

IGF6 - VI Convegno Nazionale
GRUPPO ITALIANO FRATTURA
Ancona, 7-8 Giugno 1990

QUALIFICA DI CONDOTTE DANNEGGIATE CON TECNICHE DI MECCANICA
DELLA FRATTURA - APPROCCIO AFFIDABILISTICO

M. Beranger, R. Bruschi, G. Curti
SNAMPROGETTI S.p.A.
Offshore Division
P.O. Box 97 - 61032 FANO
Tlx 560279 - Tfx (0721)881609 - Tph (0721)881591

SOMMARIO

L'analisi di dati (Rif. 1, 2, 3) riguardanti eventi accidentali su condotte per il trasporto di idrocarburi mostra che per circa il 60%, dei casi la causa è di natura meccanica estranea alla condotta (colpi di escavatrice in fase di installazione, urto di aratro in fase di esercizio, etc....).

Accertata la presenza del danno, è spesso necessario valutare l'opportunità e la qualità di una riparazione, in ragione della diminuita resistenza meccanica della parete e di fenomeni di potenziale propagazione di difetti innescati dall'interazione della parete metallica con l'oggetto impattante ad alta velocità.

In questo rapporto è discussa una metodologia per valutare:

- la resistenza meccanica della condotta a potenziali carichi accidentali che tendono a deformarla localmente;
- la resistenza residua della parete alla azione della pressione interna con particolare riferimento agli aspetti connessi alla propagazione instabile di un intaglio eventualmente presente nell'ammaccatura.

Si discute inoltre sulla applicazione di tecniche affidabilistiche nella revisione dei criteri di progetto delle reti per la distribuzione del gas.

1. INTRODUZIONE

L'impiego di condotte in acciaio per il trasporto di idrocarburi è di rilevante importanza strategica per l'economia dei paesi industrializzati e vincola sia il costruttore che il gestore ad impegnarsi per assicurare il più alto grado di affidabilità della linea.

La sicurezza della condotta va vista in relazione a quegli eventi incidentali che comportano la rottura della parete con conseguente rilascio del prodotto. E' provato dall'esperienza accumulata fino ad oggi nella costruzione e gestione delle condotte per il trasporto di idrocarburi che tali incidenti sono provocati da:

- Corrosione esterna e interna;
- Disastri naturali (frane, terremoti, etc...);
- Attività umane in prossimità delle tubazioni;
- Difetti meccanici del materiale e delle saldature;
- Errori nelle procedure di gestione dell'impianto.

Tra tutti questi scenari, l'incidenza degli eventi associati alle attività umane è di gran lunga la maggiore, essendo responsabile di circa il 60% della casistica registrata (Rif. 1, 2, 3). Con attività umane si intende, ad esempio, urti durante la mobilitazione e posizionamento delle barre nella trincea, interazione con aratri o mezzi di scavo durante la fase operativa, etc.

Il danno meccanico può essere una ammaccatura, un intaglio, o una ammaccatura con intaglio. Per dare una idea della entità della ammaccatura, nel caso di escavatrici idrauliche medio-grandi si può valutare una forza massima all'impatto dell'ordine di 200 KN. Il danno meccanico può anche prendere la forma di un intaglio sulla parete, anche in assenza di una sostanziale ammaccatura, in quanto i denti della escavatrice non risultano generalmente regolari ma presentano scheggiature a seguito della interazione con le pietre. Dimensione delle irregolarità e meccanica della interazione sono tali da provocare intagli fino a 3 mm nel caso di condotte ad alto spessore, ovvero fino al 25% dello spessore nel caso di condotte a basso spessore.

E' importante valutare la capacità di resistenza della parete metallica ai carichi locali dovuti ad interazione con oggetti impattanti, cioè ad assorbire energia senza giungere ad una deformazione tale da pregiudicare nei casi più severi il trasporto in sicurezza del prodotto, negli altri casi le operazioni di gestione ordinaria della condotta, quali le operazioni di pulitura interna, spiazzamento, etc....

E' fondamentale prevedere le dimensioni critiche di un eventuale intaglio procurato sulla parete, in presenza o meno di una sostanziale ammaccatura, che possano portare nel breve termine ad una propagazione instabile, fino alla rottura della parete con conseguente rilascio del prodotto trasportato. A tale proposito è opportuno ricordare che le velocità di interazione tra oggetto impattante e parete metallica possono originare una produzione locale di calore tale da generare una particolare sensibilità della superficie metallica alla formazione di microfratture, che in opportune condizioni ambientali e di sollecitazione

possono propagarsi (tenso-corrosione) fino a dimensioni critiche.

In ragione delle incertezze presenti nella definizione dei parametri di ingresso e negli stessi modelli di rottura proposti, definire l'accettabilità o meno di un danneggiamento è una decisione che deve necessariamente passare attraverso una analisi probabilistica della rottura nel breve e nel lungo termine ed unitamente prendere in considerazione le possibili conseguenze associate ad un rilascio del prodotto trasportato sia in termini di pericolosità per l'ambiente e per le popolazioni eventualmente interessate che in termini di disponibilità e garanzia dell'approvvigionamento.

E' evidente che mentre l'autorità competente per i permessi è prettamente interessata all'aspetto sicurezza dell'opera e quindi fornisce criteri di accettabilità in termini di un tetto massimo per il rischio di perdita di una certa quantità di un determinato prodotto, l'aspetto costo della riparazione e perdita economica per la mancata distribuzione entrano nell'analisi costi-benefici tipica della compagnia che esercisce il trasporto e la distribuzione.

La stessa definizione di un criterio di progetto per un determinato attraversamento si fonda sulle analisi di dati storici di danneggiamenti e rotture e sulla analisi di potenziali scenari incidentali per il calcolo di frequenza ed entità del danneggiamento in fase di costruzione e di esercizio. In questo caso l'approccio probabilistico consente di identificare fattori di sicurezza razionali e bilanciati, a garanzia di un livello di rischio assunto come obiettivo della analisi (Rif. 4).

In entrambi i casi, l'approccio probabilistico rappresenta uno strumento di lavoro indispensabile.

2. MODI DI DEFORMAZIONE DELLA PARETE DI ELEMENTI TUBOLARI

Il tipo di deformazione a cui un elemento tubolare può essere sottoposto appartiene in generale a tre categorie:

- deformazione localizzata della parete;
- deformazione globale della sezione di tipo non simmetrico;
- deformazione globale della sezione di tipo simmetrico.

Si è in presenza di deformazione locale qualora il danno alla parete del tubo sia provocato da un oggetto impattante di dimensioni lineari ridotte rispetto al raggio (vedi fig.1), e quindi non si genera una sostanziale riduzione della sezione idraulica. Un potenziale scenario incidentale è l'urto con una pala meccanica per lo scavo delle trincee.

Qualora invece il danno è provocato da un oggetto di dimensioni lineari dell'ordine del diametro della condotta,

si può avere una deformazione globale (vedi fig.2) con la sostanziale riduzione della sezione idraulica. Un potenziale scenario incidentale è il rovesciamento sopra la condotta di un mezzo di scavo o di mobilitazione delle barre.

Quando l'oggetto impattante è tale da generare una deformazione interessante una lunghezza dell'ordine di alcuni diametri e manifestantesi secondo una ovalizzazione generale e simmetrica della sezione, si ha una deformazione globale simmetrica (vedi fig.3).

Un potenziale (ma remoto) scenario incidentale è il deragliamento di un treno ove le carrozze vadano a cadere sopra la copertura di una condotta interrata, posizionata parallelamente ai binari, provocando uno schiacciamento simmetrico della sezione in quanto la ricopertura non è sufficiente a ridistribuire le pressioni.

E' quindi evidente che la dimensione dell'oggetto e lo scenario incidentale caratterizzano il modo di risposta in deformazione permanente e al modo di deformazione va associata la capacità di assorbimento di energia da parte dell'elemento tubolare.

Superata la soglia elastica, tale capacità di assorbimento dipende essenzialmente dal lavoro svolto nella rotazione delle cerniere plastiche generate sulla parete dal processo di deformazione.

Nel caso di modo globale di deformazione della sezione, si faccia riferimento a quanto descritto nel Rif. 5 e sulla bibliografia citata.

Di seguito si introduce una metodologia per trattare il modo di deformazione locale, che è quello più frequentemente incontrato nella pratica ingegneristica e quindi risulta confortato da una ricca documentazione bibliografica.

3. RESISTENZA DEL TUBO A DEFORMAZIONE LOCALIZZATA

Il processo di deformazione della parete del tubo segue tre fasi distinte:

- fase elastica, nella quale l'energia è assorbita per deformazione elastica della parete;
- fase plastica, nella quale l'energia è assorbita per deformazione plastica dovuta alla flessione della parete;
- fase delle forze di membrana, nella quale la deflessione della parete ha raggiunto un livello tale per cui l'energia è assorbita dal lavoro fatto dalla forza di membrana per stirare la parete ed indurla alla penetrazione.

a) Fase elastica

$$H_F = 0.149 F R^3 \sqrt{f_{rr}} / (B \cdot EI) \quad (1)$$

ove:

$$B = 1.33 R \sqrt{\frac{R}{t} + c}; f_{rr} = \frac{P_{cr}}{(P_{cr} + P_i)}; EI = E t^3 / 12$$

- R = raggio del tubo [mm]
 t = spessore di parete [mm]
 H_F = profondità dell'ammaccatura [mm]
 B = larghezza attiva della parete del tubo [mm]
 F = forza esercitata dall'oggetto impattante [N]
 P_i = pressione interna [MPa]
 $P_i^{cr} = 3 EI/R^3$ - pressione critica [MPa]
 f_{rr}^{cr} = fattore di arrotondamento
 I_{rr}^{cr} = momento di inerzia della parete per unità di lunghezza [mm³]
 E = modulo di young = $2.07 \cdot 10^5$ N/mm²
 c = dimensione lineare dell'oggetto impattante [mm]

b) Fase plastica

Nella (1) al posto della forza F va sostituita la somma $F_p + F_{pi}$ quando $F_p + F_{pi} < F$:

$$F_p = 1.15 \sigma_y t^2 B_p \frac{S}{R} \left[1 - 0.75 \frac{\sigma_r^2}{\sigma_y^2} \right] \quad (2)$$

ove:

$$B_p = 0.8 R \sqrt{\frac{R}{t} + c}; S = R / (R - 0.35 d); \sigma_r = P_i R/t$$

$$F_{pi} = 1.5 H_f P_i B_{pi} \quad (3)$$

ove:

$$B_{pi} = 0.4 R \sqrt{\frac{R}{t} f_{rr} + c}$$

B_p = larghezza attiva della parete nella zona plasticizzata [mm]

B_{pi} = larghezza attiva della parete nella zona plasticizzata dovuta al lavoro svolto dalla pressione interna [mm]

d = larghezza dell'oggetto impattante [mm]

F_p = forza nella zona plasticizzata dovuta alla flessione della parete [N]
 F_{pi} = forza nella zona plasticizzata dovuta alla reazione della pressione interna [N]
 σ_r = sollecitazione circonferenziale [N/mm²]
 σ_r^r = sollecitazione limite di snervamento [N/mm²]
 S^Y = fattore di correzione per F_p

c) Fase delle forze di membrana

Nella 1) quando $F_m + F_{pi} > F_p + F_{pi}$ si sostituisce ad F la somma $F_m + F_{pi}$:

$$F_m = 2 \times H_f S / \sqrt{H_f^2 + Y^2} \quad (4)$$

ove:

$$X = 0.8 Y \sigma_y t ; Y = R \sqrt{R/t/8}$$

Le formule così proposte hanno origine da un lavoro di ricerca svolto in Olanda per incarico di enti governativi, e possono essere ritrovate raccolte in una memoria di Spiekhout ed altri (Rif. 6).

Sono formule non originali, in cui la parte elastica fa riferimento al lavoro svolto da Bijlaard sui serbatoi in pressione (Rif. 7) e la parte plastica si fonda su un cinematismo di collasso tipico di un anello con formazione di quattro cerniere plastiche (Rif. 8). Alcune critiche sul modello sono riportate in Rif. 5, con particolare enfasi per la componente circonferenziale plastica che sembra poco realistica nella descrizione della formazione di una ammaccatura del tipo di quelle investigate in questo contesto.

Si ritiene che il modello di De Oliveira (Rif. 9) sia il più indicato nella descrizione della cinematica della deformazione, ove però venga corretto nel contributo della componente membranale come indicato in Rif. 5.

Comunque la semplicità del modello qui proposto è tale da giustificare un suo impiego estensivo soprattutto nel caso in cui si devono fare valutazioni di penetrabilità della parete di una condotta a seguito di interazione con oggetti impattanti, in quanto fornisce risultati sostanzialmente conservativi.

Come esempio di applicazione si utilizza il modello ora presentato per i casi indicati in tabella 1.

TABELLA 1

DIAMETRO [mm]	ACCIAIO	σ_y [MPa]	Cv [J]	t [mm]
1016	X70	482	48	28
1016	X52	358	42	37
508	X70	482	48	14
508	X52	358	42	19

σ_y è la sollecitazione limite di snervamento e Cv è il requisito minimo di tenacità espresso in Joules, determinato attraverso le prove "Charpy V". La pressione di progetto per il calcolo dello spessore è di 150 bar, in accordo al Rif. 22.

Le figg. 4-5 riportano le curve forza-penetrazione ottenute applicando le formule precedentemente introdotte, mentre nelle figg. 6-7 sono riportate le curve relative all'energia necessaria al corpo impattante per procurare sul tubo un'ammaccatura di una assegnata profondità.

Dall'analisi di queste curve risulta evidente che per lo scenario accidentale proposto non dovrebbe risultare alcuna penetrazione permanente e quindi ammaccature della parete a seguito dell'urto con una pala meccanica capace di erogare una forza massima dell'ordine di 200 kN. Questo è evidentemente legato allo spessore della parete associato al diametro della condotta ed alla pressione di progetto proposta in questo esercizio esemplificativo. Per una riduzione dello spessore del 50% si dovrebbe avere, a parità di altre condizioni, una risposta decisamente in campo plastico.

4. PRESSIONE DI COLLASSO

Qualora al tubo venga procurato un intaglio sulla parete, c'è il pericolo che quest'ultimo si propaghi in maniera instabile per effetto della pressione interna.

Si definisce pressione di collasso o di scoppio, la pressione alla quale un assegnato taglio superficiale di date dimensioni si propaga in maniera instabile fino a diventare passante ed a generare lo scoppio della condotta.

Il modello da utilizzare nelle previsioni della pressione di collasso è diverso a seconda che la fessura sia associata ad una ammaccatura o meno. Ciò consegue dal considerare che la pressione interna tende a ristabilire la forma originale della parete del tubo una volta rilasciata

la forza impattante causando un aumento della profondità della cricca nel processo di "rebound".

Nel caso di assenza di ammaccatura:

$$P_f = \sigma_{flow} M_p^{-1} \frac{t}{R} \quad (5)$$

ove:

$$M_p = \left[1 - \frac{a}{t M_T} \right] / \left[1 - \frac{a}{t} \right]; \quad M_T = \sqrt{\left[1 + 1.255 \frac{c^2}{Rt} - 0.0135 \frac{c^4}{(Rt)^2} \right]}$$

$$\sigma_{flow} = \sigma_y + 69$$

M_T = fattore di correzione di Folias

C = semilunghezza della cricca [mm]

σ_{flow} = flow stress [N/mm²]

Nel caso in cui, invece, sia presente un'ammaccatura:

$$P_f = \frac{2}{\pi} \sigma_y \frac{t}{R} \operatorname{arccosexp} - \left[\frac{\pi}{8} a (K_c / \sigma_y)^2 \cdot (Y_1 + 6 Y_2 H_p / t)^{-2} \right] \quad (6)$$

ove:

$$K_c = \sqrt{C_v \cdot 10^3 \frac{E}{A}}$$

$$Y_1 = 1.12 - 0.23 \frac{a}{t} + 10.6 \left[\frac{a}{t} \right]^2 - 21.7 \left[\frac{a}{t} \right]^3 + 30.4 \left[\frac{a}{t} \right]^4;$$

$$Y_2 = 1.12 - 1.39 \frac{a}{t} + 7.32 \left[\frac{a}{t} \right]^2 - 13.1 \left[\frac{a}{t} \right]^3 + 14 \left[\frac{a}{t} \right]^4;$$

H_p = profondità dell'ammaccatura residua dopo l'azione della pressione interna [mm]
 a = profondità della cricca [mm]
 p_f = pressione di scoppio [MPa]
 k_c = fattore critico di intensificazione degli sforzi [N/(mm)^{1.5}]
 C_v = Valore del Charpy-V notch test [J]
 A = Area del provino del notch test [mm²]
 Y_1 = fattore di correzione geometrico delle forze di membrana
 Y_2 = fattore di correzione geometrico del carico flettente

Le espressioni precedentemente riportate si incontrano frequentemente nella ricca bibliografia disponibile sul tema, di cui si allega un estratto significativo al termine della memoria (Rif. 13, 14, 15, 16, 17, 18).

Tali formulazioni hanno ricevuto una significativa riprova sperimentale, collocandosi sempre dalla parte della conservatività rispetto ai risultati sperimentali.

In termini migliorativi, sarebbe proponibile il riprocesso in termini probabilistici dei dati sperimentali su cui si è basata la regressione in quanto consentirebbe l'introduzione di un approccio probabilistico nella definizione dei fattori di sicurezza.

Nelle Figg. 8-9 sono riportate le curve relative ai 4 casi in considerazione, ricavate dal modello dell'intaglio in assenza di ammaccatura; sono state ricavate per una lunghezza dell'intaglio $c = 50$ mm e sono riportate in funzione del rapporto a/t , profondità dell'intaglio su spessore della parete.

Nelle Figg. 10-11 sono riportate le curve calcolate col modello relativo all'intaglio in presenza di una ammaccatura; sono riportate in funzione della energia necessaria a produrre un'ammaccatura di una certa profondità e al variare della profondità dell'intaglio.

5. APPROCCIO AFFIDABILISTICO

Nei paragrafi precedenti sono state introdotte alcune espressioni, in particolare le eq. 5 e 6, che costituiscono una definizione deterministica di stato limite. Tali definizioni, pur affette dalla incertezza insita nella descrizione in termini matematici di un modo fisico di collasso, risultano confortate da una ricca evidenza sperimentale (Rif. 13).

L'incertezza rimane comunque insita in molti dei parametri di ingresso nelle espressioni suddette ed insieme nella dichiarazione del carico e della resistenza.

In generale la funzione di stato limite viene formulata in termini di un insieme finito di n variabili base, cioè il carico, la resistenza del materiale, alcuni parametri geometrici ecc., ove una o più delle variabili base può risultare di natura stocastica.

Con riferimento allo stato limite può essere definito un margine di sicurezza $M(Z_i)$ ove $M < 0$ significa il superamento (Z_i è il vettore delle n variabili base stocastiche).

La probabilità P_F che sia raggiunto uno stato limite viene calcolata come:

$$P_F = \int_{M < Z_0} f_{Z_0}(Z) dZ$$

dove f_{Z_0} è la densità di probabilità di Z_1, Z_2, \dots, Z_n . Si definisce indice di affidabilità β_R :

$$\beta_R = -\Phi^{-1}(P_F)$$

dove $\Phi(\cdot)$ è la funzione di distribuzione normale standard. Una integrazione diretta per determinare P_F è raramente possibile. E' possibile calcolarla mediante simulazione con tecniche di Montecarlo o attraverso tecniche numeriche appropriate conosciute come FORM (First Order Reliability Methods) e SORM (Second Order Reliability Methods).

Per i dettagli sulle tecniche affidabilistiche si rimanda ai Rif. 10, 11 e 12.

Di seguito si vuole evidenziare che i metodi affidabilistici vengono sempre più spesso tenuti in considerazione perchè consentono:

- 1) la revisione dei criteri di progetto, nella logica di garantire un livello di rischio accettabile nei confronti dello scenario preso in considerazione, ad esempio area urbana o area rurale (Rif.19,21);
- 2) definire i criteri di sorveglianza e riparazione che consentano di qualificare continuamente situazioni critiche allo scopo di contenere il livello di rischio nei limiti accettabili (Rif.20);
- 3) riconsiderare situazioni in cui lo scenario applicato in fase di progettazione risulti variato ad esempio a seguito di nuovi insediamenti in vicinanza della condotta (Rif.21).

In tale contesto va anche precisato che l'affidarsi all'analisi di casistiche accidentali da cui ricavare valori della probabilità di rottura o di frequenza di incidente è

una pratica in cui la scarsità di dati o dispersione non può portare a risultati credibili.

Utilizzare invece dati ad esempio sulla difettologia riscontrata sulle condotte in fase di costruzione e di esercizio consentirebbe, in quanto costituenti una ricca banca dati, di ottenere le distribuzioni statistiche di alcuni dei parametri presenti nella funzione di stato limite precedentemente ricavata con le tecniche della meccanica della frattura.

L'impiego di queste informazioni in un approccio affidabilistico costituisce un strumento completo per affrontare un problema di analisi e di validazione di un criterio di progetto.

A conclusione è opportuno ricordare che l'applicazione di queste tecniche, se pur in forma non molto raffinata, da parte della British Gas ha evidenziato l'elevato livello di sicurezza nei casi esaminati confermando quindi la bontà dei criteri di progettazione impiegati nella costruzione dei metanodotti (Rif.19).

6. CONCLUSIONI

La tecnologia delle condotte a terra è una tecnologia molto avanzata che nel recente passato e presentemente risulta supportata da attività di studio e ricerca finalizzate a garantire un sempre più elevato livello di sicurezza al trasporto di idrocarburi via condotta.

Nella memoria ci si è occupati dell'aspetto di sicurezza connesso ad un potenziale danneggiamento meccanico, in quanto rappresenta l'aliquota più elevata di quanto una condotta deve far fronte nella vita operativa.

L'analisi delle esperienze fatte in altri Paesi ha evidenziato l'importanza di un approccio affidabilistico basato sulla meccanica della frattura nella revisione dei criteri di progetto in relazione allo scenario di rischio proposto, in quanto gli strumenti della statistica non forniscono una risposta adeguata in ragione della scarsità di dati di rotture improvvise.

7. RIPERIMENTI

1) T. Anderson and A. Misund : "Pipeline Reliability : An Investigation of Pipeline Failure Characteristics and Analysis of Pipeline Failure Rates for Submarine and Cross Country Pipelines"; Journal of Petroleum Technology April 1983.

2) Anon. : "Gas Pipeline Incidentes : A Report of the

- European Gas Pipeline Incident Data Group"; Pipes & Pipeline International, July-August 1988.
- 3) D.A. Jones and G.D. Fearnough : " Natural Gas Transmission by Pipelines. A Re-assessment of the Hazards and Risks and their Influence on UK Legislative Safety Procedures"; 5th Int. Symp. on Loss Prevention and Safety Promotion in the Process Industries, Cannes, France, September 1986.
 - 4) S. Venzi, M. Celant and G. Re : " Applicazione dei Concetti Probabilistici alla Meccanica della Frattura"; ISPRA Courses, Oct 1980.
 - 5) R. Bruschi et al. : "The Crumpling Strength of Tubulars: Application to Offshore Pipelines", Offshore Mechanics and Arctic Engineering Symposium, Houston 1990.
 - 6) J. Spiekhout et al.: "Calculation Model for the Evaluation of the Resistance against Mechanical Damage of Pipelines"; 3R International, 25, No. 4, April 1986.
 - 7) P.P. Bijlaard : "Stresses from Local Loadings in Cylindrical Pressure Vessels"; Transactions of the ASME, August 1955.
 - 8) P.E. de Winter: "Deformation Capacity of Steel Tubes in Deep Water"; Offshore Technology Conference, OTC Paper No. 4035, Houston 1981.
 - 9) J.G. De Oliveira: "Design Against Collision for Offshore Structures"; MIT Press, 1981.
 - 10) O. Madsen, S. Krenk and N.C. Lind : "Methods of Structural Safety "; Prentice All, 1986
 - 11) P.Thoft-Christensen, M.J. Baker: "Structural Reliability Theory and its applications", Springer-Verlag, 1982.
 - 12) P.Thoft-Christensen, Y. Murotsu: "Application of Structural Systems Reliability Theory", Springer-Verlag, 1986.
 - 13) W.A. Maxey : "Defect Behaviour", Oil & Gas Journal, part 1 May 18 - part 2 May 25 - part 3 June 15, 1987.

- 14) D.G. Jones : "The Significance of Mechanical Damage in Pipelines"; 3R International, 21, No. 7, 1982.
- 15) D.G. Jones, P.Hopkins : "The Influence of Mechanical Damage on Transmission Pipeline Integrity"; Intern. Gas Research Conference, London, June 1983.
- 16) E.S. Folias : "An Axial Crack in a Pressurized Cylindrical Shell"; Int. Journal of Fracture Mechanics, Vol. 1, 1965.
- 17) R.W.E. Shannon : " The Failure Behaviour of Pipeline Defects"; Int. Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 2, 1974.
- 18) W.A. Maxey : "Fracture Initiation, Propagation and Arrest"; AGA Symposium on Line Pipe Research, Houston, Nov. 1974.
- 19) I. Corder, D. Fearnehough : "Prediction of Pipeline Frequencies"; E 576, June 1987.
- 20) J. Abes, J. Salinas, T. Rogers : "Risk Assessment Methodology for Pipeline Systems"; Structural Safety, 2 (1985), 225-237.
- 21) D. Fearnehough : "Safe Pipeline Performance"; ERS E 533, August 1986.
- 22) Decreto Ministero dell'Interno 24.11.1984 : "Norme di sicurezza antincendio per il trasporto, la distribuzione, l'accumulo e l'utilizzazione del gas naturale con densità non superiore a 0.8"; G.U. 15.01.1985, n. 12.

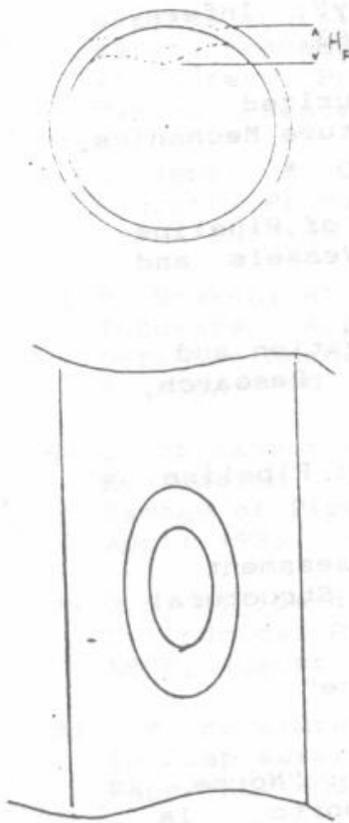


Fig. 1

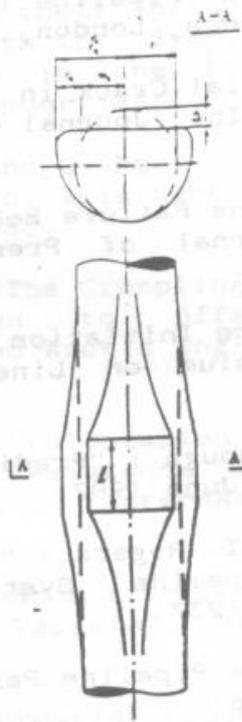


Fig. 2

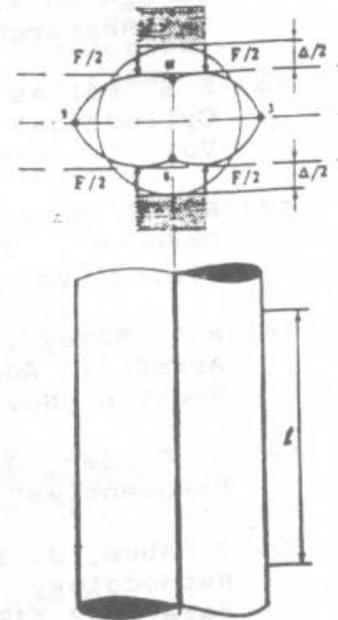


Fig. 3

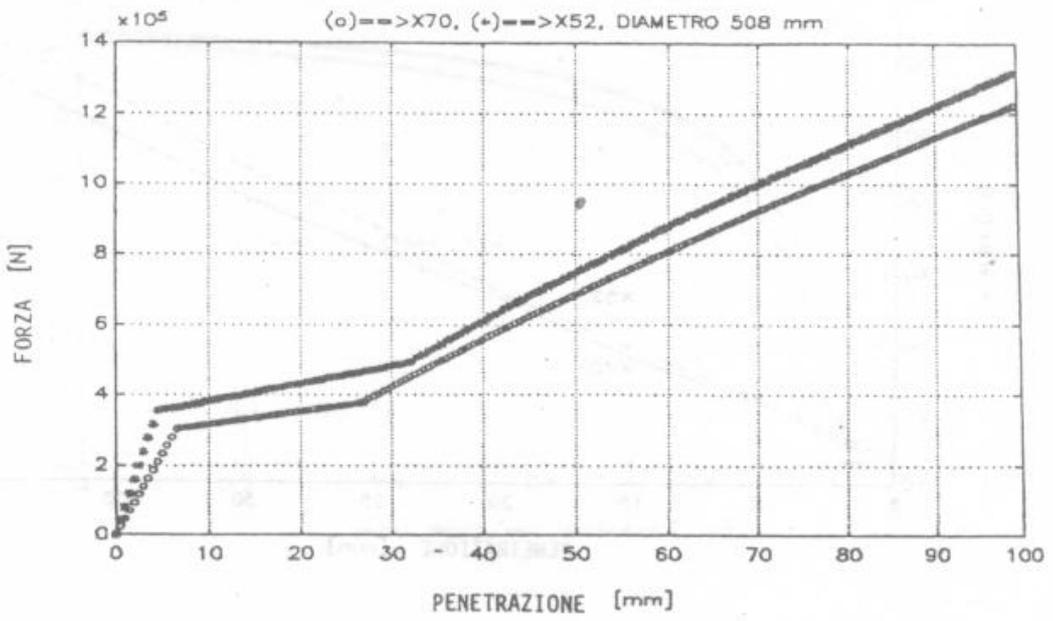


Fig. 4

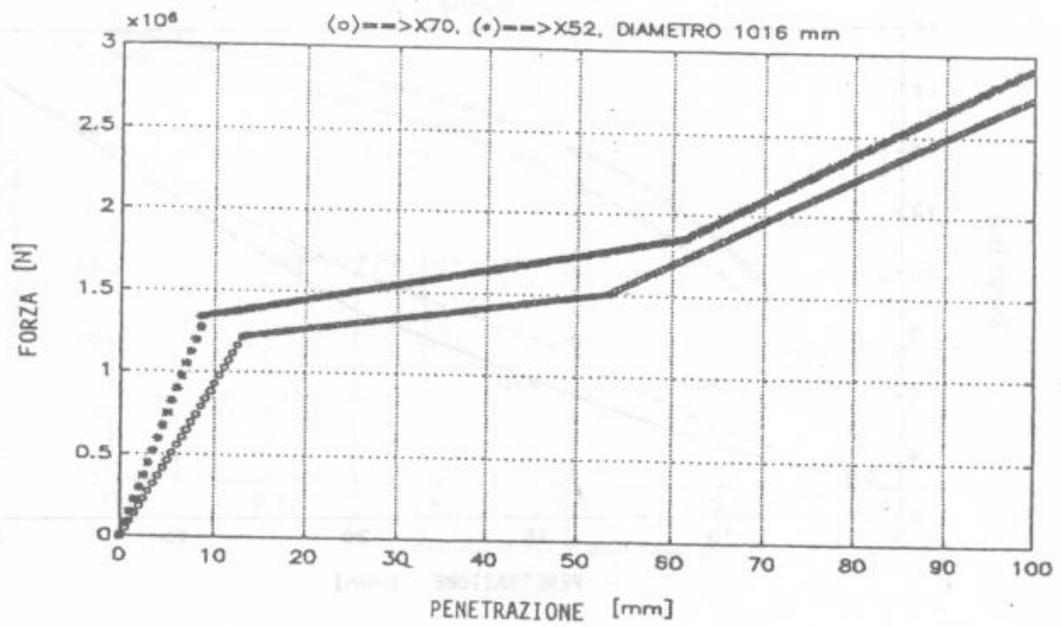


Fig. 5

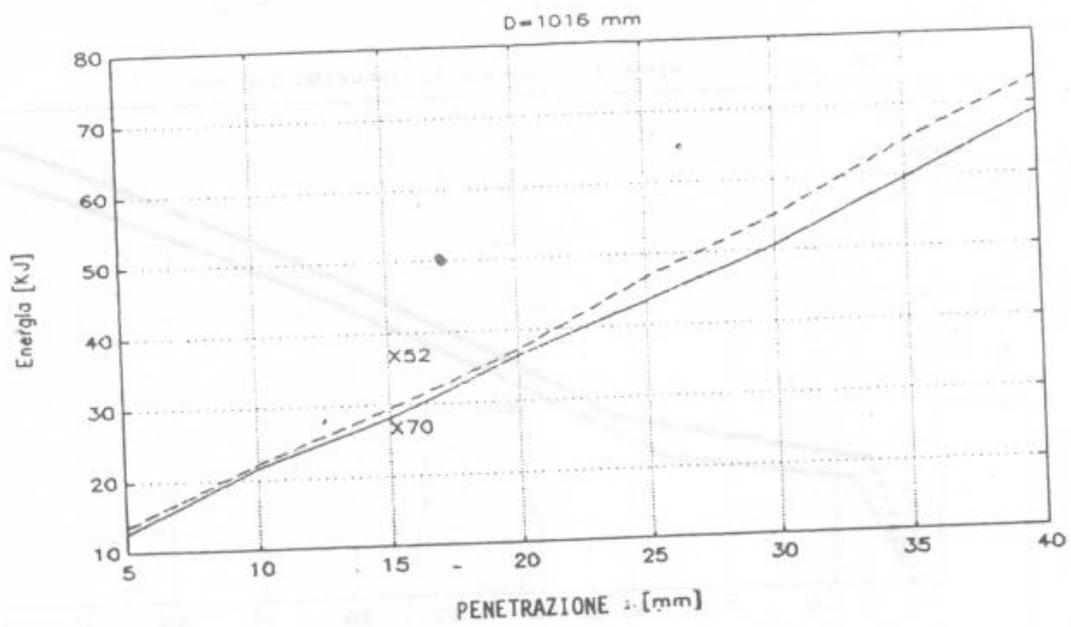


Fig. 6

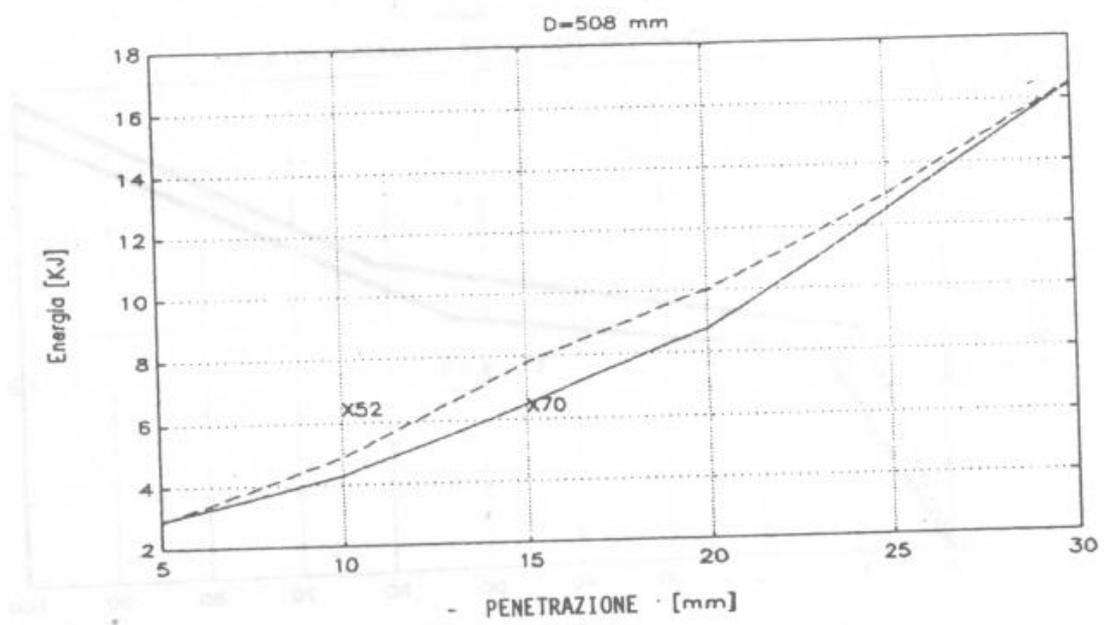


Fig. 7

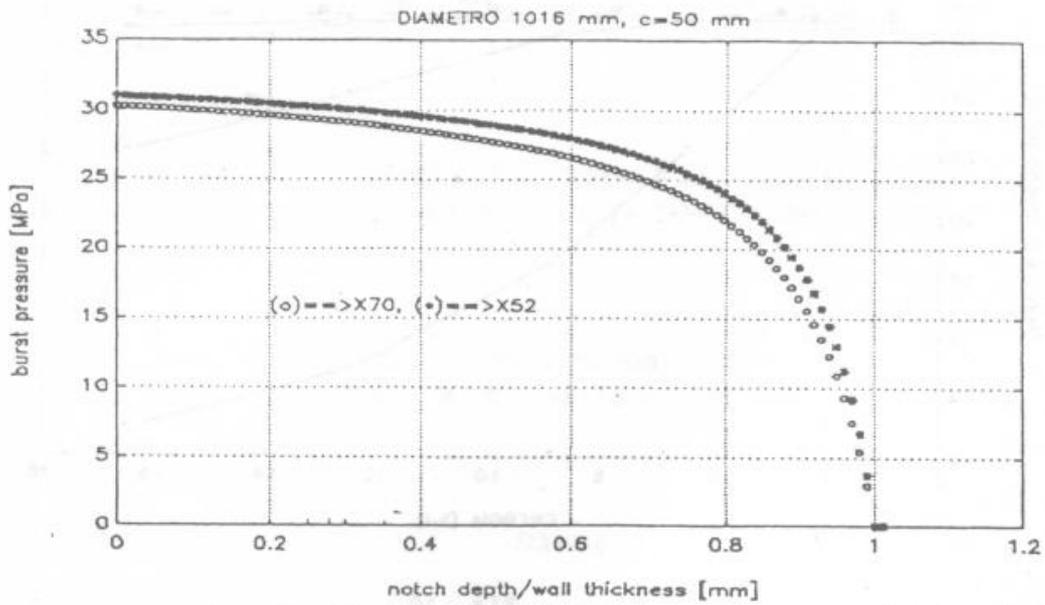


Fig. 8

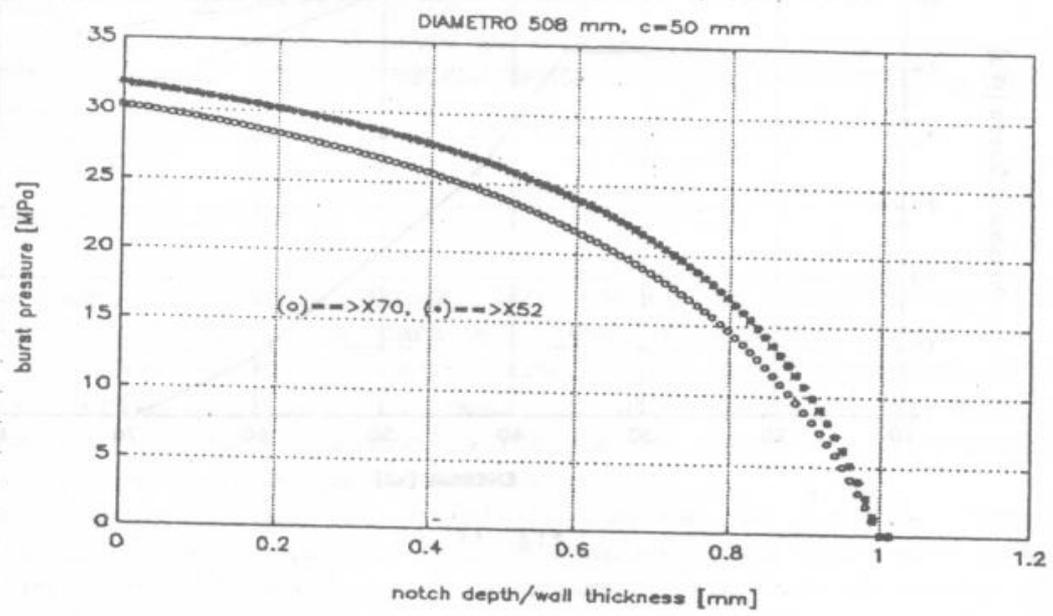


Fig. 9

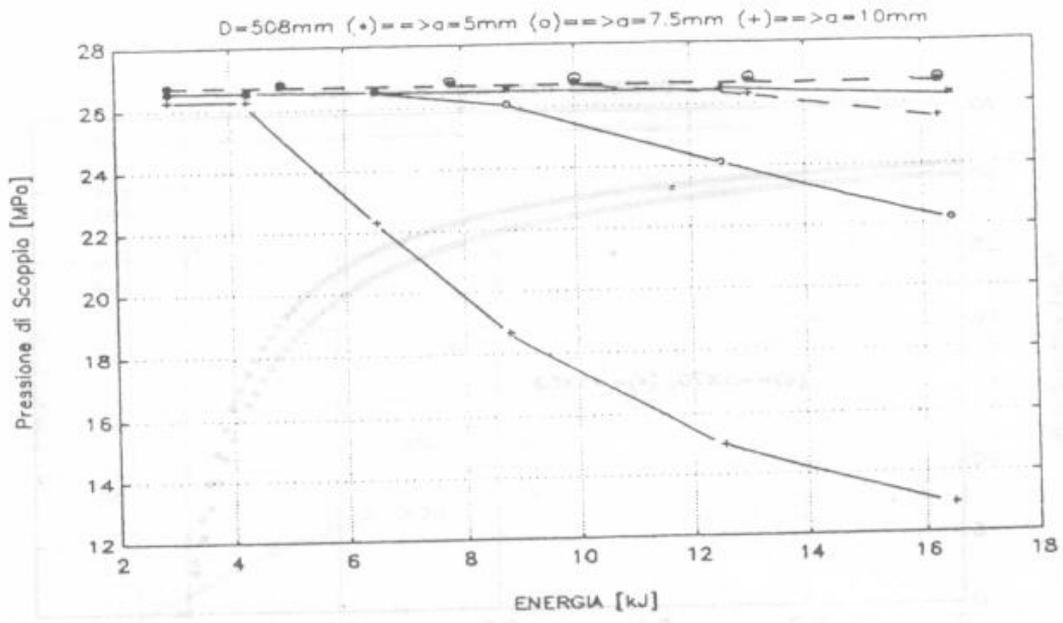


Fig. 10

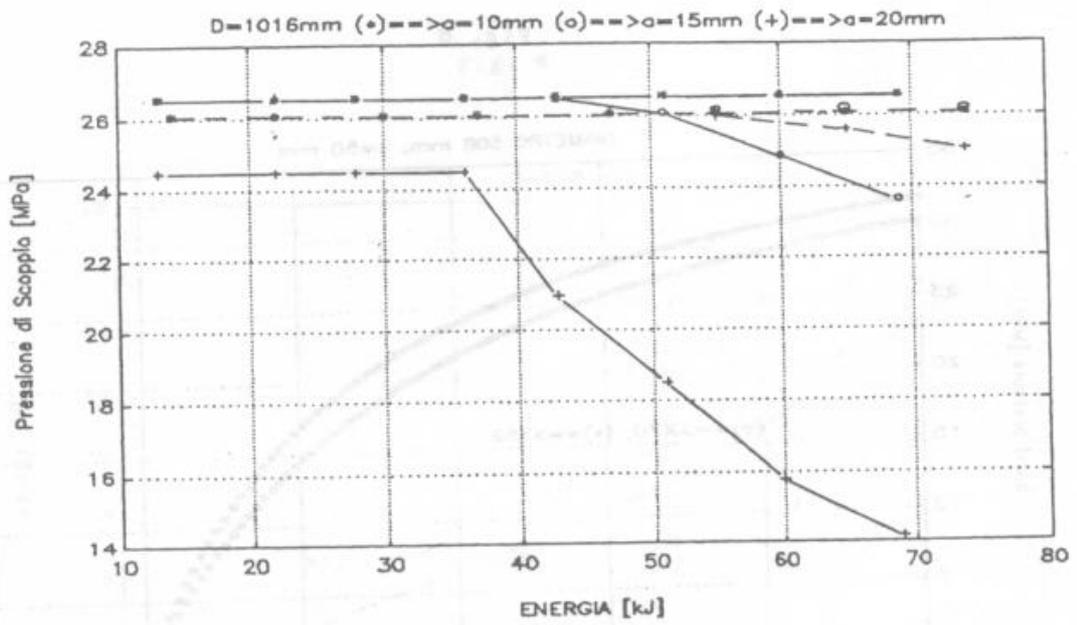


Fig. 11

— X70
 - - - X52