

**Giornata di studio IGF - AGIP
S.Donato - 3 Dicembre 1996**

**FAILURE ANALYSIS NELLA
PRODUZIONE E TRASPORTO DI
IDROCARBURI**

**ANALISI DI DUE DANNEGGIAMENTI A TUBAZIONI
CAUSATI DAL MOVIMENTO DEL TERRENO**

G.Bolzoni - B.Arrigoni

SNAM - R & S

INDICE

Intròduzione

Analisi strutturale

Ipotesi ed approccio seguito

Discussione

Failure Analysis

Conclusioni

Riferimenti

Figure

Allegati

A - Calcoli strutturali

B - Documentazione delle rotture

C - Dati relativi a DN 10" (libro tubi, rapp. di emerg., immagini ecc..)

D - Dati relativi a DN 4" (libro tubi, rapp. di emerg., immagini ecc..)

ANALISI ROTTURE "DN 10" POTENZIAMENTO DERIVAZIONE PER POTENZA" E "DN 4" ALLACCIAMENTO COMUNE DI CUTRO"

INTRODUZIONE

L'analisi delle due rotture, verificatesi rispettivamente nelle Zone Puglia-Basilicata e Calabria, è stata condotta congiuntamente per le forti analogie esistenti tra i due casi e allo scopo tra l'altro di fornire, se possibile, la stessa chiave interpretativa.

In entrambi i casi la causa sembra da imputare al movimento lento del terreno, parallelo all'asse della condotta, che vedeva un lungo tratto rettilineo inserito in un pendio piuttosto dolce, con rotture avvenute nella parte bassa del pendio medesimo ma ad una certa distanza dal fondo valle.

Nei due casi (10" e 4"), la lunghezza del tratto rettilineo che discendeva il pendio era rispettivamente di circa 650 e 250 m.

Come appare dal libro tubi, la rottura è avvenuta in barre originariamente rettilinee facenti parte, come detto, di tratti a loro volta rettilinei. Le evidenze nei due casi indicano l'insorgenza di un meccanismo di rottura per instabilità globale del tubo compresso cui è seguito l'evolvere di plasticizzazioni causate da pressoflessione per effetti del 2° ordine.

Scopo dell'indagine è quello, da una parte di interpretare le rotture conducendo una analisi strutturale (vedi calcoli in allegato A), e dall'altra di documentare gli aspetti dimensionali, frattografici e meccanici. (vedi allegato B)

Interessa in particolare stimare quale è l'entità del carico assiale che ha indotto tale instabilità nonché la successiva insorgenza di cerniere plastiche. Si è poi cercato di stimare la lunghezza del fronte di frana necessaria ad indurre gli effetti osservati, presumendo spostamenti del pendio comunque elevati.

Si è confrontata tale lunghezza stimata con la effettiva geometria della condotta rapportata alla morfologia del sito. Si è cercato di stimare la possibile entità dello spostamento del terreno. Infine, con un approccio analitico, si è condotta una analisi semplificata di sensibilità per capire, in un caso generico, da quali parametri dipende il verificarsi di tale tipo di rottura.

ANALISI STRUTTURALE

Ipotesi ed approccio seguito

Sono state fatte le seguenti assunzioni semplificative:

- il fronte di frana, di lunghezza da determinare, si sposta di una quantità uniforme e comunque di entità tale da mobilitare lungo tutta la sua lunghezza le forze ultime di interazione tra terreno e tubo, presumendo pertanto che lo spostamento assiale elastico di ogni punto del tubo sia opportunamente inferiore allo spostamento del terreno, assumendo inoltre che quest'ultimo sia di tipo argilloso.

- si è presunto un andamento "a farfalla" degli sforzi assiali (figura 1) indotti dalle forze di interazione tra tubo e terreno, per la cui valutazione ci si è riferiti alle prove condotte da SNAM (presso ISMES DN 2") e NOVA (DN 16").
- si è calcolato il carico critico di instabilità euleriana di un tubo su suolo elastico caricato di punta, trascurando l'interazione con i fenomeni di plasticizzazione, l'effetto delle imperfezioni iniziali e delle tensioni residue.
- si è presunto di conoscere la lunghezza di libera inflessione avendo misurato o stimato le deformate del tubo in campo. Ciò ha permesso di calcolare il carico critico senza conoscere le caratteristiche di rigidezza elastica del terreno, che anzi sono state ricavate a posteriori (back analysis)
- è stato trascurato lo stato di sforzo indotto dalla pressione interna ed i relativi eventuali effetti favorevoli e sfavorevoli.
- è stato calcolato l'effetto di flessione che insorge per effetto del 2° ordine a partire dalla forma della deformata teorica di instabilità e calcolato per quale freccia massima si raggiunge la plasticizzazione del tubo
- per l'analisi di sensitività si è presunto che la rigidezza elastica C offerta dal terreno per unità di lunghezza del tubo fosse direttamente proporzionale al diametro del tubo stesso
- per tutte le valutazioni che seguono, è stata supposta nei calcoli una configurazione di tubo rettilinea; solo alcune considerazioni qualitative sono riportate nel caso in cui viceversa fossero presenti curve
- ci si è riferiti nei calcoli alle caratteristiche meccaniche nominali dei tubi

Discussione

Dai calcoli effettuati, il cui dettaglio è illustrato in allegato A, è emerso quanto segue.

A giudicare dalla deformata effettiva dei tubi si è calcolato un carico critico di instabilità che per entrambi i casi vale circa il 90% di N_y (carico assiale che induce la prima plasticizzazione della sezione)

Per effetto di tale carico applicato il tubo assume una deformata del tipo di quella illustrata in figura 2, ma caratterizzata presumibilmente da una sola onda di instabilità in corrispondenza della quale l'azione assiale è massima; questa decresce invece allontanandosi dalle sezioni maggiormente caricate.

La lunghezza di libera inflessione L dipende dalla rigidezza offerta dal terreno circostante. Il piano secondo il quale insorge l'instabilità (verticale per il tubo da 10", piuttosto che orizzontale per il tubo da 4") è pure determinato dalla costrizione offerta dal terreno e pertanto dalle sue caratteristiche meccaniche, dal grado di compattazione nonché dall'altezza di interrimento rapportata al diametro ecc..

Il procedimento inverso adottato porta a calcolare una rigidezza elastica K_t del terreno che è 4 volte superiore per il tubo da 4" rispetto a quello da 10". Se viceversa il contenimento del terreno fosse stato identico nei due casi, e se è corretto il modello interpretativo a cui ci si è riferiti, il tubo da 10" avrebbe in effetti dovuto essere caratterizzato da una lunghezza di inflessione inferiore a quella osservata e da un carico critico superiore a quello calcolato.

In altre parole, per leggere i due casi secondo la stessa chiave interpretativa, occorre presumere che i due terreni, magari localmente, garantissero un contenimento differente.

Come si diceva l'instabilità è avvenuta di fatto in due piani differenti; questo significa che il diverso contenimento del terreno non necessariamente si giustifica in toto con la presenza di due terreni differenti. A parità di caratteristiche meccaniche del terreno, può viceversa avere giocato un ruolo importante nei due casi, il differente rapporto diametro-profondità di interrimento che ha determinato il piano secondo cui è avvenuta l'instabilità.

Nell'analisi di sensibilità più avanti descritta si presume per semplicità che la rigidezza C per unità di lunghezza del tubo sia sempre proporzionale a $K_t \cdot D$ con D diametro della condotta e K_t che dipende solo dalle caratteristiche del terreno.

Di fatto ciò è verosimile per una interazione che avviene in direzione orizzontale ma non necessariamente per la direzione verticale verso l'alto. Nel primo caso K_t rappresenta effettivamente il parametro di rigidezza elastica del terreno; nel secondo caso K_t dipende ancora parzialmente da D ed è pari alla somma di due contributi: il primo dipende solo dal peso specifico del terreno mentre il secondo dipende sia dalle caratteristiche del terreno che, in misura inversamente proporzionale dal diametro

I valori di K_t calcolati a ritroso sono dello stesso ordine di grandezza di quelli forniti in letteratura.

Per quanto riguarda le notevoli deformazioni plastiche osservate, si può presumere che, non appena il tubo si è instabilizzato, esso abbia teso ad assumere una deformata sinusoidale. I calcoli hanno mostrato come, in entrambi i casi sia del tutto plausibile che, a fronte di tale deformata, frecce di alcuni centimetri abbiano permesso, a causa di effetti del 2° ordine, l'insorgere di una flessione notevole che è degenerata nella formazione di cerniere plastiche.

Tra l'altro l'entità di tale plasticizzazione osservata a posteriori, nel caso del tubo di diametro 4", ha permesso alcune considerazioni sul valore dello spostamento del terreno. È stato stimato attraverso misurazioni che le due estremità del tronchetto pervenuto si siano avvicinate di 10 cm. Essendo il problema di interazione tubo terreno essenzialmente un problema di deformazioni imposte, si ritiene che il movimento del terreno sia almeno pari allo spostamento relativo misurato delle estremità del tubo.

Circa le ipotesi relative alla lunghezza del fronte di frana, i calcoli indicano rispettivamente lunghezze di 278 m (4") e 438 m (10"), che sono compatibili con la morfologia dei siti associati alla geometria delle tubazioni.

Per quanto riguarda infine la analisi di sensibilità condotta attraverso un approccio analitico essa, per quanto semplificata e pur con le precisazioni sopra riportate, ha permesso di comprendere la dipendenza di un meccanismo di rottura di questo tipo dai parametri in gioco.

Il carico critico P_{cr} necessario ad indurre un meccanismo di instabilità globale dipende dalla geometria della sezione del tubo; da questa dipende anche la lunghezza di libera inflessione L che caratterizza il fenomeno (P_{cr} è proporzionale a $D^2 \cdot t^{0.5}$ mentre L è proporzionale a $D^{0.5} \cdot t^{0.25}$). Per quanto riguarda la dipendenza dal terreno, P_{cr} ed L rispettivamente dipendono in

misura direttamente proporzionale da $K_t^{0.5}$ ed inversamente proporzionale da $K_t^{0.25}$ (si vedano le formule in allegato A).

Il carico critico per instabilità euleriana naturalmente non può eccedere il carico assiale limite del tubo (N_y o N_{rott}).

La lunghezza del fronte di frana necessario ad indurre tale meccanismo (L_{f-nec}), calcolata secondo le ipotesi di cui si è detto e ipotizzando spostamenti del terreno comunque grandi, è proporzionale a $D \cdot t^{0.5}$, solo a t nel caso in cui non insorga un fenomeno di instabilità globale ma di solo collasso plastico (vedi allegato A).

A parità di geometria invece tale lunghezza, assunta come valida l'interpretazione che ne è stata data, dipende essenzialmente dalle caratteristiche del terreno ed è proporzionale a $K_t^{0.5}/S_u$ con K_t ed S_u rispettivamente parametri di rigidità e resistenza del terreno.

In caso di solo collasso plastico invece essa dipende dalle caratteristiche del terreno in ragione di $1/S_u$.

Appare chiaro dunque che a parità di geometria, sono le caratteristiche del terreno (e quindi il grado di compattazione dello scavo ecc..) che si presumono parecchio variabili da sito a sito, che determinano essenzialmente le forze di interazione e quindi il verificarsi o meno di certi meccanismi di rottura; esse dipendono inoltre dal tipo di rivestimento, dalla forma della trincea, dall'interazione tra forze longitudinali e trasversali, probabilmente dal tempo e quindi dal grado di adesione fra tubo e terreno ecc..

Fatte queste precisazioni e presumendo per esempio che un generico terreno offra lo stesso contenimento ipotizzato nel caso del tubo da 10" dell'esempio qui discusso e che i movimenti del terreno siano comunque grandi (ordine di alcune decine di centimetri), si conclude come un fenomeno di instabilità globale si possa verificare solo per diametri inferiori a 18". Se si fosse ipotizzato un terreno più rigido, tale soglia sarebbe stata abbassata ulteriormente.

Per diametri superiori si innesca invece un fenomeno che coinvolge la resistenza meccanica del tubo e non fenomeni di instabilità globale.

Tutto quanto detto è valido per configurazioni supposte rettilinee ed in cui il movimento del terreno è parallelo all'asse della condotta.

Quando le azioni assiali indotte dalla frana agiscono viceversa su una geometria di tubazione non più rettilinea ma con presenza di curve (prestampate o formate in campo) di opportuna apertura, allora nascono effetti flessionali nelle curve stesse che possono portare alla rottura del tubo.

Questo caso complesso esula dallo scopo di questo studio che ha preso in considerazione uno scenario semplice suggerito dai due casi di rottura in esame. In ogni caso si può dire che prove in piccola scala condotte su configurazioni complicate hanno suggerito che, in presenza di curve, l'azione assiale indotta dalla frana può portare al collasso flessionale delle curve (cui questa volta sono associati fenomeni di instabilità locale di parete) per valori ben inferiori ad N_y (circa 40% N_y nelle prove effettuate presso ISMES), ciò naturalmente dipendendo dalla geometria in questione, dal contenimento del terreno, e con implicazioni pertanto diverse in termini di lunghezza del fronte di frana ecc.. rispetto a quanto qui detto per configurazioni rettilinee.

Si può concludere che probabilmente il meccanismo di rottura insorto in questi due casi è stato favorito dal diametro della tubazione relativamente piccolo. Se in entrambi i casi il diametro e lo spessore fossero stati superiori, la rottura non si sarebbe verificata o almeno non secondo le modalità osservate. Probabilmente avrebbe interessato le curve di fondo valle in cui la tubazione devia decisamente dalla configurazione rettilinea. A fondo valle verosimilmente il terreno è stabile, l'azione assiale che giunge da monte probabilmente inferiore rispetto a quella delle sezioni precedenti ma, come detto, più incline ad indurre la flessione delle curve di fondovalle.

FAILURE ANALYSIS

Tubo DN 10"

Le figure in allegato B documentano il campione pervenuto.

Lo scoppio ha interessato un tratto di 1700 mm di condotta che comprendeva due tubi: per 560 mm il tubo a valle e per 1140 mm il tubo a monte della saldatura circonferenziale. L'esame visivo della superficie di frattura rileva la presenza dell'innescò in una lacerazione (in seguito per semplicità denominata difetto) generatasi in corrispondenza della grinza (fig. 2) e formata a causa dello spostamento del terreno.

La grinza dista dalla saldatura circonferenziale 375 mm e il difetto ha uno sviluppo di 36 mm con profondità di 49 mm.

La grinza in corrispondenza del difetto è alta 46 mm e interessa un tratto longitudinale di circa 170 mm (sviluppo 210 mm). In senso trasversale la grinza interessa 615 mm della circonferenza (pari al 70% dell'intera circonferenza di 870 mm) (fig. 3) e la frattura si è innescata a metà della grinza trasversale. La distanza dei lembi della frattura in corrispondenza della grinza risulta di 750 mm (fig. 4).

La superficie di frattura, escluso il difetto d'innescò che è di tipo legnoso, è tutta a taglio.

L'esame visivo della superficie esterna non rivela altri danneggiamenti, mentre l'esame della superficie interna rivela la presenza di una cricca trasversale lunga 49 mm che interessa solamente una parte della grinza (fig. 2a). Un attento esame porta a concludere che tale cricca si è formata dopo lo scoppio per effetto dell'oscillazione della tubazione rotta.

Occorre notare che nel caso di difetti originatisi in grinze da frana la pressione di scoppio è sempre inferiore a quella calcolata con la tradizionale formula Battelle per il "Leak Before Break" che predice il verificarsi dello scoppio piuttosto che della semplice perdita in funzione della lunghezza del difetto; ciò non deve stupire poichè tale formula è stata sviluppata per tubazioni non deformate.

Rimane aperto allo stato attuale il problema della valutazione della lunghezza critica di un difetto in una situazione viceversa in cui il materiale è fortemente deformato.

Tubo DN 4"

In fig. 5 (allegato B) è documentato il campione pervenuto.

Il campione è lungo 5880 mm, il rivestimento è di tipo bituminoso eccetto un tratto di 500 mm in cui esso è a nastro, (tratto bianco in figura), in corrispondenza del quale è localizzata una saldatura circonferenziale distante 710 mm dall'estremità. L'esame della superficie del tubo non rileva danneggiamenti superficiali attribuibili a mezzi meccanici o a corrosione. A 1730 mm dalla saldatura circonferenziale è presente una grinza trasversale che interessa 210 mm della circonferenza (pari 58% dell'intera circonferenza). A circa metà della grinza è presente una lacerazione longitudinale di 61 mm con distanza fra i lembi di 18 mm (fig. 6). L'altezza della grinza è di 16 mm.

L'esame della superficie della lacerazione rivela la presenza di una frattura di tipo legnoso lunga 18 mm e profonda 3,75 mm; il resto mostra l'aspetto tipico di frattura a taglio.

In corrispondenza della grinza la circonferenza risulta di 386 mm rispetto a 362 mm misurati sul tubo dritto (vedi tabella B1 in allegato B).

Misure di circonferenza e diametro eseguite ogni 100 mm ed effettuate ai lati della grinza indicano che la lunghezza totale interessata dalla deformazione è di circa 400 mm.

Infine è stata rilevata la deformata del tubo e stimata la lunghezza di inflessione (tabella B2).

CONCLUSIONI

E' stata interpretata la rottura dei due casi in esame; essa è da imputare a movimenti lenti del terreno. Si è tentato di mostrare sia a livello qualitativo che quantitativo come, pur ricorrendo ad ipotesi molto semplificative, un meccanismo di rottura simile a quello qui osservato dipenda dai parametri in gioco (geometria della condotta, terreno ecc.). Il modello interpretativo che è stato fornito non contrasta con le evidenze emerse nei due casi in questione. In particolare il modello ha permesso di stimare il carico assiale capace di indurre gli effetti osservati, la lunghezza dei due fronti di frana ed infine di desumere a posteriori le caratteristiche dei terreni, ottenendo effettivamente valori verosimili e confrontabili con dati di letteratura. Le misurazioni effettuate sul tubo di diametro inferiore hanno infine consentito di stimare l'entità degli spostamenti del terreno (circa 10 cm) cumulatisi durante i vari anni di esercizio.

I due casi sono interessanti in quanto evidenziano come, pur in presenza di configurazioni rettilinee e senza la presenza di curve (nemmeno curve piegate in campo), la condotta abbia collassato per un fenomeno di instabilità globale dell'equilibrio.

E' stato mostrato come una modalità di collasso di questo tipo sia stata favorita dal diametro della tubazione relativamente piccolo; il piano secondo il quale insorge l'instabilità dipende tra le altre cose dal rapporto diametro-profondità di interrimento.

Per quanto riguarda la failure analysis, lo spunto interessante è fornito dal caso del tubo di diametro 10" che ha dato origine ad uno scoppio, pur originato da una lacerazione iniziale molto piccola. Lo stato dell'arte avrebbe previsto per un simile difetto la semplice perdita; la spiegazione è probabilmente da ricercare nella contemporanea presenza di deformazioni molto forti in corrispondenza della grinza generatasi.

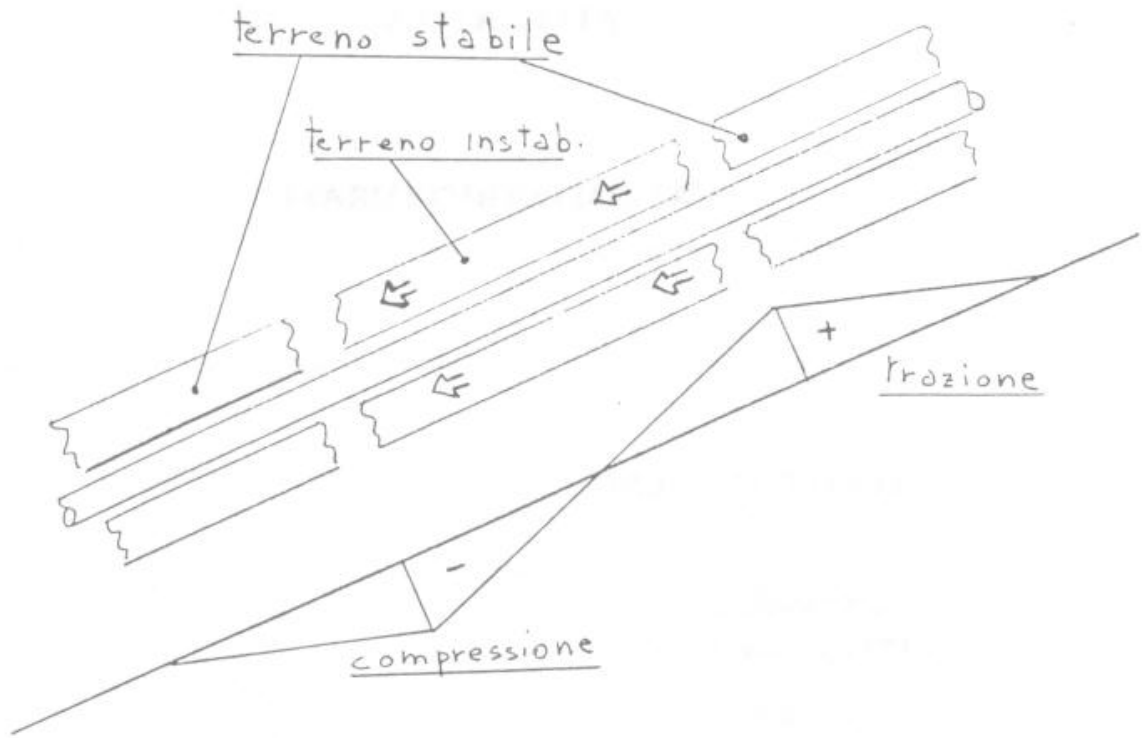


figura 1- Andamento ipotizzato degli sforzi assiali lungo la condotta

ENERGY ANALYSIS OF CONTINUOUS STRUCTURES

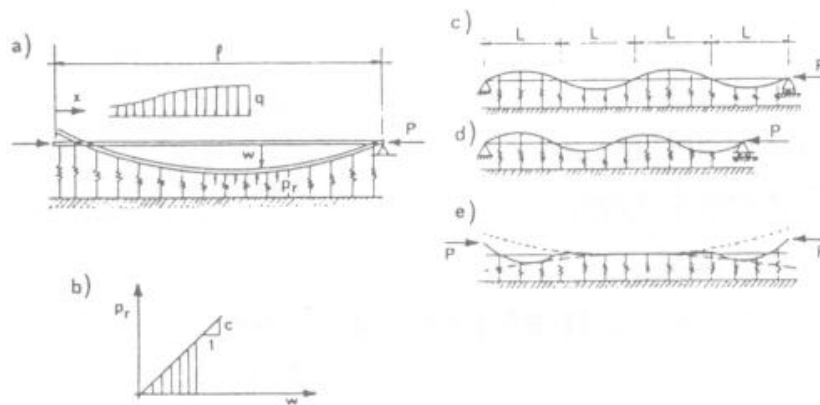


Figure 5.4 (a) Beam on Winkler foundation; (b) foundation modulus c ; (c-e) buckling of beams with various end restraints.

figura 2 - Deformata che insorge per instabilità (tratto da "Stability of structures")

ALLEGATO A

CALCOLI STRUTTURALI

PARAMETRI TUBO E TERRENO

Derivazione per Potenza DN 10"

$D=254$ mm, $R=127$ mm, $t=6.35$ mm

$Area \cong \Pi \cdot D \cdot t = 5067$ mm²

$W \cong \Pi \cdot R^2 \cdot t = 321759$ mm³; $J \cong \Pi \cdot R^3 \cdot t = 40863424$ mm⁴

$E = 206000$ Nmm²; Acciaio X52 $\Rightarrow \sigma_y = 358$ Nmm²

$N_y = Area \cdot \sigma_y = 1814$ KN; $M_y = \sigma_y \cdot W = 114.189$ KN m;

$M_{pl} = \phi \cdot M_y = 1.27 \cdot M_y = 146.290$ KN m

2 L (lunghezza d'onda def. instabilità) = 20 m (stimata)

α = fattore di adesione funzione di S_u ; S_u = coesione non drenata del terreno

K_t = parametro di rigidezza del terreno; $C = K_t \cdot D$ (rigidezza terreno per unità di lung. tubo)

Allacciamento comune di Cutro DN 4"

$D=101$ mm, $R=50.8$ mm, $t=4$ mm

$Area \cong \Pi \cdot D \cdot t = 1269$ mm²

$W \cong \Pi \cdot R^2 \cdot t = 32429$ mm³; $J \cong \Pi \cdot R^3 \cdot t = 1647407$ mm⁴

$E = 206000$ Nmm²; Acciaio X52 $\Rightarrow \sigma_y = 358$ Nmm²

$N_y = Area \cdot \sigma_y = 457$ KN; $M_y = \sigma_y \cdot W = 11.609$ KN m;

$M_{pl} = \phi \cdot M_y = 1.27 \cdot M_y = 14.743$ KN m

2 L (lunghezza d'onda def. instabilità) = 8 m (stimata)

α = fattore di adesione funzione di S_u ; S_u = coesione non drenata del terreno

K_t = parametro di rigidezza del terreno; $C = K_t \cdot D$ (rigidezza terreno per unità di lung. tubo)

FORMULE DI INSTABILITA'

- 1) $P_{cr} = 2 \sqrt{(CE J)}$ (carico critico di instabilità)
- 2) $L = \Pi (EJ/C)^{0.25}$ (semilunghezza d'onda di instabilità)
- 3) $w(x) = A \sin(\Pi x / L)$ (deformata con A arbitrario rappresentante la freccia massima)

ref. "Stability of structures" Bazant - Cedolin par. 5.2

STIMA CARICO ASSIALE CRITICO

Ricavando C dalla 2) e sostituendo nella 1) si ha:

$$N_{cr} = 8 \Pi^2 E J / (2L)^2 = 2 \Pi^2 E J / L^2$$

$$N_{cr} (10'') = 1661 \text{ KN} \Rightarrow C = 0.0819 \text{ N/mm/mm}; K_t = C/D = 0.00032 \text{ N/mm}^3$$

$$N_{cr} (4'') = 418 \text{ KN} \Rightarrow C = 0.128 \text{ N/mm/mm}; K_t = C/D = 0.0012 \text{ N/mm}^3$$

STIMA FRECCIA NECESSARIA PER RAGGIUNGERE MOMENTO LIMITE

$$M_{max} = E J w''(L/2) = A \Pi^2 E J / L^2$$

Non considerando l'interazione M-N si ha:

$$M_{max} = M_y (10'') \text{ per una freccia pari a } 138 \text{ mm}$$

$$M_{max} = M_y (4'') \text{ per una freccia pari a } 55 \text{ mm}$$

Considerando l'interazione M-N si calcola la freccia necessaria per indurre prima plasticizzazione:

$$(\sigma_y - N_{cr}/Area) W = A \Pi^2 E J / L^2$$

$$M_{max} = M_{prima\ plastic.} (10'') \text{ per una freccia pari a } 11.6 \text{ mm}$$

$$M_{max} = M_{prima\ plastic.} (4'') \text{ per una freccia pari a } 4.39 \text{ mm}$$

ANALISI DI SENSITIVITA' NEI CONFRONTI DI GEOMETRIA E TERRENO

$$P_{cr} = \sqrt{(\Pi E / 2)} \cdot \sqrt{K_t} \cdot \sqrt{t} \cdot D^2 \text{ deve essere in ogni caso } \leq N_y$$

$$L = (E \Pi^5 / 8)^{0.25} \cdot \sqrt{D} \cdot (t)^{0.25} / (K_t)^{0.25}$$

Relazione per cui si ha collasso plastico anziché instabilità:

$$D / \sqrt{t} \geq \Pi \sigma_y / (\sqrt{(\Pi E / 2)} \cdot \sqrt{Kt})$$

Assumendo che il movimento del terreno sia tale da mobilitare la forza ultima tra tubo e terreno su tutta la lunghezza dando origine al caratteristico diagramma a farfalla ed assumendo:

$$F_u = \alpha S_u \Pi D \quad (\text{forza ultima di interazione longitudinale tra tubo e terreno})$$

si calcola la lunghezza di frana necessaria ad indurre instabilità o collasso plastico:

$$L_{f-nec} = \sqrt{(2 E / \Pi)} \cdot \sqrt{Kt} / (\alpha S_u) D \cdot \sqrt{t} \quad (\text{instabilità})$$

$$L_{f-nec} = \sigma_y t / (\alpha S_u) \quad (\text{collasso plastico assiale})$$

STIMA LUNGHEZZA DI FRANA NECESSARIA NEI DUE CASI IN ESAME

Per valutare αS_u ci si è riferiti alle prove condotte da SNAM presso ISMES su tubo 2" e da NOVA Corporation su diametro 16"

$$\alpha S_u = 9.5 \text{ KPa ISMES}$$

$$\alpha S_u = 6 \text{ KPa NOVA}$$

si ha:

$$F_u (4'') = \alpha S_u \Pi D = 3 \text{ KN / m (ISMES)}$$

$$F_u (4'') = \alpha S_u \Pi D = 1.9 \text{ KN / m (NOVA)}$$

$$F_u (10'') = \alpha S_u \Pi D = 7.58 \text{ KN / m (ISMES)}$$

$$F_u (10'') = \alpha S_u \Pi D = 4.78 \text{ KN / m (NOVA)}$$

$$L_{f-nec} (4'') = N_{cr} \cdot 2 / F_u = 278 \text{ m (ISMES)} ; 440 \text{ m (NOVA)}$$

$$L_{f-nec} (10'') = N_{cr} \cdot 2 / F_u = 438 \text{ m (ISMES)} ; 695 \text{ m (NOVA)}$$

ALLEGATO B

DOCUMENTAZIONE DELLE ROTTURE



Fig. 1 a - Campione pervenuto: Propagazione di 1700 mm che interessa due tubi a monte: 1140 tubo a monte della saldatura circonferenziale e 560 tubo a valle.



Fig. 1 b - Innesco localizzato sulla grinza distante 375 mm della saldatura circonferenziale di valle.



Fig. 2 a - Particolare della grinza interessata da una fessurazione superficiale interna.

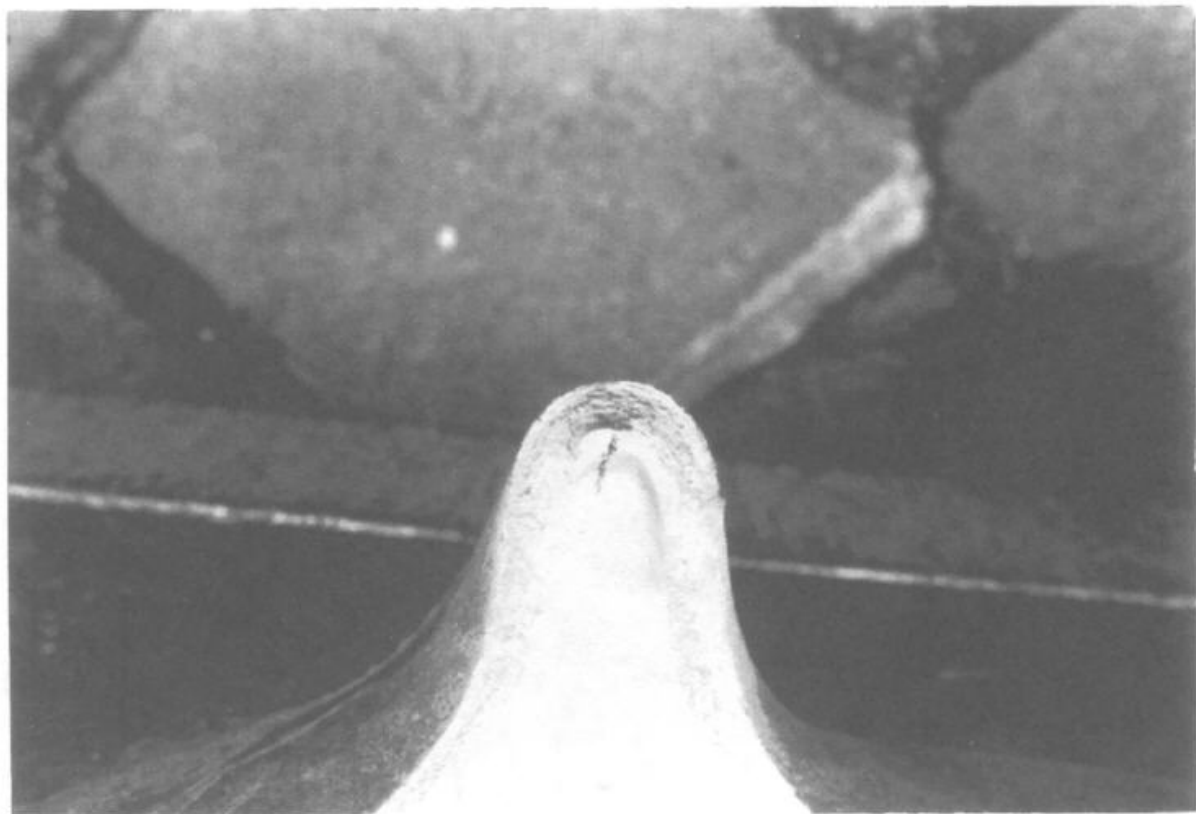


Fig. 2 b - Particolare dell'innesco: lunghezza assiale = 23 mm (sviluppo = 36 mm) e profondità 4,9 mm.



Fig. 3 - Si nota che l'innesco era localizzato a metà della grinza.



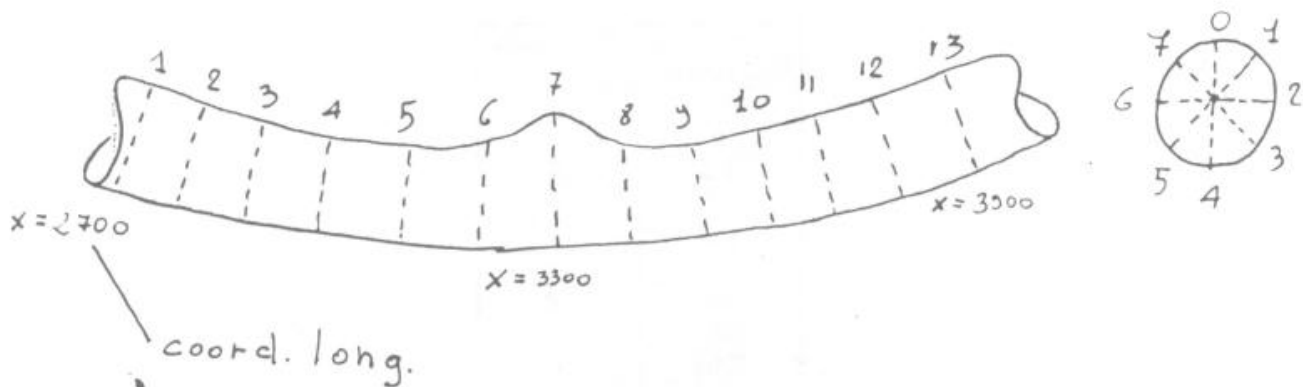
Fig. 4 - Distanza tra i lembi in corrispondenza della grinza = 750 mm.



Fig. 5 - Campione pervenuto.



Fig. 6 - Zona di perdita.



POS.	DIAMETRO				CIRCONFERENZA
	0-4	1-5	2-6	3-7	
1	114.9	115	114.3	114.5	362
2	114.8	115	114.7	114.5	362
3	114.6	114.6	114.9	114.7	362
4	114	114.4	115.6	115	362
5	113.2	115	117.2	116.4	365
6	112	112.7	119.8	118.7	366
7	125.1	124.0	134	124.5	386
8	112.8	112	121	119.1	367
9	114.3	115.4	116.9	116	365
10	114	115.2	116.3	115.4	362
11	114.1	115	115.1	114.6	362
12	114.6	115.3	114.7	114.6	362
13	115	114.4	114.7	114.8	362

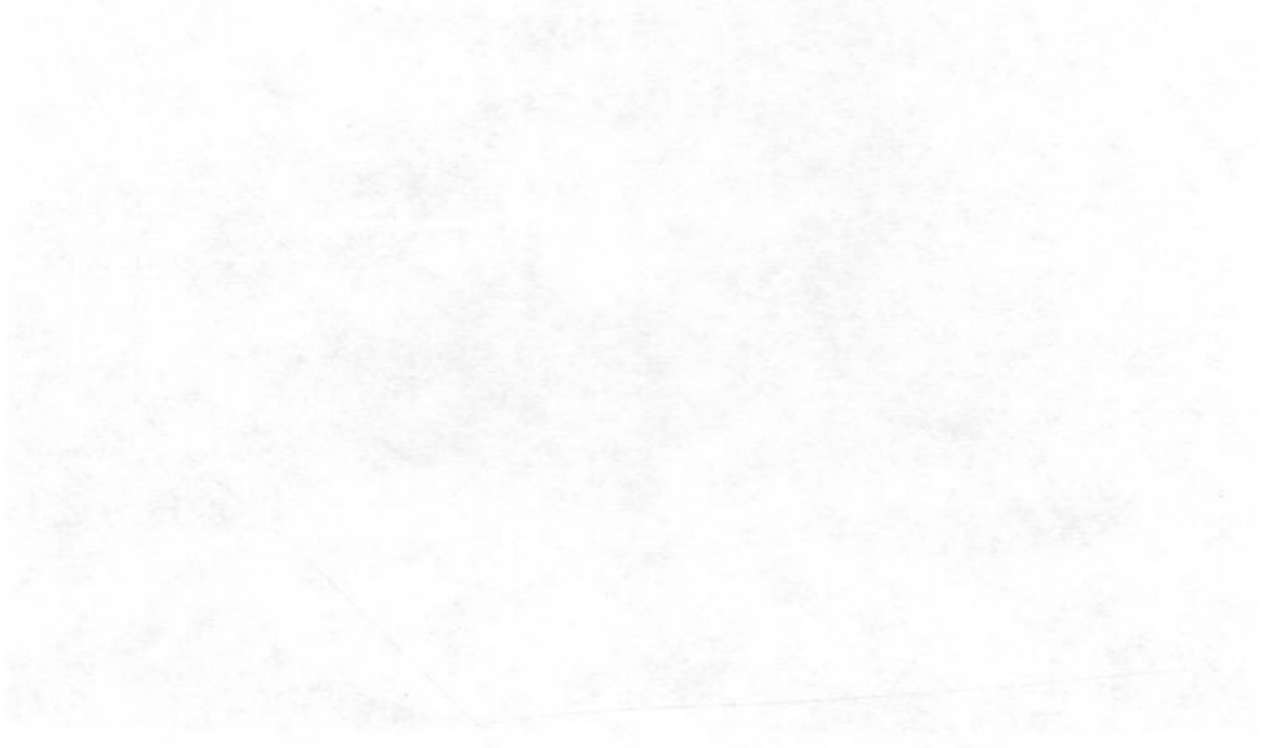
Tabella b 1 - Rilievi dimensionali; DN 4"

Coordinata longitudinale	Deformata
[mm]	[mm]
0	0
300	0
600	0
900	-3
1200	18
1500	50
1800	115
2100	195
2400	277
2700	365
3000	450
3300	535
3600	520
3900	475
4200	415
4500	370
4800	315
5100	275
5400	240
5700	227
6000	224
6300	222
6600	219
6900	215
7200	213
7500	211
7800	210

Tabella b2 - Rilievo deformato, DN 4"

ALLEGATO C

DATI RELATIVI A CONDOTTA DN 10"





Punto di rottura dopo sostituzione del tronchetto al momento in cui non era ancora stato eseguito lo scavo per rilascio tensionale



Tratto di tubo a monte del punto di rottura, instabilizzatosi a posteriori a seguito dello scavo per rilascio tensionale - È indicato più a valle il punto di rottura

ALLEGATO D

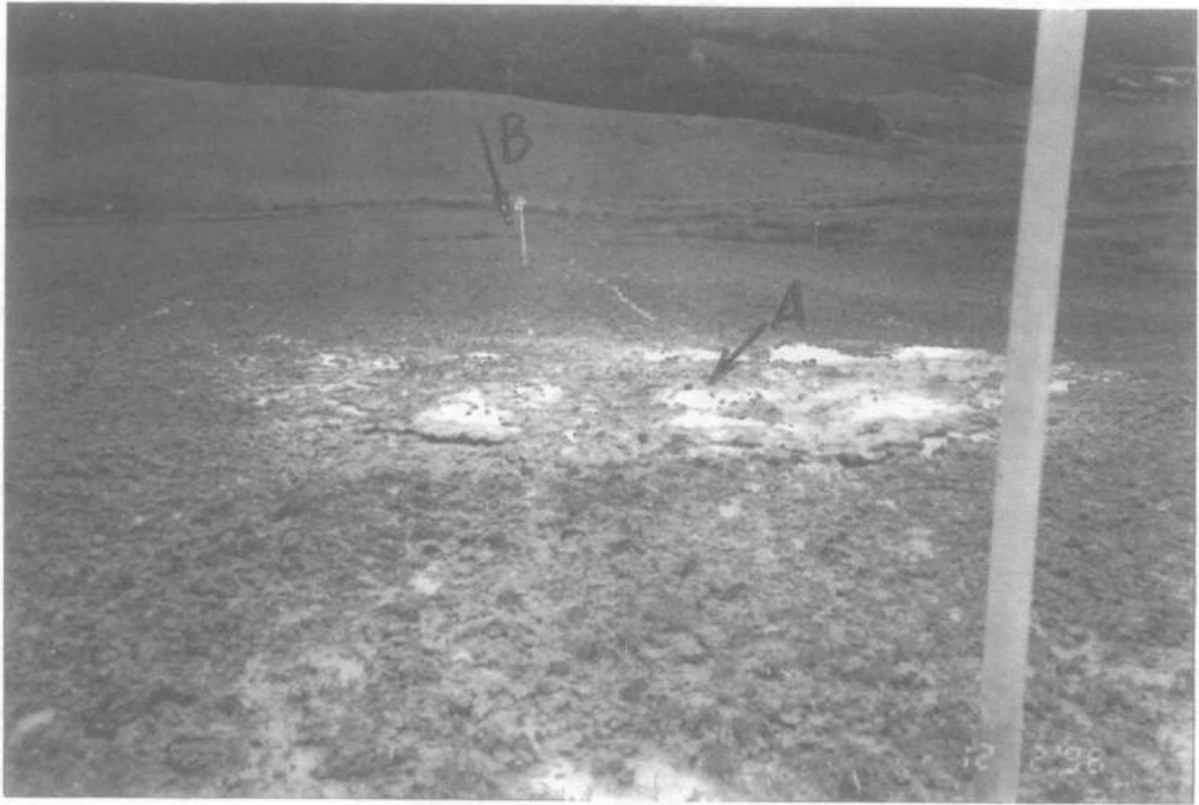
DATI RELATIVI A CONDOTTA DN 4"



"A" PUNTO DI ROTTURA

"B" VERTICE VALLE PENDIO





"A" PUNTO DI ROTTURA

"B" VERTICE VALLE PENDIO





SITUAZIONE TUBAZIONE DOPO "MESSA A GIORNO"

PARTICOLARE GRINZA





TUBAZIONE DOPO
SOSTITUZIONE
TRONCHETTO





PARTICOLARI
TRONCHETTO
SOSTITUITO

