicamente la dipendenza dal rapporto profondità dell'ammaccatura-diametro $D/2R$, in quanto si assume l'indipendenza del rapporto diametro-spessore $2R/t$ (almeno per valori maggiori di 63, come mostrato in fig. 9a) e media tra le curve ottenute per $2R/t = 75$ a diversi valori di pressione (fig. 9b).

La relazione impiegata va perciò considerata di prima approssimazione, sia per le ipotesi adottate, sia perchè le condizioni di carico e vincolo dei test British Gas non sono note.

Per semplicità il rapporto energia-snervamento è stato considerato indipendente dalla deformazione iniziale (vedi fig. 5).

I parametri di tenacità $CTOD_i$ e $CTOA$ sono stati ricavati dall'energia totale $U_f = C_V$.

L'energia di innesco è per gli acciai considerati

$$U_i = \beta \cdot U_f \quad \text{con} \quad \beta = 0,5 \quad (33)$$

per β si è assunto un valore di 0,5 nell'ipotesi che l'angolo di innesco sia uguale all'angolo di propagazione. Questo dovrebbe essere vero per intagli arrotondati. Si ricava quindi:

$$CTOD_i = \frac{\beta \cdot C_V}{A_C \cdot \sigma_Y} \quad (34)$$

$$CTOA = 2 \cdot \arctan \left[\frac{r_0 \cdot (1 - \beta) \cdot C_V}{0,33 \cdot A_C \cdot \sigma_Y \cdot b_0 \cdot C_V} \right] \quad (35)$$

$$\alpha_i = \frac{CTOD_i}{(t - d_0) \cdot 2r_0} \quad (36)$$

dove A_C è l'area del provino Charpy, b_0 è il ligament del provino Charpy (si ipotizza che $CTOA_{C_V} = CTOA_{\text{anello}}$, poiché $(t - d_0) = b_0$).

A causa della rotazione $\alpha = \theta_0$ la cricca si propagerà fino a diventare

$$d_f = t - (t - d_0) \cdot \cos(\theta_0 - \alpha_i)^{r_0} \cdot \exp\left[-\frac{r_0 \cdot (\theta_0 - \alpha_i)}{\tan\left(\frac{\text{CTOA}}{2}\right)}\right] \quad (37)$$

La sollecitazione critica sarà quindi al massimo:

$$\sigma_C = 1,15 \cdot \sigma_Y \cdot \left(1 - \frac{d_f}{t}\right) \quad (38)$$

DISCUSSIONE

Il set di dati sperimentali British Gas comprende circa il 25% di dati per cui il rapporto d/t è $< 0,15$. In questi casi la teoria cinematica non è strettamente applicabile.

Per impiegare comunque il modello e questi dati si è considerata una tenacità C_Y , fittizia aumentando di circa il 30% il valore nominale.

Si tenga presente che i risultati sperimentali sono intrinsecamente molti dispersi. Una delle cause principali è probabilmente la modalità di preparazione del graffio per pressione.

Le previsioni dei due modelli si possono confrontare osservando le figg. 6 e 7. Si noti che nel set di dati analizzato le previsioni del modello proposto, nei due casi in cui la teoria è applicabile ($d/t > 0,15$), sono leggermente meno disperse di quelle del modello British Gas e più conservative. Al di fuori del campo di applicabilità della teoria ($d/t < 0,15$), con la correzione empirica citata, le previsioni presentano la stessa dispersione e sono conservative per circa l'80% dei casi.

CONCLUSIONI

Il presente rapporto anticipa una serie di attività sperimentali e numeriche volte a descrivere in maniera completa il fenomeno della propagazione duttile della frattura nel caso di danneggiamento meccanico delle tubazioni. Tali attività prevedono analisi numeriche elasto-plastiche in tre dimensioni della geometria reale, utilizzando il criterio dell'integrale J e quello della teoria cinematica, e prove sperimentali sia su provini che su strutture dal vero, al fine di calibrare i modelli numerici e verificare, tra l'altro, l'interpretazione del meccanismo di crescita del difetto presentata in questo articolo. A tal fine, si fa presente che l'angolo di deformazione iniziale θ_0 , in funzione dell'ammaccatura D e del raggio R, è introdotto, per ora, nel modello attraverso una stima di prima

approssimazione, che ne ha inteso cogliere l'andamento qualitativo e l'ordine di grandezza.

Un migliore inquadramento richiede infatti una precisa definizione delle condizioni di vincolo e di carico, oltre che dell'angolo di deformazione iniziale θ_0 , entrambi riferiti alla reale geometria della struttura.

Rispetto a questi intendimenti, il modello proposto si configura come una procedura semplificata, che tenta di interpretare tutti i fenomeni di meccanica della frattura coinvolti.

BIBLIOGRAFIA

- [1] W.A. Maxey - "Outside force defect behaviour" - 7th Symposium on Line Pipe Research, Houston, Texas, October 1986, Paper 14, American Gas Association
- [2] P. Hopkins - "The significance of mechanical damage in gas transmission pipelines: a literature review for the european pipeline research group" - British Gas report ERS R3643, April 1987
- [3] P.T. Heald - "Post Yield Fracture Mechanics" - Mat. Sc. and Eng. - 10, 129, 197
- [4] R.W.E. Shannon - "The Mechanics of Low Stress Failure which occur as a results of Severe Mechanical Interference - A Preliminary Hypothesis" - ERS. R. 571, October 1973
- [5] S. Venzi et al.- "Leggi generalizzate di variazione del J con il ligament" - IGF9 IX Convegno Nazionale, Roma, 2-4 giugno 1993
- [6] A. Martinelli et al. - "Tearing modulus, J-integral, CTOA and form of crack profiles obtained from the load-movement curve only" - In corso di pubblicazione

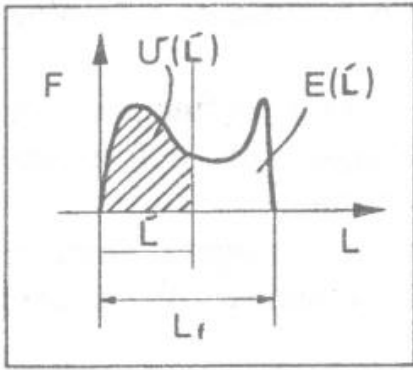


Fig.1 - Definizione delle energie U ed E da una curva carico-spostamento (per un provino di fig.2)

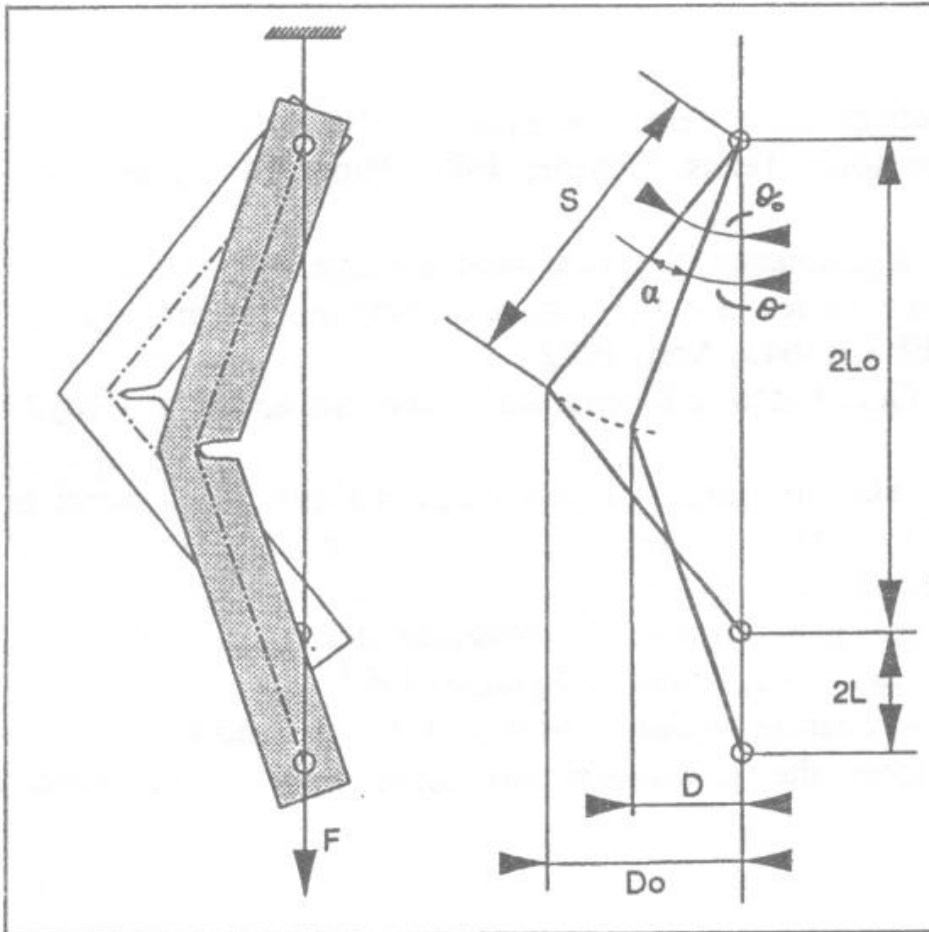


Fig. 2 - Schema del provino e delle modalita' di carico

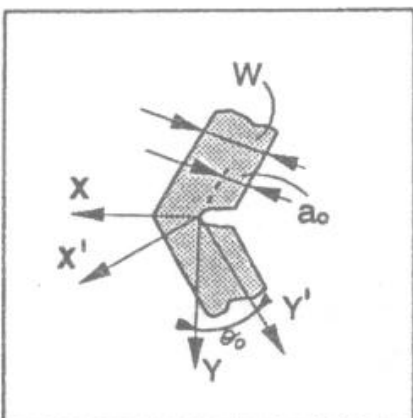


Fig. 3 - Sistemi di riferimento per il calcolo e la misura dei profili di frattura

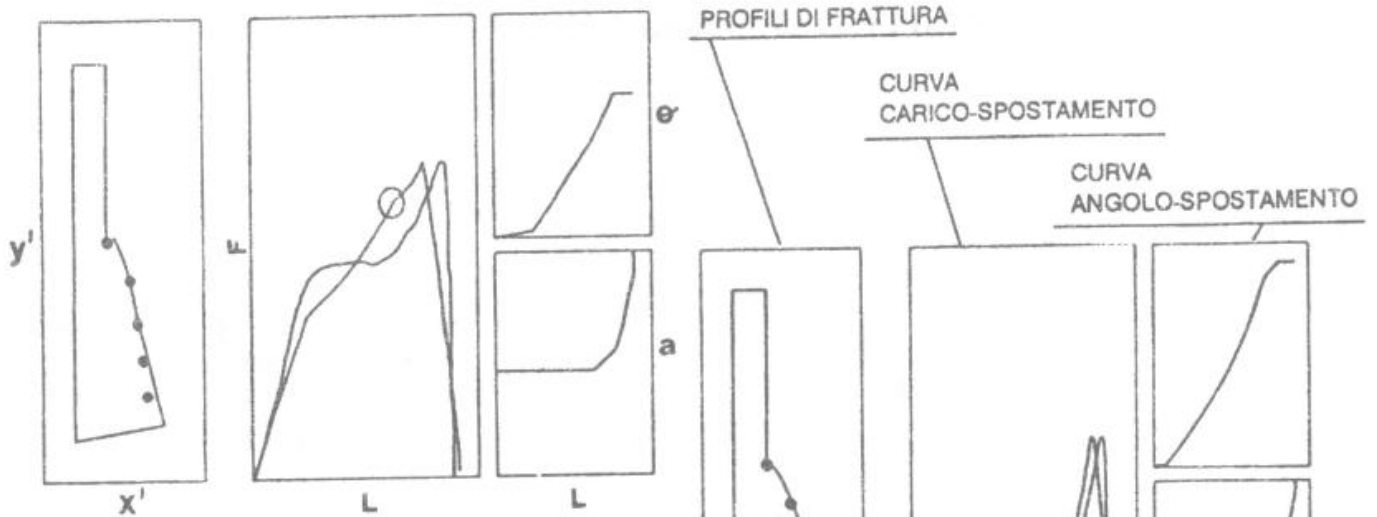


Fig.4a

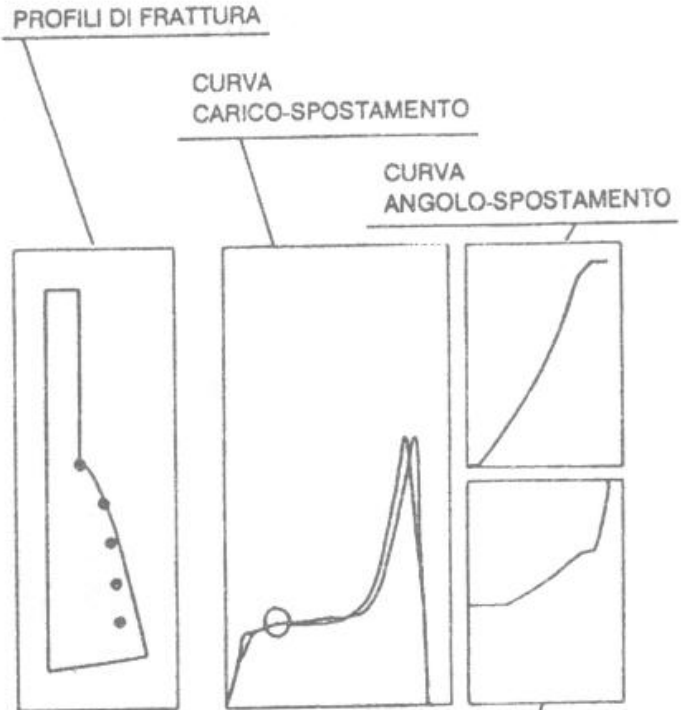


Fig.4b

CURVA LUNGHEZZA
CRICCA-SPOSTAMENTO

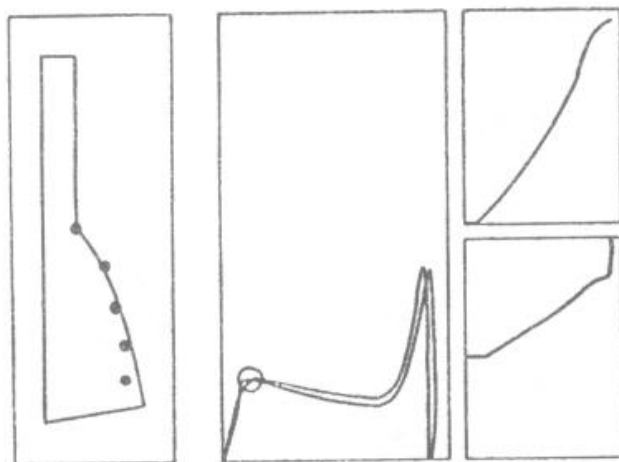


Fig.4c

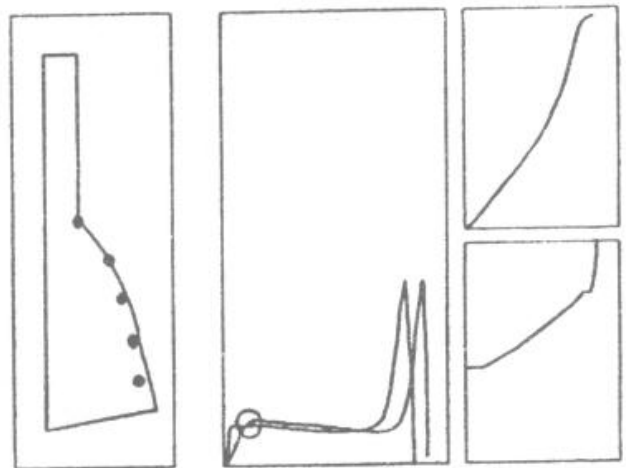
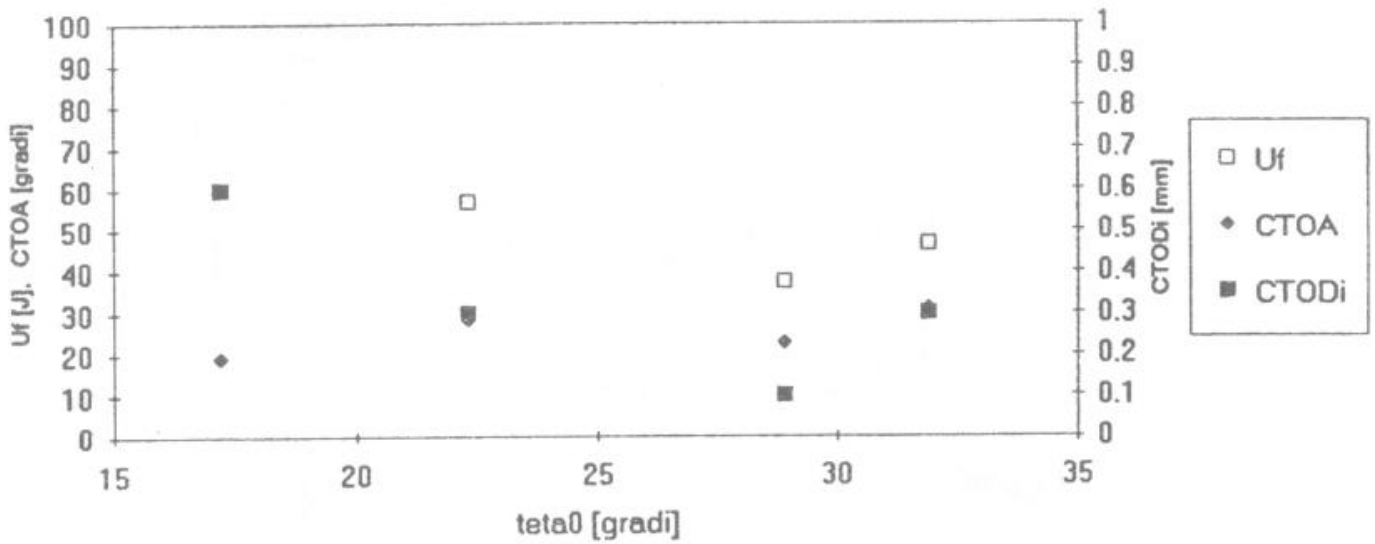


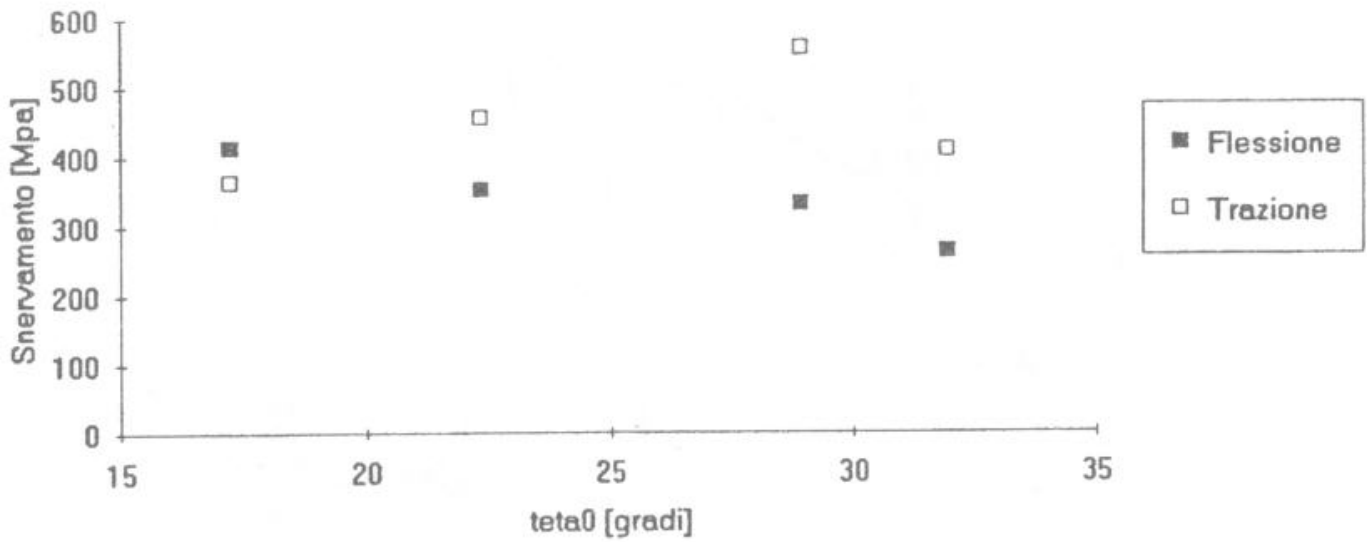
Fig.4d

Fig. 4a.b.c.d. - Confronto tra curve sperimentali e teoriche e tra profili sperimentali e teorici di prove di laboratorio

Effetto della predeformazione

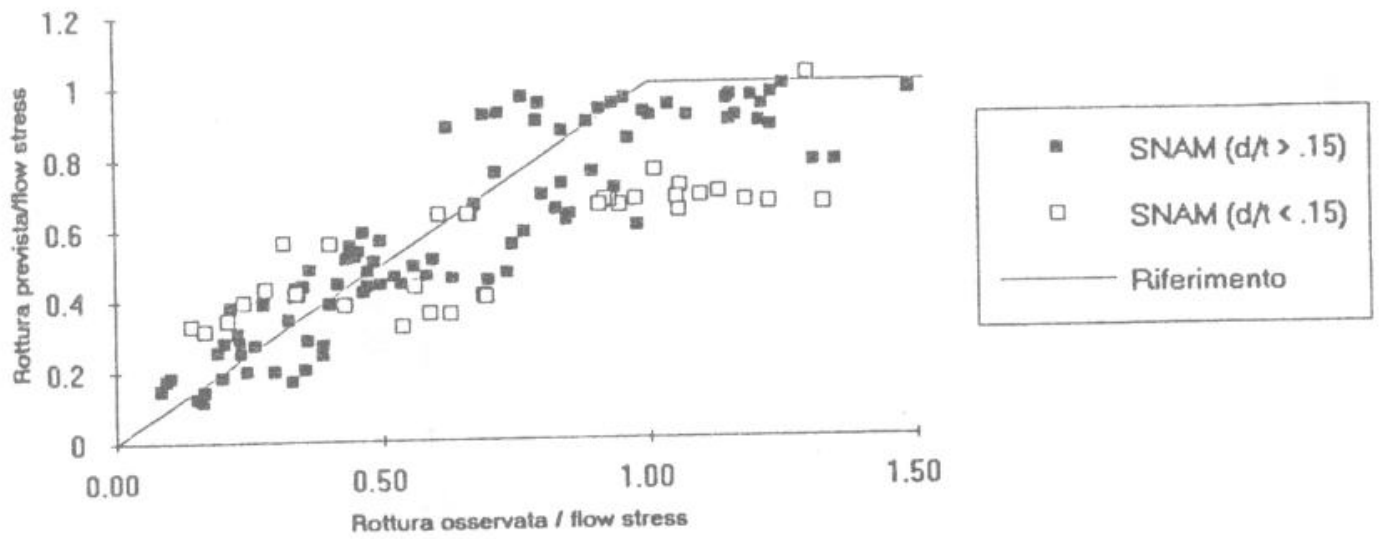


Effetto della predeformazione



Figg.5a - 5b - Effetto della predeformazione sulla tenacita' e sullo snervamento

Previsioni del modello SNAM



Previsioni del modello B.G.

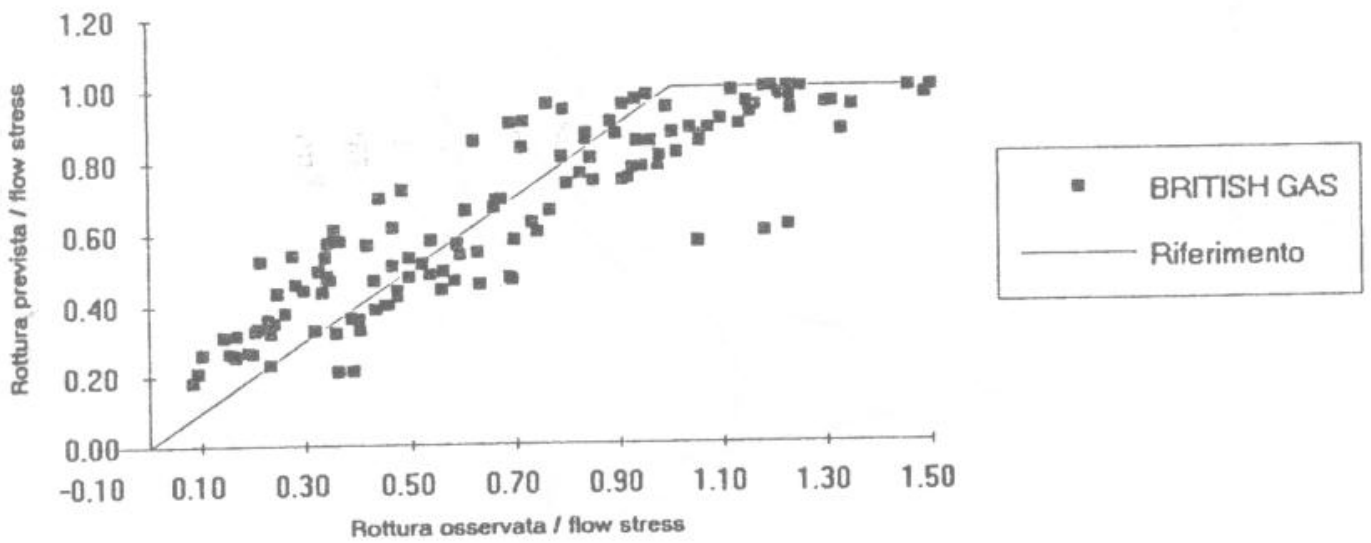


Fig. 6a - 6b - Sforzi di rottura misurati e previsti da due modelli

Distribuzione dei dati

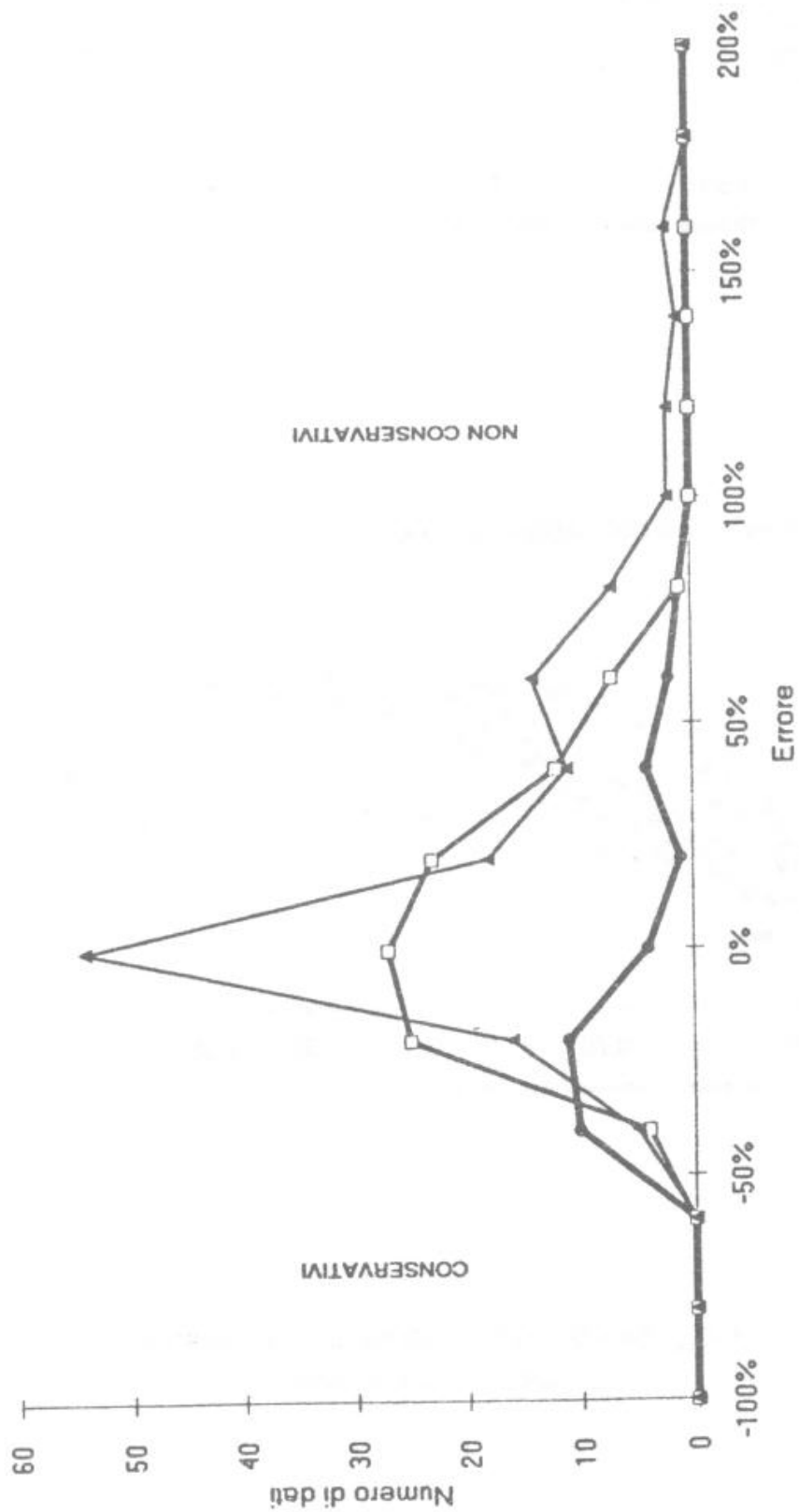
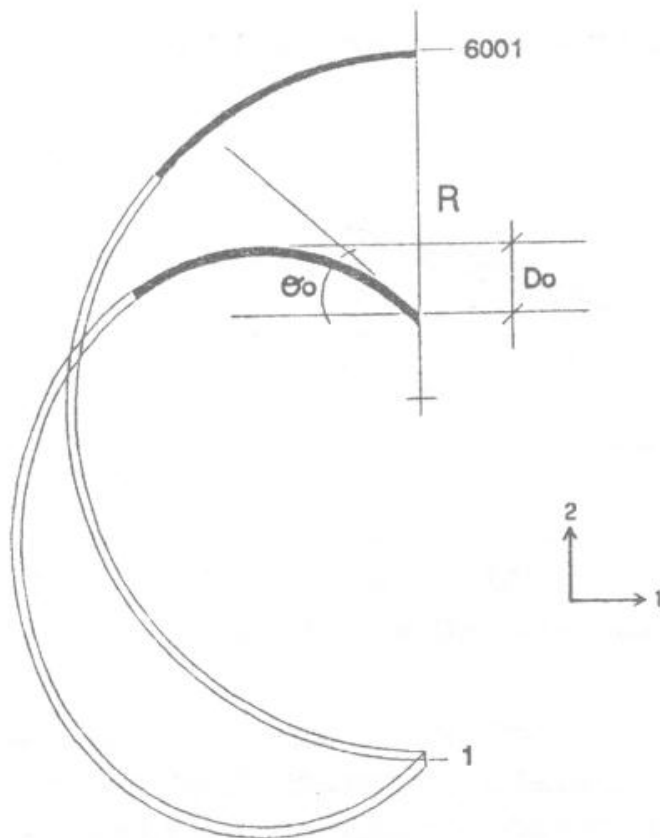


Fig. 7 - Distribuzioni degli errori per i due modelli



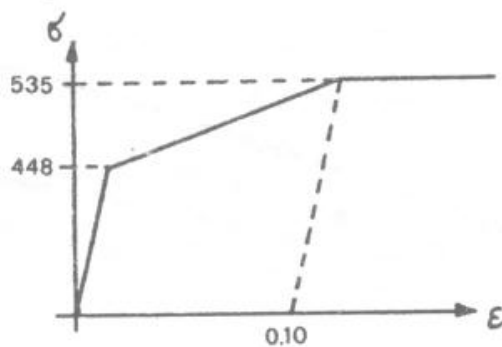
GEOMETRIA: modello 2D - simmetria rispetto l'asse 2

VINCOLI:

- condizioni di simmetria; più vincolo in direzione verticale (2) per un nodo del modello

MATERIALE:

- $E= 206000 \text{ MPa}$, $\nu = 0.3$, incrudimento cinematico bilatero: (448.,0.);(530.,0.10)



ELEMENTI:

- plane strain CPE4R a 4 nodi, con integrazione ridotta

CARICHI IMPOSTI:

1. pressione interna
2. abbassamento concentrato nel nodo 6001

Fig.8: modello FEM impiegato per la stima dell'angolo iniziale

PROGRAMMA DI CALCOLO: ABAQUS versione 4.9, di Hibbit, Karlsson, Sorensen, INC..

ELABORATORE:work-station RISC/6000 IBM - 520; 16 Mb di RAM, 64 Mb di memoria virtuale, 1 Gb di disco fisso.

Angolo iniziale per una pressione di 70 bar

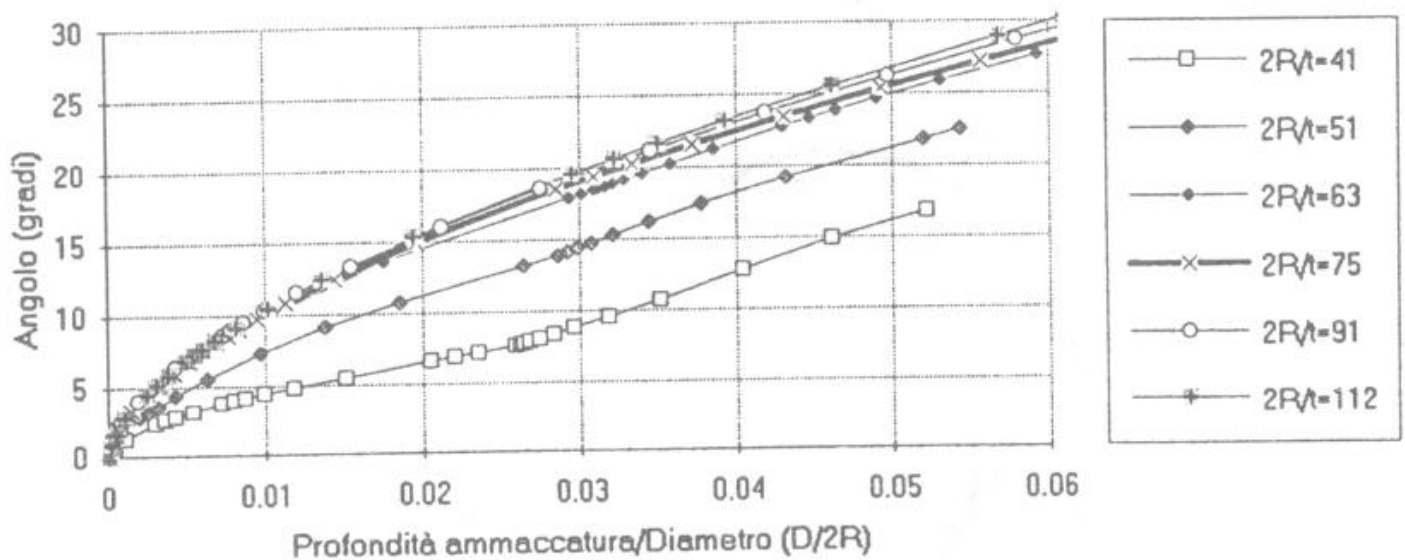


Fig. 9a - Andamento dell'angolo iniziale Θ_0 per diversi valori del rapporto diametro-spostamento ($2R/t$), nel caso di anello caricato con pressione $P=70$ bar

Angolo iniziale al variare della pressione ($2R/t=75$)

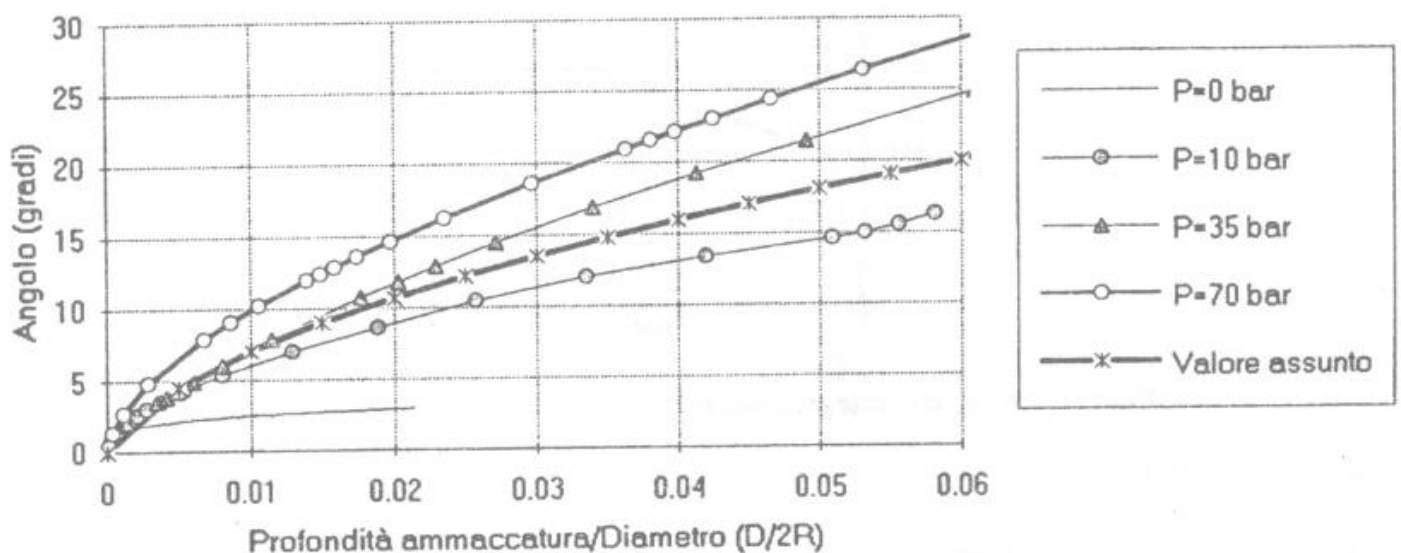


Fig. 9b - Andamento dell'angolo iniziale Θ_0 per diversi livelli di pressione, nel caso di anello con rapporto diametro-spostamento pari a 75
La curva "valore assunto" rappresenta quella impiegata nel modello di calcolo