



# Propagazione di fratture longitudinali in gasdotti caratterizzati da bassa duttilità

Matteo Minotti, Pietro Salvini

Università di Roma "Tor Vergata", Dipartimento di Ingegneria Meccanica, Via del Politecnico, 1 – 00133 Roma

Giuseppe Demofonti

Centro Sviluppo Materiali S.p.A. Via di Castel Romano, 100 - 00128 Roma

**RIASSUNTO.** Il presente lavoro propone l'analisi di propagazione di una frattura fragile longitudinale di un gasdotto interrato basata sulla valutazione dell'*energy release rate*.

Viene illustrata l'implementazione della suddetta metodologia all'interno di un codice proprietario agli elementi finiti con formulazione esplicita, illustrando gli interventi eseguiti sul preesistente algoritmo di propagazione stazionaria, e proponendo i risultati ottenuti a seguito di simulazioni dinamiche svolte su tubi in acciaio *X80* e su provini *SENB* in pieno spessore sottoposti a prove *DWTT*.

**ABSTRACT.** This paper proposes a method to analyze longitudinal brittle fracture propagation of a buried gas pipeline based on assessment of energy release rate.

It illustrates the implementation of above methodology within an owner FEM code with explicit formulation, highlighting actions carried out on existing stationary propagation algorithm, and proposing the results obtained by dynamics simulations conducted on *X80* steel pipes and full thickness *SENB* in *DWT* test.

**PAROLE CHIAVE:** gasdotti; cricche propaganti; elementi finiti a formulazione esplicita.

## 1 INTRODUZIONE

L'attuale tendenza nel trasporto del gas naturale richiede linee in grado di assicurare maggiori portate sia innalzando i valori della pressione di esercizio, sia utilizzando tubazioni di maggiore diametro. In ogni caso ne risulta un aumento del livello di sollecitazione in termini di tensione circonferenziale, e la conseguente necessità di utilizzare tubazioni in acciaio di maggiore resistenza strutturale ma anche di maggiore tenacità. Le problematiche connesse con l'insorgere, e la successiva propagazione di fratture lungo le tubazioni in pressione impongono dei vincoli progettuali che si dimostrano essere notevolmente restrittivi dal punto di vista dell'affidabilità complessiva dell'impianto. In tal senso, un aspetto di indubbia rilevanza è rappresentato dalla temperatura di esercizio nella quale la linea opera, che valutata in relazione alla *FPTT* (*Fracture Propagation Transition Temperature*, ASTM E436), fornisce indicazioni sulla natura, duttile o fragile, della propagazione di un generico danno. In tali condizioni, per tubazioni interrate a bassa profondità, la frattura può svilupparsi longitudinalmente in maniera stabile, ossia propagare ad una velocità costante interessando una notevole estensione della linea, anche per centinaia di metri.

Il fenomeno di propagazione della frattura in un ga-

sdotto è caratterizzato da una dinamica elevata, connessa ad un'estesa plasticità della zona prospiciente l'apice della cricca in regime duttile; al contrario si sviluppa una più ridotta regione di redistribuzione delle tensioni nel caso di propagazione in regime fragile. Tale diversità si manifesta principalmente nella cinetica con cui la frattura si sviluppa nei due casi. L'elevata velocità caratteristica della *brittle propagation* fa sì che la cricca non dia il tempo al lavoro di decompressione operante sui flap dietro la cricca in apertura di contribuire alla energia spesa per l'avanzamento della stessa. Contemporaneamente si ha che l'estensione della regione plastica dinnanzi l'apice del danno risulta più limitata. La pressione interna del gas e l'azione esercitata da quest'ultimo sui lembi fratturati del tubo rappresentano i contributi preponderanti in termini di *driving force* nel caso della propagazione duttile della frattura. I due scenari sono quindi molto differenti nella modalità che da origine alla *driving force*. Estremizzando, si evince che nel caso *brittle* il contributo preponderante in termini propulsivi sia legato al potenziale elastico immagazzinato dal materiale per effetto della sollecitazione esercitata dall'azione di "pompaggio" del gas che determina un tensionamento soprattutto circonferenziale. Tale tensione è del resto la tensione che anima la propagazione di *MODO I* qui considerata. Conseguenza diretta

della cinetica di evoluzione del fenomeno è il diverso assetto geometrico, inteso come ampiezza angolare di apertura valutata nella regione del fronte di cricca, la cui entità è rappresentata dal valore del parametro *CTOA* (*Crack Tip Opening Angle*) [1], definito come l'angolo con cui i lembi di frattura emergono dall'apice durante un atto di propagazione. Il *CTOA* è un parametro ampiamente consolidato per la descrizione delle fratture in campo duttile, ma si ritiene che sia inadeguato per la rappresentazione di danni propaganti in regime fragile. Nel presente lavoro viene proposto un approccio alternativo, di tipo energetico, per l'analisi di innesco e propagazione di fratture caratterizzate da *brittle propagation*. A corredo della trattazione sono presentati i risultati dedotti da simulazioni numeriche ottenute dall'implementazione dell'approccio proposto all'interno di un codice proprietario, agli elementi finiti con formulazione esplicita.

## 2 L'ENERGY RELEASE RATE (*G*) COME PARAMETRO DESCRITTIVO DELLA FRATTURA

Fin dagli albori degli anni '70 la determinazione delle caratteristiche di resistenza per gasdotti interrati, usualmente quantificata attraverso l'energia *Charpy-V*, è stata basata sull'utilizzo di dati empirici dedotti da prove esplosive in piena scala. Numerosi sono i modelli di frattura specifici per i gasdotti che utilizzano formulazioni ricavate direttamente da rilevazioni su condotte reali: tra questi annoveriamo il modello di Maxey [2], il più diffuso e autorevole nel caso di propagazione duttile della frattura, che fa dell'energia *Charpy-V* il parametro descrittivo della tenacità da cui dedurre la caratteristica di resistenza. Il principale inconveniente di una siffatta tipologia di approccio, che ne vincola l'estensione a modello previsionale di sola propagazione stabile, è il legame delle formulazioni utilizzate con specifiche sperimentazioni in piena scala; conseguentemente l'estrapolazione di informazioni relative a condizioni di prova diverse da quelle di riferimento del modello risulta non scientificamente difendibile, o quanto meno potrebbe condurre a risultati non realistici. Ad un'analisi più approfondita del modello risulta evidente come il limite della formulazione di Maxey risieda principalmente nella scelta effettuata nei riguardi del parametro descrittivo (l'energia *Charpy-V*) utilizzato per la caratterizzazione delle condizioni di propagazione. Di conseguenza, l'impiego di nuove soluzioni progettuali, quali diametri o pressioni di esercizio maggiori, o semplicemente l'uso di acciai ottenuti da processi di produzione differenti, si scontra con le notevoli incertezze legate all'estrapolazione di un criterio semi empirico.

In [3] la problematica è stata affrontata mediante una modellazione strutturale ad hoc della condotta interrata, con l'introduzione di criteri di meccanica della frattura consolidati e di semplice formulazione. Si è utilizzata una metodologia di calcolo basata sugli elementi finiti (*Belytschko shell element*) con formulazione esplicita in grado di contemplare e simulare l'insorgere delle diverse fenomenologie inerenti l'evento: rilascio duttile dei lembi della frattura, decompressione del gas per effetto della lacerazione progressiva, azione dei gas sui lembi in apertura ed interazione tra tubo e terreno. In tal modo, avendo opportunamente tarato la modellazione attraverso l'utilizzo di prove di scoppio strumentate, si è avuta la disponibilità di un modello fisico capace anche di prevedere il comportamento in condizioni differenti rispetto a quelle di taratura.

Una delle maggiori difficoltà riscontrate nello sviluppo del suddetto modello è determinata dall'impossibilità di utilizzare parametri convenzionali per il controllo della frattura. Precedenti ricerche, finanziate dall'AGA (American Gas Association) [4], hanno evidenziato la possibilità di utilizzare con successo nella simulazione della propagazione di frattura duttile nei gasdotti (anche se al di fuori delle condizioni di dominanza di altri parametri classici quali il  $J_{integral}$ ), il *CTOA* (*Crack Tip Opening Angle*), ovvero l'angolo formato dai lembi di frattura in prossimità dell'apice della cricca. L'impiego del *CTOA* come parametro di frattura mostra notevoli vantaggi: non risente di limitazioni dovute all'entità ed all'estensione della zona plasticizzata sull'apice, può essere valutato semplicemente dal profilo di frattura e non richiede l'adozione di elementi particolari o con prefissate dimensioni. Ciò si traduce in una spiccata compatibilità con modellazioni meno accurate della zona di frattura, che ha reso ancor più fattibile l'approccio numerico ad un fenomeno così complesso. Inoltre la documentata stabilità del suo valore in condizioni di propagazione stazionaria [1] consente di utilizzare quest'ultimo come "indicatore" per la valutazione della tenacità dei materiali nelle suddette condizioni.

L'idoneità del *CTOA* come parametro descrittivo tende a perdere rilevanza tanto più il regime di propagazione tende a mutare da perfettamente duttile a totalmente fragile, in quanto vengono a modificarsi evidentemente le condizioni necessarie all'applicabilità del metodo. La diversa natura del fenomeno tra le due modalità prospettate, determina caratteristiche di propagazione della cricca notevolmente differenti, che inducono regimi di velocità di propagazione che si attestano nell'ordine dei 125 – 300 m/s nel caso duttile, e 250 – 400 m/s nel caso fragile. Inoltre, i differenti valori di resilienza posseduta dal materiale, uniti alle diverse condizioni dinamiche anzidette, conducono ad assetti geometrici, sia del

fronte di cricca che della zona immediatamente successiva, effettivamente distanti in termini di *CTOA*: valori tipici dedotti sperimentalmente variano tra i 7°-11° nel caso di propagazione duttile, 2°-4° nel caso fragile. Una variabilità così ristretta nei valori del *CTOA* nel caso di *brittle propagation* fornisce riscontro di come la frattura in fase di propagazione venga influenzata marginalmente dalle macrodeformazioni della regione retrostante il fronte di cricca, e come la *driving force* sia “alimentata” principalmente dall’energia interna del materiale, immagazzinata sotto forma di lavoro di deformazione elastica del tubo ad opera del gas. Si può affermare, quindi, che la propagazione di una cricca longitudinale in un gasdotto in pressione sia strettamente correlata allo stato energetico attuale della struttura (legato alla pressione di pompaggio) e l’entità di tale energia resa disponibile è quantitativamente valutabile attraverso l’applicazione di formulazioni generali della meccanica della frattura già ampiamente consolidate: il  $G$  (*energy release rate*) ed il  $J_{integral}$ .

Dalla definizione proposta da Irwin nel 1956, il  $G$  consente la misurazione dell’aliquota di energia necessaria per un incremento unitario di estensione di una cricca:

$$G = -\frac{d\Pi}{dA} \quad (1)$$

Il parametro è analiticamente definito come variazione dell’energia potenziale totale  $\Pi$  per unità di area  $A$  di frattura generata.

Come già precedentemente asserito, il verificarsi di una frattura in un gasdotto interrato funzionante in pieno regime determina conseguenze catastrofiche a seguito della potente deflagrazione che accompagna la propagazione del fronte di cricca: l’arresto di una frattura innescata costituisce quindi una problematica di rilevante interesse, in considerazione del fatto che l’estensione finale della zona fratturata si accompagna a danni considerevoli. Per prevenire un’estesa lacerazione della linea, una volta

innescatosi il danno, si tenta di intervenire sulla tenacità intrinseca del materiale, richiedendone valori più elevati allo scopo di aumentare il margine di sicurezza; inoltre, si può ricorrere all’installazione di strutture aggiuntive esterne (i.e. *crack arrestor*) che, limitando l’apertura dei lembi di frattura, influenzano la velocità di propagazione [5]. I *crack arrestor* (CA, Fig. 1) rappresentano una soluzione a costo relativamente basso, in alcuni casi installabili anche su linee già esistenti consentendo di controllare la propagazione della cricca, se appropriatamente dimensionati [6]. L’applicazione dei suddetti dispositivi in prove in piena scala ha evidenziato l’efficacia nell’arrestare, o quanto meno rallentare, fratture propaganti in regime totalmente duttile: l’azione di *constraint* che i CA esercitano in direzione circonferenziale al tubo limita sostanzialmente il lavoro di apertura svolto ad opera del gas sui lembi fratturati (*flaps*), abbattendo di conseguenza l’entità della *driving force* disponibile all’atto della propagazione. Transitando dal regime duttile a quello fragile, o misto tra i due, l’efficacia dei CA viene compromessa dalla diversa meccanica con cui il fenomeno caratteristicamente si manifesta: la propagazione del fronte di rottura è a carico dell’energia elastica immagazzinata, e solo marginalmente all’azione dei *flaps*. Se il contenuto energetico posseduto dal tratto di tubo interessato dal CA è equivalente o superiore a quello critico necessario, la cricca propagherà anche al di sotto del CA, risultando quest’ultimo inutile a fini dell’arresto. Si evince quindi come la messa a punto di un parametro descrittivo della frattura quale il  $G$  rappresenti non solo il conseguimento di uno strumento per la definizione di un criterio di innescamento/propagazione di una cricca in regime fragile o misto duttile/fragile, ma anche un indispensabile supporto per l’ottimizzazione e lo sviluppo di sistemi specifici di arresto, quali appunto i *crack stopper*, tuttora inadeguati ad arrestare fratture propaganti in regime fragile.

Dalla (1), in relazione ad una piastra semi-infinita soggetta ad uno stato di tensione piano, caratterizzata da

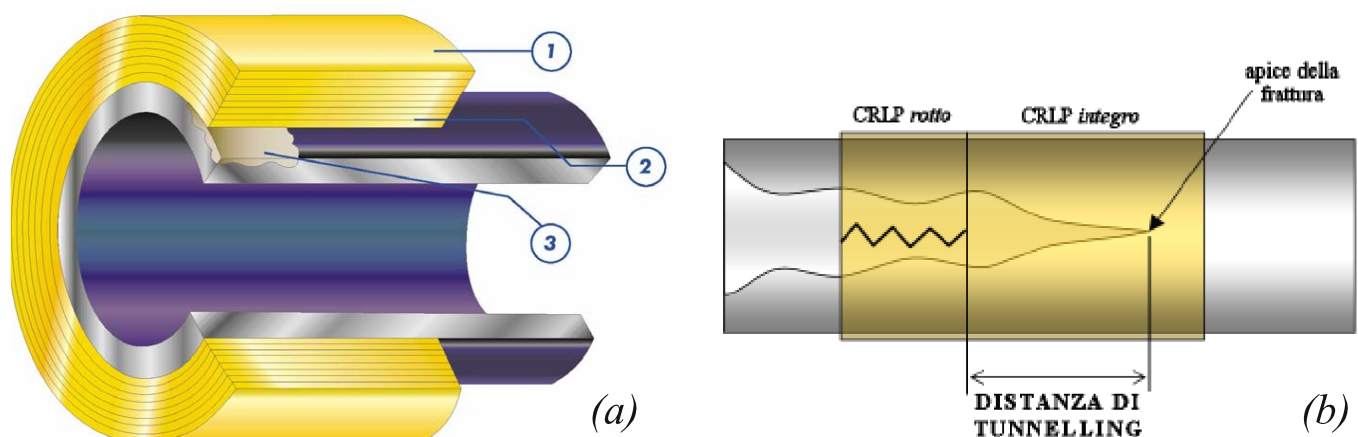


Figura 1: (a) Esempio di *Crack Arrestor* (1: *composite coil*, 2: *adhesive*, 3: *filler*); (b) effetto di arresto della frattura.

una cricca di lunghezza  $2a$ , il valore di  $G$  è valutabile nel modo seguente:

$$G = \frac{\pi \cdot \sigma^2 \cdot a}{E} \quad (2)$$

La definizione del parametro si fonda sull'ipotesi che il materiale costituente sia elastico lineare fino al limite di snervamento: per leggi costitutive caratterizzate da elasticità non lineare si sostituisce al  $G$  il parametro  $J_{integral}$ , valutabile attraverso la definizione canonica di Rice.

Per entrambi i parametri succitati, l'insorgere di consistente plasticità ed associate deformazioni nella regione di valutazione di questi impedisce l'applicabilità delle formulazioni classiche, in quanto si vengono a violare le condizioni fondamentali per l'applicabilità della LEFM. In tali circostanze si utilizzano formulazioni "corrette", che consentono di quantificare la quota parte di energia associata all'irreversibilità introdotta dall'insorgenza del flusso plastico: il quantitativo da fornire, in termini di lavoro esterno applicato alla struttura interessata, per l'innescio e la propagazione del difetto sarà pari in valore alla somma delle suddette aliquote elastica e plastica. L'esigua regione plastica nella zona che precede il fronte di frattura nel caso di propagazione fragile, consente di potersi avvalere delle relazioni valide nell'ipotesi di elasticità lineare garantendo un grado di attendibilità accettabile, eventualmente basandosi solo sul concetto di lunghezza equivalente della frattura proposto da Irwin. La geometria di riferimento utilizzata per caratterizzare la (1) nella (2) è evidentemente incompatibile se paragonata ad una generica condotta per la distribuzione del gas: ne consegue come la (2) risulti inapplicabile semplicemente. Maxey et al. in [7] hanno affrontato la problematica suddetta, proponendo una formulazione ad hoc per la valutazione del  $G$ :

$$G = \frac{\pi \cdot \sigma^2 \cdot R}{E} \quad (3)$$

Il termine  $\sigma$  rappresenta la componente tensionale elastica del materiale che agisce attivamente alla propagazione della frattura nella configurazione considerata (*MODO I*). In un gasdotto interessato da frattura fragile longitudinale (coincidente con la generatrice superiore del tubo), lo stato di sollecitazione che si riscontra, assimilando la struttura ad un cilindro rettilineo in parete sottile sottoposto a pressione interna costante ed in assenza di occlusioni alle estremità, è di tipo piano. Le uniche componenti non nulle del tensore degli sforzi, quando questi è definito rispetto ad un sistema di riferimento cilindrico (con asse  $Z$  coincidente con l'asse del cilindro) sono quelle relative alla tensione circonferenziale ed alla tensione radiale, l'ultima delle

quali non contribuisce in modo significativo al fenomeno della propagazione di *MODO I*. L'azione di compressione esercitata dal gas si traduce totalmente in *driving force* sottoforma di tensione circonferenziale, valutabile nel caso in esame attraverso la nota relazione di Mariott:

$$\sigma_c = \frac{p_{int} \cdot R}{s} \quad (4)$$

ottenendo per  $G$  la seguente relazione:

$$G = \frac{\pi \cdot p_{int}^2 \cdot R^3}{s^2 \cdot E} \quad (5)$$

L'applicazione della (5) consente di valutare il contenuto di energia elastica immagazzinata dal materiale, a seguito della presenza del gas ad una determinata pressione  $p_{int}$ . All'atto dell'innescio di una cricca, se le condizioni sono tali da avere *brittle propagation*, la propagazione del fronte viene alimentata a spese del contenuto energetico del materiale, con trasformazione di energia potenziale elastica in energia cinetica ed energia di frattura.

Nel caso di condotta rettilinea integra ed operativa, il valore di  $G$  è quindi univocamente determinabile e fornisce la stima dell'effettiva disponibilità in termini energetici per l'esecuzione di un atto elementare di propagazione della cricca. In fase di rottura, quando la frattura propaga, si ha una fuoriuscita di gas dalla zona di tubo "rotta" e la sua inevitabile decompressione: si misurano quindi diversi valori di  $p_{int}$  nelle diverse sezioni del tubo in funzione della pressione nominale e della configurazione istantanea dei fronti viaggianti di decompressione, le cui velocità risultano essere spesso, ma non sempre, superiori rispetto all'apice della cricca.

### 3 ALGORITMO DI PROPAGAZIONE LIBERA

Nel paragrafo seguente si introduce lo sviluppo del codice di calcolo agli elementi finiti PiCPro® dedicato all'analisi delle condizioni di propagazione della frattura duttile/fragile in gasdotti interrati a bassa profondità. Il PiCPro® si compone di diversi modelli in grado di considerare simultaneamente il problema della propagazione di frattura duttile e fragile, la decompressione del gas all'interno della condotta, le grandi deformazioni della struttura e l'effetto di contenimento operato dal terreno circostante il gasdotto.

La previsione del codice si basa sulla ricerca dell'esistenza di una possibile condizione di propagazione stazionaria in grado di sostenere la frattura indefinitamente. In determinate condizioni, la possibilità che si realizzi tale condizione nel caso di frattura duttile

è prevedibile dal confronto tra il valore del  $CTOA$  applicato ( $CTOA_a$ ) alla struttura nelle condizioni in esame ed il valore critico ( $CTOA_c$ ) che può essere determinato da prove sperimentali  $DWTT$  (*Drop Weight Tear Test*) su provini in pieno spessore [8]. La propagazione stazionaria è dunque teoricamente caratterizzata dall'uguaglianza tra il  $CTOA_a$  ed il  $CTOA_c$ . Al contrario, se questa condizione non risulta soddisfatta si presenta una propagazione instabile con possibilità di arresto ( $CTOA_a < CTOA_c$ ), oppure una propagazione con velocità crescente ( $CTOA_a > CTOA_c$ ). Questo criterio stabilisce invero delle condizioni asintotiche di comportamento, tuttavia esso è stato confortato dalle prove di propagazione di frattura duttile in tubazioni in piena scala costituite da tratti di tubo di tenacità crescente. Si è osservato infatti che la frattura tende ad avanzare con velocità stabile oppure decrescente in accordo con le precedenti disuguaglianze. L'applicazione del suddetto algoritmo è stata estesa al caso fragile utilizzando come parametro descrittivo della frattura il valore istantaneo del  $G$ , desunto attraverso l'applicazione della (5) relativamente ad una sezione situata ad una determinata distanza dal fronte di cricca, tale da scongiurare l'eventualità di perturbazioni di carattere numerico e tensionale dovute all'elevata dinamicità del fenomeno. Il confronto tra il valore attuale del parametro ed il valore critico dello stesso avviene con le medesime modalità utilizzate per il caso duttile, sfruttando la spiccata modularità che caratterizza l'algoritmo utilizzato per la simulazione in propagazione stazionaria. In ambito prettamente sperimentale, la caratterizzazione richiesta dei materiali è ottenuta attraverso prove dinamiche  $DWTT$  effettuate su provini  $SENB$ : tale tipologia di prova consente di riprodurre in scala ridotta il fenomeno della frattura longitudinale nonché di coglierne l'elevata dinamicità intrinseca, permettendo la rilevazione di caratteristiche fisico-mecca-

niche altrimenti indeducibili in prove di scoppio in piena scala.

La valutazione del parametro  $G$  di un provino  $SENB$  a norma utilizzato in una prova *three point bending* è ottenibile applicando la relazione di interpolazione (6) tratta da Anderson [9], in cui  $a$  rappresenta l'estensione longitudinale della frattura,  $W$  l'altezza del provino,  $B$  lo spessore dello stesso,  $P$  il carico istantaneo applicato dal maglio ed  $E$  il modulo di Young del materiale.

Nel testo di Anderson è proposta anche una formulazione analitica in grado di valutare l'entità dell'aliquota di *energy release rate* associata all'insorgenza del flusso plastico nell'intorno dell'apice della cricca:

$$G_p = \alpha \varepsilon_0 \sigma_0 b h_1 (a/W, n) \cdot \left( \frac{P}{P_0} \right)^{n+1} \quad (7)$$

dove  $\alpha$  e  $n$  sono i coefficienti della legge di Ramberg – Osgood,  $\varepsilon_0$  e  $\sigma_0$  la deformazione e la tensione al limite di snervamento,  $h_1$  un coefficiente di correzione dipendente dalle caratteristiche del materiale,  $P_0$  il carico limite di incipiente snervamento e  $P$  il carico agente.

#### 4 COMPARAZIONE TRA IL $J_{integral}$ DI UNA PIASTRA E DI UN TUBO FRATTURATI

La formulazione (5) consente di determinare l'entità del  $G$  in un generico tubo esercito a pressione interna costante. Nel caso di frattura longitudinale viaggiante ad una determinata velocità, il gas contenuto nel condotto fuoriesce dalla fessura generatasi tra i lembi, determinando un gradiente di pressione bidimensionale (Fig. 2). La distribuzione variabile della pressione nel tratto di tubo non ancora interessato dalla frattura determina uno stato tensionale non costante, le cui componenti sono valutabili attraverso le relazioni di Mariott. Essendo il  $G$

$$G = \frac{1}{E} \left( \sqrt{\frac{\pi a}{4W}} \sec \frac{\pi a}{2W} \left[ 1 - 0.025 \left( \frac{a}{W} \right)^2 + 0.006 \left( \frac{a}{W} \right)^4 \right] \cdot P \cdot \frac{1}{B\sqrt{W}} \right)^2 \quad (6)$$

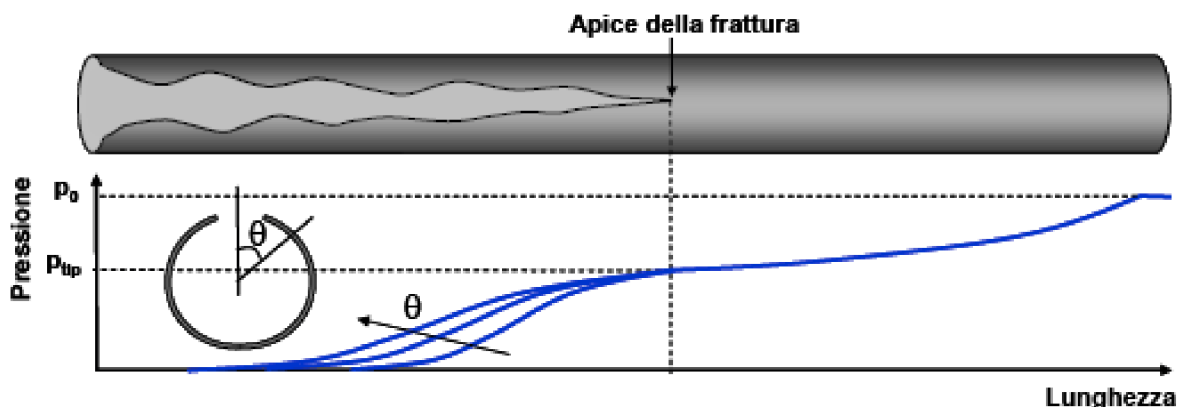


Figura 2: Schema del modello standard di decompressione del gas utilizzato nel PicPro®.

proporzionale al quadrato della componente della tensione in direzione circonferenziale, risulta evidente come già affermato, che il valore dello stesso sia dipendente dalla sezione in cui viene valutato lo stato di sollecitazione del tubo. Nell'ottica di utilizzo dell'algoritmo di propagazione stazionaria presentato nel precedente paragrafo, si ha la necessità di fissare a priori un punto di campionamento della pressione da applicare nella (5). Un approccio di tal tipo consente di effettuare valutazioni qualitativamente accettabili, ma una sua eventuale applicazione comporta la rinuncia ad un maggior livello di dettaglio a beneficio di una superiore versatilità di calcolo. La causa dell'approssimazione che si effettua è da imputare alla semplificazione introdotta dalla formulazione di Maxey et al. [7], la quale non prevede gradienti di pressioni non nulli per la valutazione del  $G$ . Un'alternativa possibile all'applicazione della (5) scaturisce dall'equivalenza che sussiste tra l'entità del  $G$  e del  $J_{integral}$  nel caso in cui il materiale sia elastico lineare e si vengano a rispettare le condizioni imprescindibili di validità della LEFM.

Il  $J_{integral}$  di una struttura è determinabile attraverso la formulazione generale proposta da Rice:

$$J = \int_{\Gamma} \left( w \cdot dy - T_i \cdot \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \quad (8)$$

dove  $w$  è la densità dell'energia di deformazione,  $T_i$  la componente  $i$ -esima del vettore degli sforzi, calcolato proiettando sul vettore normale al percorso d'integrazione le componenti della matrice delle tensioni,  $u_i$  è la componente  $i$ -esima del vettore spostamento e  $ds$  lo spostamento infinitesimo lungo il percorso di integrazione scelto. Condizione necessaria per l'utilizzo della (8) è che la frattura si sviluppi su di un piano, denominato *piano di frattura*. È evidente come l'implementazione della (8) in un codice agli elementi finiti sia di facile attuazione se la struttura considerata è un provino *SENB*, in quanto il fronte di rottura viene a giacere sempre su di

una superficie planare, ma non altrettanto immediato per una condotta in pressione, in quanto la cricca si propaga su di una superficie a curvatura non nulla. La problematica riscontrata è "aggirabile" se si considerano appropriatamente le peculiarità intrinseche dell'integrale di circuitazione introdotto da Rice: la (8) infatti fornisce il medesimo riscontro numerico indipendentemente dal percorso di integrazione prescelto; inoltre il  $J_{integral}$  è un parametro di tipo scalare, ovvero non vincolato dalla scelta del sistema di riferimento considerato, a meno di determinati requisiti imposti dalla rappresentazione indicizzata in notazione tensoriale scelta da Rice. Se si considera un generico tratto di tubo discretizzato con elementi ad estensione planare *shell*, questi ultimi riprodurranno la curvatura cilindrica del condotto per inviluppo successivo delle posizioni in direzione circonferenziale dei singoli elementi. L'indipendenza del valore del  $J_{integral}$  dalla *path* scelta, consente di estendere il processo di discretizzazione anche al percorso di integrazione della (8) (vedi Fig. 3a e 3b).

La Fig. 3a mostra l'applicazione canonica della (8) su di una piastra intagliata di dimensioni finite soggetta ad un carico di trazione uniformemente distribuito lungo i lati paralleli alla direzione  $X$  del sistema di riferimento riportato in figura; secondo la formulazione di Rice, il sistema di riferimento globale deve avere origine nell'apice della frattura, l'asse  $X$  deve essere diretto concordemente al moto di propagazione della cricca mentre l'asse  $Y$  deve risultare parallelo alla direzione di apertura dei lembi. Nella Fig. 3b viene proposta la discretizzazione della *path*, quest'ultima ottenuta individuando i punti di intersezione del percorso d'integrazione con gli elementi costituenti la piastra. Per ognuno di questi viene definito un sistema di riferimento locale, con origine nel centroide, avente gli assi  $x$  ed  $y$  tali che le rispettive proiezioni sul piano  $XY$  siano dirette come gli assi  $X$  ed  $Y$  del sistema di riferimento globale: questa accortezza è finalizzata alla non violazione delle condi-

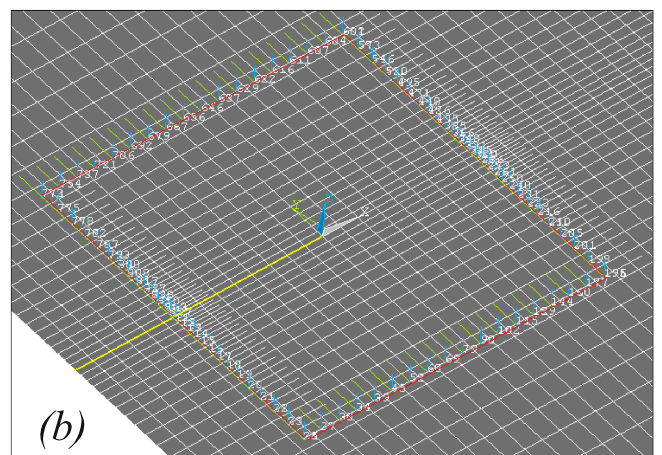
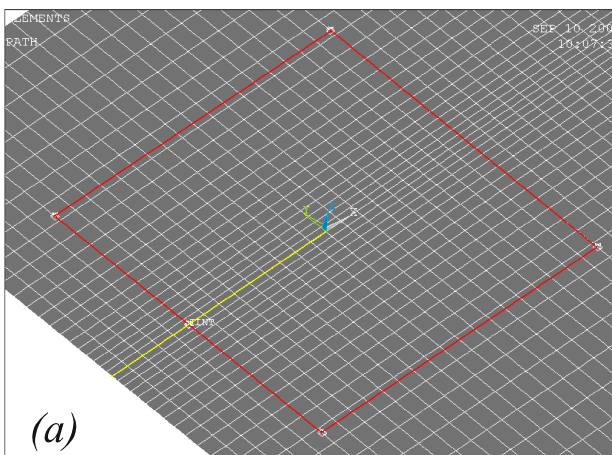


Figura 3: (a) *Path* di integrazione utilizzata per l'applicazione dell'integrale di Rice ; (b) Rappresentazione dei sistemi di riferimento locali generati dalla discretizzazione della *path*.

zioni necessarie poste da Rice per l'applicabilità dell'integrale di circuitazione. Utilizzando per ogni elemento attraversato dal percorso di integrazione la formulazione generale (8), relativamente al tratto di *path* delimitato dalla geometria dell'elemento considerato e rispetto al sistema di riferimento locale introdotto, si perviene all'aliquota di  $J_{integral}$  che compete alla porzione "discreta" di piastra esaminata: la cumulazione dei parziali ottenuti fornisce il valore del  $J_{integral}$  cercato.

Si consideri una piastra piana intagliata le cui caratteristiche sono riportate in Tab. 1.

A seguito della simulazione agli elementi finiti, eseguita con il codice commerciale Ansys®, si è definita una *path* quadrangolare intorno all'intaglio: l'applicazione estesa della (8) e quella "discretizzata" hanno sortito i seguenti risultati:

$$J_{integral} RICE = 286.60 N/mm$$

$$J_{integral} FEM = 283.21 N/mm$$

Come si può notare lo scarto che intercorre fra i due dati numerici è del 1.2%, che dal punto di vista della meccanica della frattura va considerato accettabile; inoltre si consideri che, applicando la (2) al caso in esame (tenendo conto delle dimensioni non illimitate della piastra) si ottiene un valore del  $G$  pari a 243.88  $N/mm$ , assai prossimo ai valori ottenuti.

Si prenda ora in considerazione la piastra intagliata dell'esempio testé proposto, e si immagini di imprimergli una curvatura tale da fargli assumere una configurazione emicilindrica, avendo l'accortezza che l'intaglio vada a combaciare con la generatrice superiore del semi tubo così ottenuto (Fig. 4).

Si considerino vincolati gli estremi laterali del cilindro, tali da avere consentita solo la traslazione in direzione  $Y$ , ed agente un carico di pressione sulla faccia interna del tubo di intensità tale da indurre una tensione circonferenziale equivalente al carico di trazione applicato alla piastra dell'esempio precedente (dalla (4)  $p_{int} = 82 \text{ bar}$ ). A simulazione avvenuta, la deformata della struttura presenta una configurazione come quella proposta in Fig. 5a. In questa circostanza, l'applicazione della (8) è impraticabile a causa della curvatura non nulla della superficie di giacenza della frattura. La procedura alternativa che sfrutta la discretizzazione del circuito di integrazione è invece utilizzabile e fornisce il seguente risultato:  $J_{integral} FEM = 930.10 N/mm$ : il valore ottenuto risulta evidentemente più elevato rispetto a quello conseguito nel caso di curvatura nulla. La causa è da addursi al diverso campo di spostamenti che si viene a generare nel cilindro in seguito al sollevamento dei *flaps* nella zona collocata posteriormente al fronte di frattura, che genera un incremento sostanziale anche dal punto di vista tensionale. Si evince quindi come il contributo nei confronti del  $J_{integral}$  a seguito

<u>Piastra Piana</u>	<u>Materiale</u>
<b>Lunghezza:</b> 3000 mm	<b>Densità:</b> 7.8 Kg/dm <sup>3</sup>
<b>Larghezza:</b> 1914 mm	<b>Mod. Young:</b> 206GPa
<b>Spessore:</b> 25 mm	<b>Poisson:</b> 0.3
<b>Intaglio:</b> 400 mm	<b><math>\sigma_s</math>:</b> 775MPa
	<b>Tensione nominale laterale:</b> 200MPa

Tabella 1: Caratteristiche della piastra intagliata utilizzata.

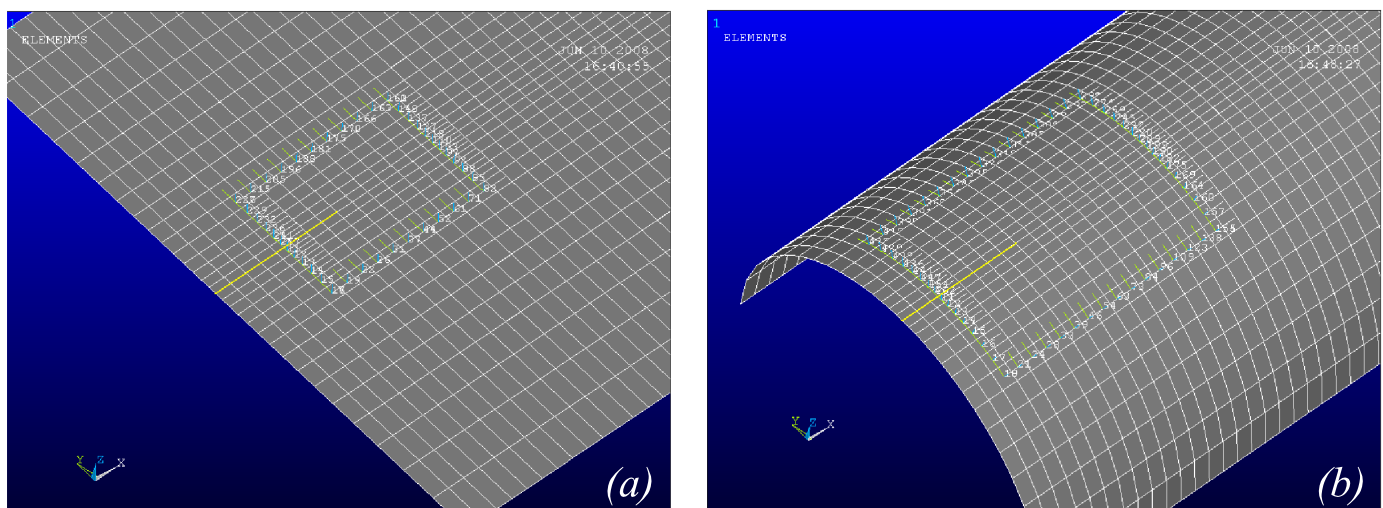


Figura 4: Immagini tratte dall'applicazione sulla piastra (a) e sul tubo (b) della procedura FEM per il calcolo del  $J_{integral}$ .

dell'azione del gas sui lembi liberi del tubo sia sostanziale e predominante in termini di *driving force*.

A riguardo è d'obbligo svolgere alcune considerazioni: in primo luogo il confronto proposto poc'anzi è relativo a prove in cui il carico è applicato staticamente, di riflesso il contributo tensionale in termini di flessione dei lembi risulta evidentemente sovrastimato; in seconda istanza le condizioni di vincolo adottate per la piastra ed il semitubo (determinate dalla configurazione del danno scelta) generano campi di tensioni e deformazioni notevolmente differenti tra loro, vanificando eventuali confronti in termini di  $J_{integral}$ . A tal proposito si pensi di traslare l'intaglio, nella direzione  $X$  del sistema di riferimento globale, dal bordo della piastra e del semitubo al centro dei medesimi: in questo modo l'azione flettente dei lembi viene contenuta dalla compagine stessa della struttura, e si viene a riprodurre una condizione molto prossima a quella di una frattura propagante in campo fragile.

La valutazione del  $J_{integral}$  calcolato per il tubo e la piastra nella nuova configurazione (vedi Fig. 6a e 6b) conferma le considerazioni svolte:  $J_{integral} PIASTRA = 113.56 N/mm$  -  $J_{integral} TUBO = 100.37 N/mm$ , avendo

utilizzato per entrambe la medesima path di integrazione. I due valori ottenuti collimano, a meno di un ridotto scarto numerico che data l'entità ma soprattutto la natura del raffronto può considerarsi più che accettabile.

L'esito positivo scaturito dal confronto fornisce lo spunto per le seguenti osservazioni. In primo luogo la procedura FEM proposta per il calcolo del  $J_{integral}$  su superfici non planari consente di trascendere i limiti intrinseci della (5), fornendo una valutazione del parametro energetico che tiene conto della reale entità dello stato di tensione e deformazione della regione prospiciente l'apice di frattura. In secundis si ha conforto per quanto riguarda le assunzioni fatte: l'energia disponibile alla propagazione in regime fragile è priorità del lavoro di deformazione immagazzinato dal materiale della regione di tubo non ancora interessata dal danno, e funzione quindi della pressione agente. Ciò suggerisce come, raggiunto il livello di criticità per l'innesco dinamico del fronte, tutto il quantitativo energetico indispensabile per la propagazione sia preordinatamente immagazzinato dal materiale, che è sottoposto in ogni sezione della condotta ed in condizioni di integrità strutturale, alla medesima pressione interna. Di conseguenza un eventuale

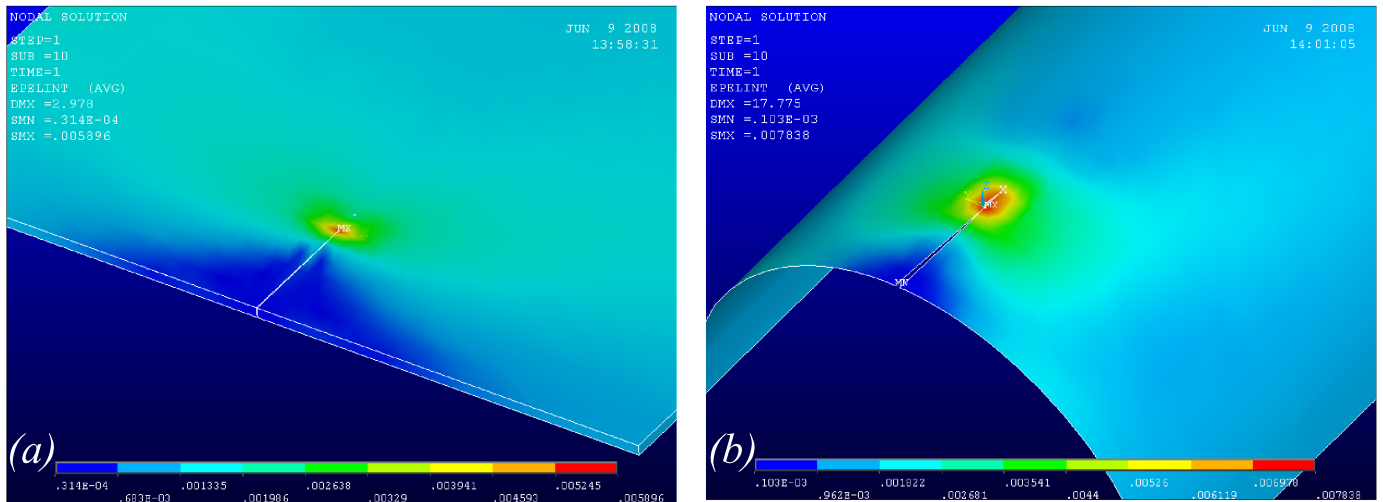


Figura 5: Andamento dell'intensità di deformazione elastica nella piastra (a) e nel tubo (b) entrambi con intagli al bordo.

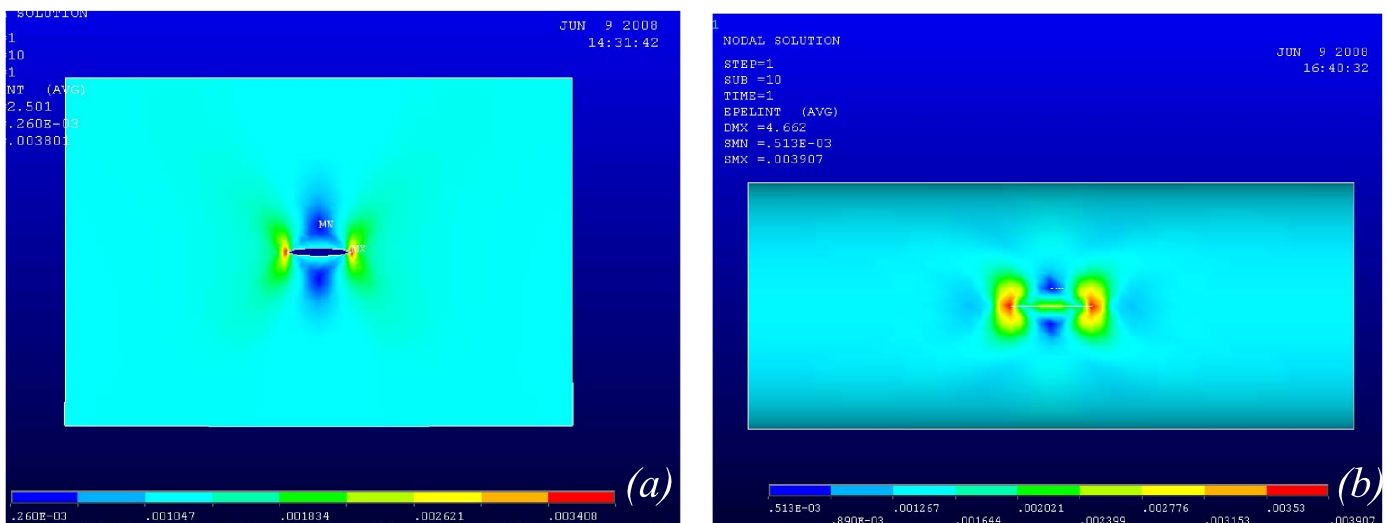


Figura 6: Andamento dell'intensità di deformazione elastica nella piastra (a) e nel tubo (b) entrambi con intagli al centro.



arresto di una frattura fragile si può verificare solo se vengono a mutare le caratteristiche di sollecitazione del tubo, in accordo con la formulazione di Maxey et al. [7]. Ciò si traduce quindi nel considerare, in maniera appropriata, l'*energy release rate* associata al gradiente di pressione del tratto di condotto integro più prossimo al fronte di cricca.

Con questo proposito si è studiata e definita la procedura "discretizzata" per il calcolo del  $J_{integral}$ , strumento ritenuto indispensabile per dimostrare l'esistenza del parallelismo esistente tra piastra e semi tubo. Una correlazione di quasi equivalenza in termini di *energy release rate* tra le due succitate strutture apre la strada verso la definizione e messa a punto di innovative formulazioni per la determinazione del  $G - J_{integral}$  di un gasdotto, potendo giovare delle notevoli semplificazioni indotte dall'utilizzare l'una o l'altra struttura; a titolo di esempio si

considerino gli evidenti vantaggi analitici che derivano dal rappresentare una complessa distribuzione di carico di un tubo che si frattura (generata dalla decompressione del gas) con un più semplice carico distribuito agente lateralmente ad un'omologa piastra criccata.

## 5 SIMULAZIONI NUMERICHE PiCPro®

Si illustrano di seguito i risultati ottenuti da simulazioni numeriche effettuate in PiCPro® relativamente a prove DWTT, utilizzando l'algoritmo di propagazione stazionaria unitamente al  $G$ , assunto come parametro di controllo.

In Tab. 2 sono riportate le caratteristiche della prova effettuata con il PiCPro®. Lo scopo delle simulazioni è dimostrare la funzionalità del parametro  $G$  all'interno

<b><u>Provino SENB</u></b>	<b><u>Materiale (X80)</u></b>	<b><u>DWTT</u></b>
<b>Lunghezza:</b> 305 mm	<b>Densità:</b> 7.8 Kg/dm <sup>3</sup>	<b>Span<sub>appoggi</sub>:</b> 254 mm
<b>Altezza:</b> 76 mm	<b>Mod. Young:</b> 206GPa	<b>Ø appoggi:</b> 28 mm
<b>Spessore:</b> 25.60 mm	<b>Poisson:</b> 0.3	<b>V<sub>impact</sub> maglio:</b> 8.05 m/s
<b>Intaglio:</b> 5.0 mm	<b>σ<sub>s</sub>:</b> 775 MPa	<b>Ø maglio:</b> 54 mm
		<b>M<sub>maglio</sub>:</b> 0.557 Kg
<b>Algoritmo:</b> 0 mm → 76 mm <u>FREEPROP</u>		

Tabella 2: Caratteristiche delle prove DWTT.

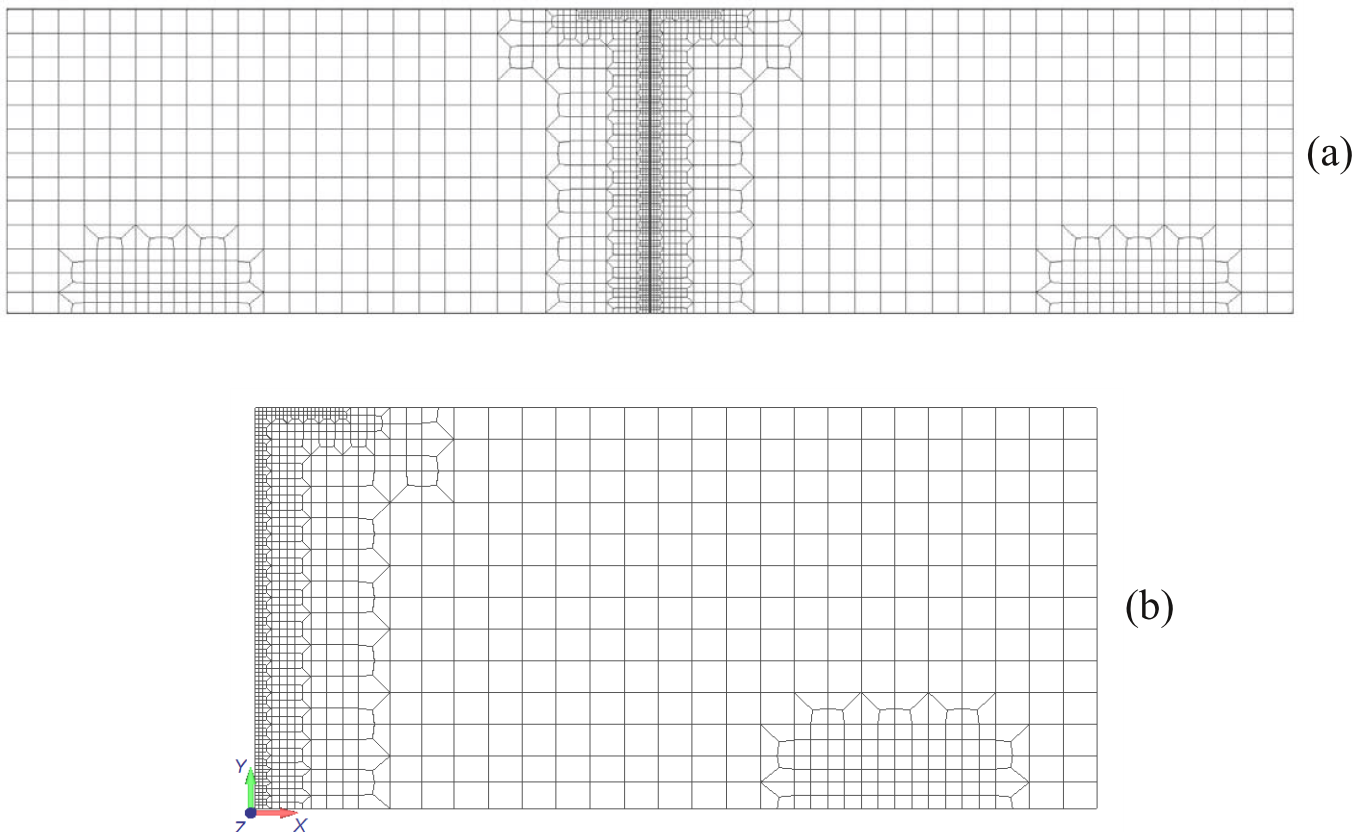


Figura 7: Complessivo (a) e particolare (b) della mesh del provino SENB utilizzato.

dell'algoritmo di propagazione stazionaria per la rappresentazione di una frattura caratterizzata da comportamento fragile o misto duttile-fragile. L'algoritmo di *freepropagation* effettua istantaneamente il confronto tra il valore critico del parametro di frattura adottato ed il valore attuale dello stesso. Non disponendo del dato relativo al valore critico, si è effettuata una simulazione preliminare nella quale si richiedeva in output l'andamento del valore di  $G$  del provino, in condizioni di integrità (assenza di propagazione) di quest'ultimo, per azione sollecitante del maglio (Fig. 7).

Come si può osservare dalle Fig. 8a e 8b, e tenendo conto della (6), gli andamenti risultano assolutamente omologhi nel caso in cui la configurazione geometrica del provino rimanga invariata. Dalla Fig. 8a si nota come il quantitativo massimo in termini di *energy release*

*rate* che il maglio riesce a trasferire al materiale è di circa  $0.45 \text{ N/mm}$ . Settando un valore del  $G_c$  pari a  $0.40 \text{ N/mm}$  nella card del PiCPro® relativa alla caratterizzazione della frattura, si osserva l'intaglio di  $5 \text{ mm}$  praticato sul provino propagare completamente, esaurendo tutto il *ligament* ( $71 \text{ mm}$ ) a sua disposizione. In Fig. 9a è riportato l'andamento del valore attuale del  $G$ : il primo tratto è relativo alla fase di trasferimento di energia dal maglio al provino nel periodo di tempo che precede l'innesco, la porzione successiva di grafico interessa invece la fase di propagazione della cricca. Si nota come il trend sia monotono crescente fino ad un tempo di prova pari a  $4.7\text{E-}4 \text{ s}$ , in cui il *energy release rate* del provino raggiunge quota  $0.40 \text{ N/mm}$ , coincidente con il valore critico settato in input. Il punto individuato è l'istante d'innesco, ovvero l'istante in cui la cricca ini-

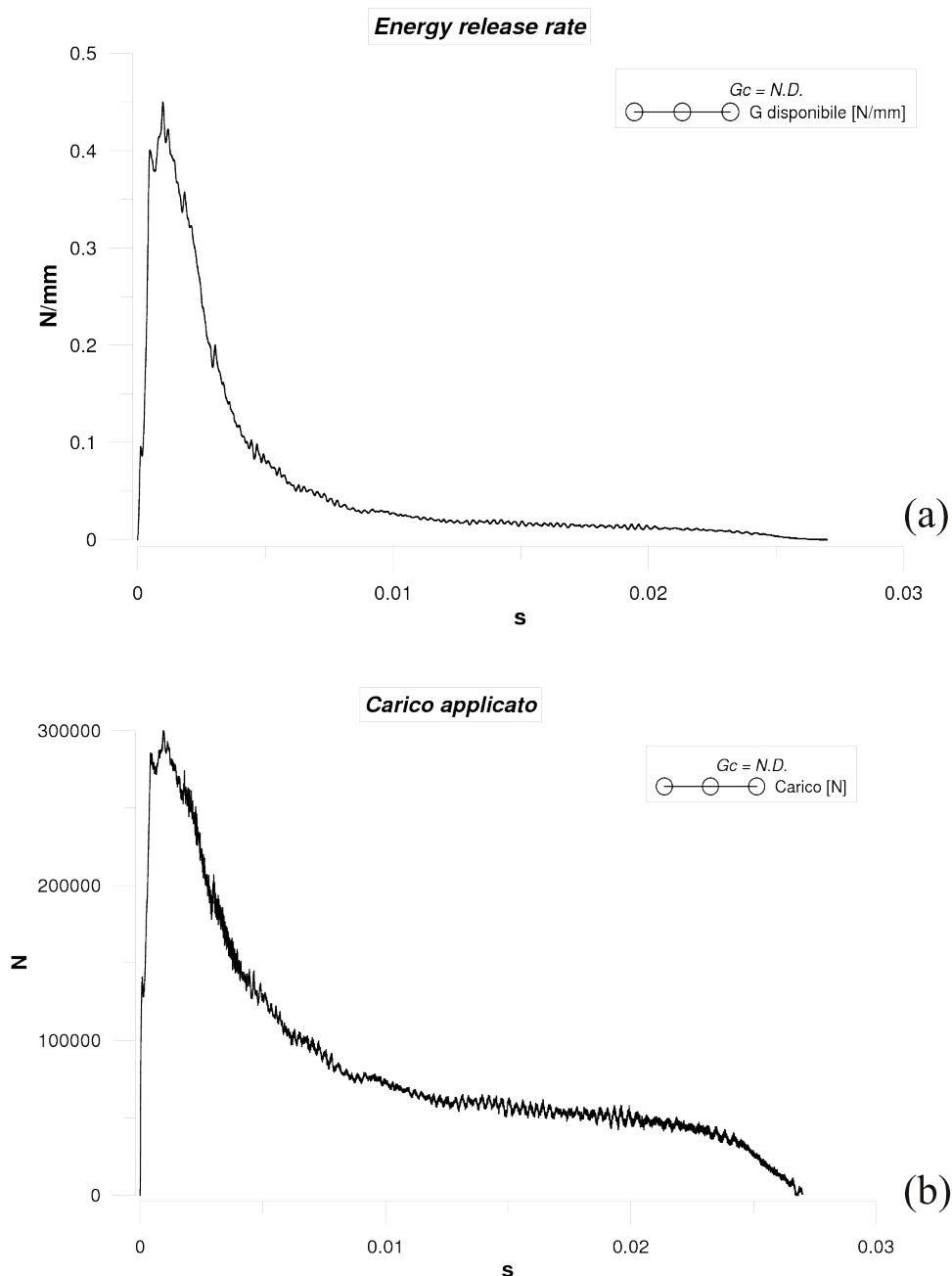


Figura 8: (a) Andamento dell'*energy release rate* ( $G$ ) e del carico applicato (b) in condizioni di propagazione impedita.

zia ad avanzare, in questo caso con velocità linearmente crescente rispetto al tempo (vedi Fig. 9b); i valori elevatissimi in ordinata del grafico di Fig. 8b non rappresentano in realtà la vera entità della velocità di propagazione, in quanto la perpetrata azione del maglio anche dopo l'innesco (di cui la (6) tiene conto) nonché l'esiguità del *ligament* disponibile non consente l'instaurarsi della condizione di stazionarietà della propagazione, falsando conseguentemente la rilevazione della velocità.

La rappresentazione del trend di  $G$  (Fig. 9a) è volutamente interrotta ad un'ascissa di  $4.8E-4$  s, pari ad un'estensione della frattura di  $47.9$  mm: ciò perché l'elevata plasticità del *ligament* residuo generatasi a seguito dell'azione del maglio e della zona intorno l'apice comporta un incremento del  $G$  applicato fino a valori giudicati di scarso interesse, concordemente con la limitazio-

ne della formulazione correttiva di Anderson (7). Dalle Fig. 8a e 9a si evince come la propagazione della cricca si svolga istantaneamente ( $2.4E-5$  s) se confrontata con la fase di trasferimento di energia tra maglio e provino ( $4.7E-3$  s): il comportamento osservato è in accordo con le peculiarità di una frattura caratterizzata da comportamento fragile.

L'osservazione comparata dei grafici di Fig. 8a e 9a, note che siano la (6) e la (7), porta a concludere come oltrepassata la soglia critica del  $G$  per l'innesco, l'atto completo di propagazione sia garantito dalla sempre sufficiente disponibilità in termini di *energy release rate*; si può affermare quindi che l'arresto "naturale" ad opera della tenacità del materiale, nel caso di simulazione *DWTT* effettuata con PiCPro®, sia effettivamente non possibile. Vi è da sottolineare comunque come la propagazione della frattura, nelle simulazioni numeriche

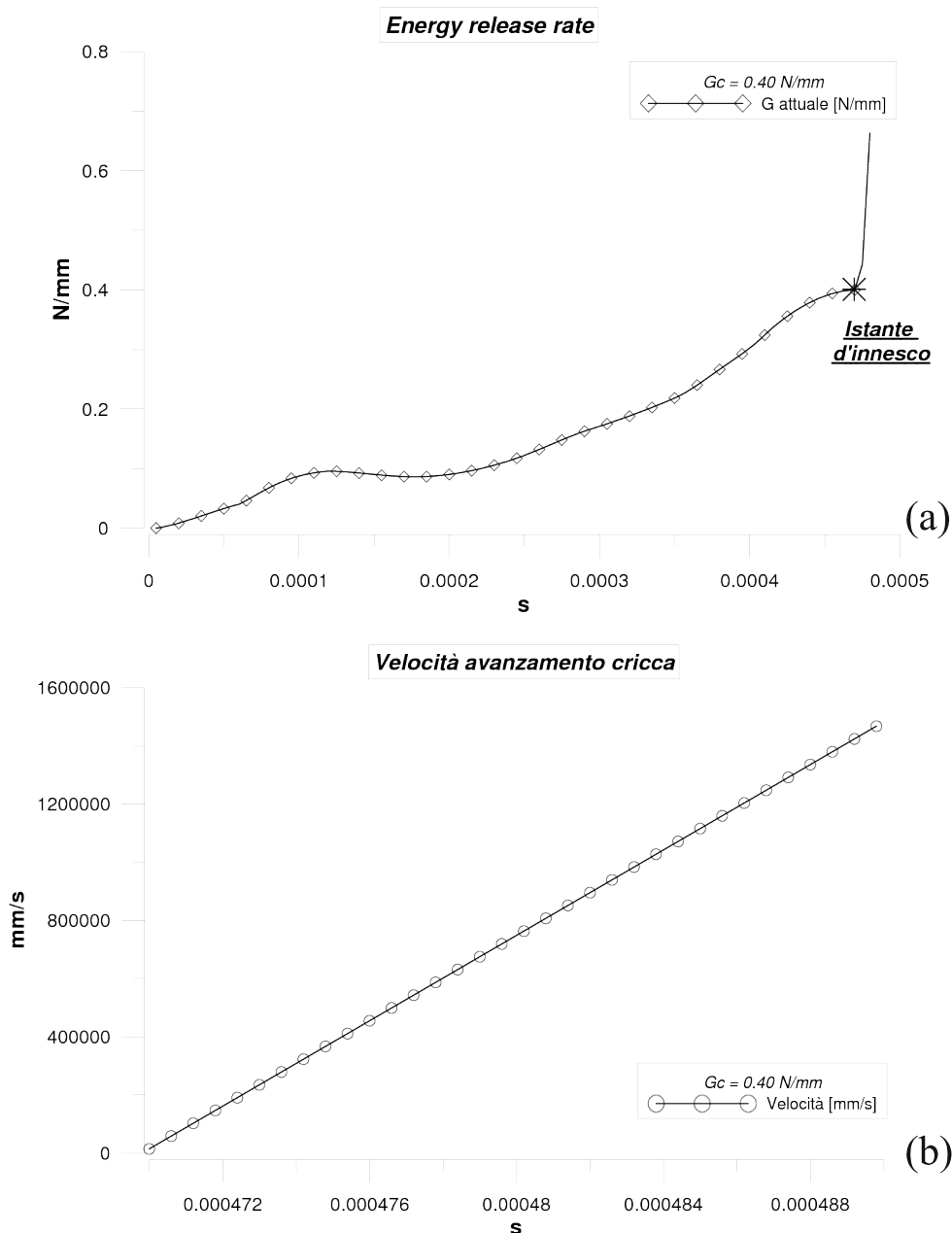


Figura 9: (a) Andamento dell'*energy release rate* ( $G$ ) attuale (innesco e propagazione) e (b) velocità di avanzamento della cricca dall'istante di innesco.

presentate, sia vincolata dall'essere sempre giacente lungo la direzione parallela all'asse  $Y$  del sistema di riferimento globale (vedi Fig. 6), coincidente con l'orientazione dell'intaglio. Ciò comporta inevitabilmente il trascurare probabili fenomeni connessi con una cricca in

propagazione, per esempio *branching* o *derive*, che si ritiene possano concorrere a determinare sensibili variazioni in termini di  $G$  applicato, e quindi causare possibili arresti. Al momento non sono note in letteratura adeguate modellazioni analitiche che rappresentino

<u>Condotta</u>	<u>Materiale (X80)</u>
<b>Lunghezza:</b> 12 m	<b>Densità:</b> 7.8 Kg/dm <sup>3</sup>
<b>Ø tubo:</b> 48"	<b>Mod. Young:</b> 206 GPa
<b>Spessore:</b> 18.40 mm	<b>Poisson:</b> 0.3
<b>Tipo terreno:</b> comune	<b><math>\sigma_s</math>:</b> 775 MPa
<b>Crack Stopper:</b> nessuno	<b>Algoritmo:</b> 0 mm→1000 mm <u>V COST</u> (250m/s)
<b>Pressione:</b> 150 bar	1000 mm→4000 mm <u>FREEPROP</u> (CTOA)
	4000 mm→12000 mm <u>FREEPROP</u> (G)

Tabella 3: Caratteristiche della prova sul gasdotto.

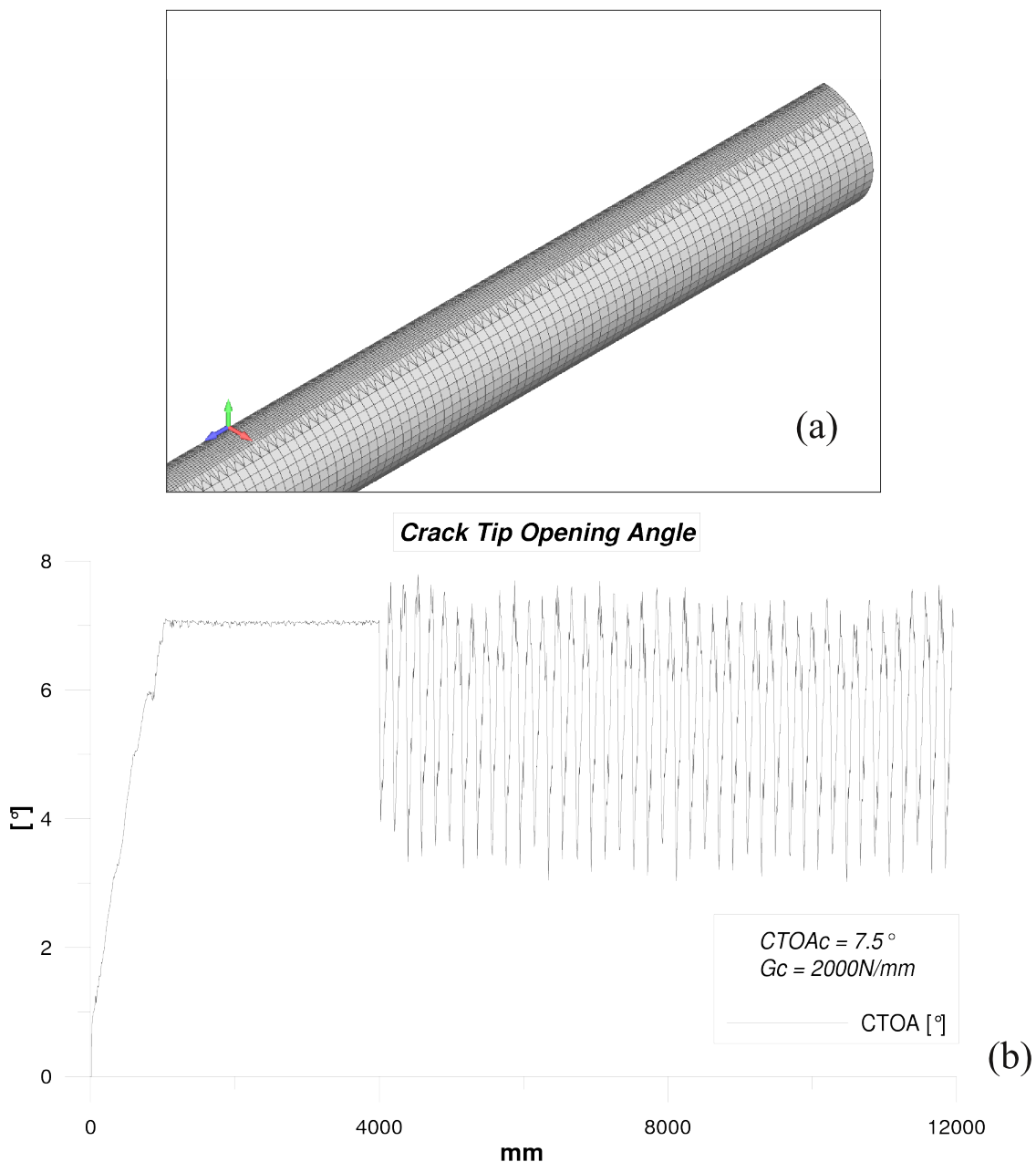


Figura 10: (a) Mesh del modello di gasdotto utilizzato; (b) variazione del parametro  $CTOA$ .

esaustivamente tali complesse fenomenologie, di conseguenza un'eventuale riproduzione in un codice agli elementi finiti con formulazione esplicita risulta, al contempo, di ardua realizzazione.

La stessa modalità di *freepropagation* utilizzata per la prova *DWTT* è applicabile analogamente a simulazioni dinamiche FEM che abbiano per oggetto il gasdotto, purché si sostituisca il calcolo del  $G$  applicato di Anderson (6,7) con la formulazione di Maxey et al. (5).

In Tab. 3 sono elencate le caratteristiche relative alla simulazione condotta su un tratto di 12 m di un gasdotto per il trasporto del metano ( $p_{nom} = 150 \text{ bar}$ ) sprovvisto di *Crack Arrestor*, realizzato in acciaio X80, interrato ad una profondità di 1.5 m e ricoperto da materiale di ri-

porto tradizionale. La modalità di propagazione imposta per la prova comprende un primo tratto, compreso dall'origine del tubo fino ad una quota longitudinale di 1 m, a frattura viaggiante a velocità costante imposta a 250 m/s; un tratto successivo, fino a 4 m, in propagazione libera in controllo del  $CTOA$ , ed il tratto conclusivo, dall'estensione di 8 m, in propagazione libera con controllo del  $G$ .

La scelta di utilizzare una configurazione così articolata per gli intervalli del controllo di propagazione è stata dettata dalla volontà di voler visualizzare, con un unico trend, l'influenza che le diverse modalità di controllo di propagazione esercitano sul fenomeno.

Nelle Fig. 10b, 11a e 11b, si possono distinguere netta-

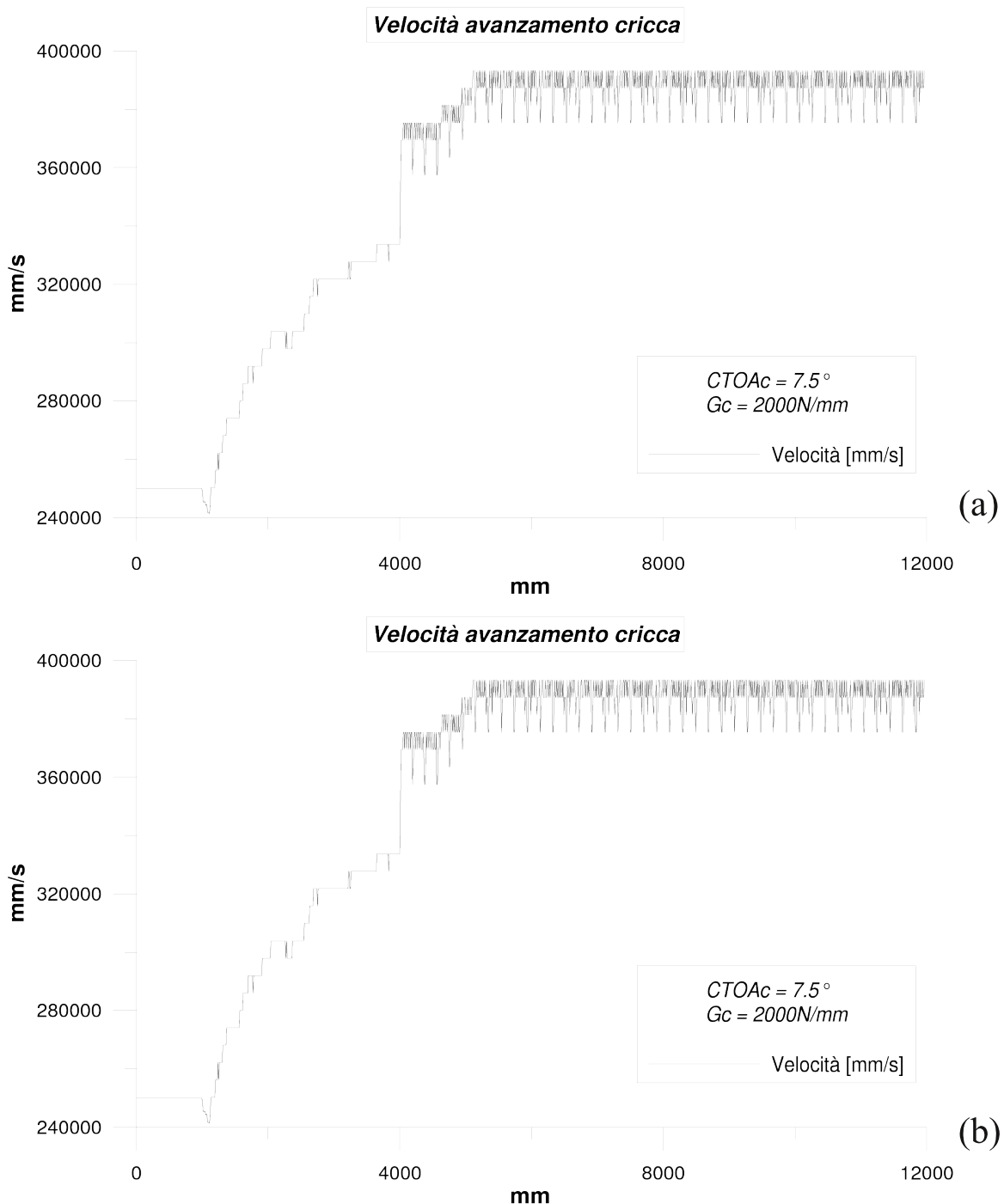


Figura 11: (a) Andamento dell'*energy release rate* ( $G$ ) attuale e (b) variazione della velocità di propagazione della cricca.

mente gli effetti derivanti dai diversi algoritmi: il tratto costante iniziale è di scarso interesse, in quanto determinato da un regime cinematico imposto alla frattura. La scelta di forzare la propagazione della cricca ad una determinata velocità nasce dall'intento di effettuare un'analisi di propagazione del danno e non una verifica ad innesco dello stesso, contrariamente quindi a quanto fatto per la *DWTT*.

A quota 1 m di estensione della cricca, si osserva una repentina accelerazione del fronte di frattura dai 250 m/s fino a 335 m/s, in concomitanza con l'attivazione dell'algoritmo di propagazione stazionaria in controllo del *CTOA*, con valore critico fissato a 7.5°. In Fig. 10b si nota che il *CTOA* si assesta, nel tratto esaminato, su un valore prossimo ai 7° e non 7.5° come affermato precedentemente: questo perché l'angolo visualizzato non è quello effettivo di emersione, bensì quello misurato a seguito della proiezione dei lembi di frattura sulla struttura considerata indeformata. Interessante osservare come il *G*, valutato ad una distanza pari ad un diametro del tubo, diminuisca in intensità all'aumentare della velocità di propagazione conformemente con la definizione fornita dalla meccanica della frattura dell'*energy release rate*. Tale tendenza alla compensazione mostrata dal *G* discende da due cause distinte, la prima delle quali in ordine di importanza risiede nella funzione di correzione dinamica  $\mu_d$  [9] applicata alla (5), e definita nel modo seguente:

$$\mu_d(v_{tip}) = 1 - \frac{v_{tip}}{v_{Rayleigh}} \quad (9)$$

$$G_{disponibile} = G_{attuale} \cdot \mu_d \quad (10)$$

nella quale  $v_{tip}$  indica la velocità istantanea dell'apice della cricca e  $v_{Rayleigh}$  la velocità limite di propagazione

delle onde elastiche di superficie nel materiale considerato; come si può notare dalla (9) il valore di  $\mu_d$ , variabile tra 0 ed 1, si annulla se la velocità dell'apice uguaglia quella limite di Rayleigh, definita come velocità di soglia oltre la quale la propagazione di un'onda non è accompagnata da un processo di assorbimento energetico. Attraverso la (9) si riesce quindi a contemplare l'effetto di "constraint dinamico" esercitato dalle forze di inerzia, considerevoli nel caso di rottura di un gasdotto in pressione, che determinano un abbattimento del quantitativo di energia disponibile alla frattura per la sua propagazione.

La seconda causa, marginale rispetto alla precedente, deriva dall'algoritmo di decompressione del gas utilizzato all'interno del codice: variando sensibilmente la velocità di avanzamento del danno varia conseguentemente il valore della pressione misurata nel punto di campionamento ed utilizzata per il calcolo della (5) (vedi Fig. 1a e 12).

Nel tratto conclusivo, relativo alla propagazione stazionaria in controllo del *G* (Fig. 10b), si osserva una sensibile variabilità del *CTOA* che oscilla a frequenza elevata dai 7.7° ai 3.2°. L'instabilità del parametro angolare è determinata dalle vibrazioni elastiche della struttura: l'onda che si genera deforma il profilo di frattura, influenzando l'entità del *CTOA*.

Da un punto di vista complessivo, appare con una certa evidenza come l'estensione dell'algoritmo di *freepropagation* al caso fragile sia in realtà un'operazione di scarsa utilità ai fini della rappresentazione della propagazione in regime *brittle* di una cricca: in generale il PiC-Pro® valuta il verificarsi o meno delle condizioni di propagazione attraverso il confronto tra la grandezza attuale e quella critica, e determina successivamente la velocità media di avanzamento. In fase di simulazione,

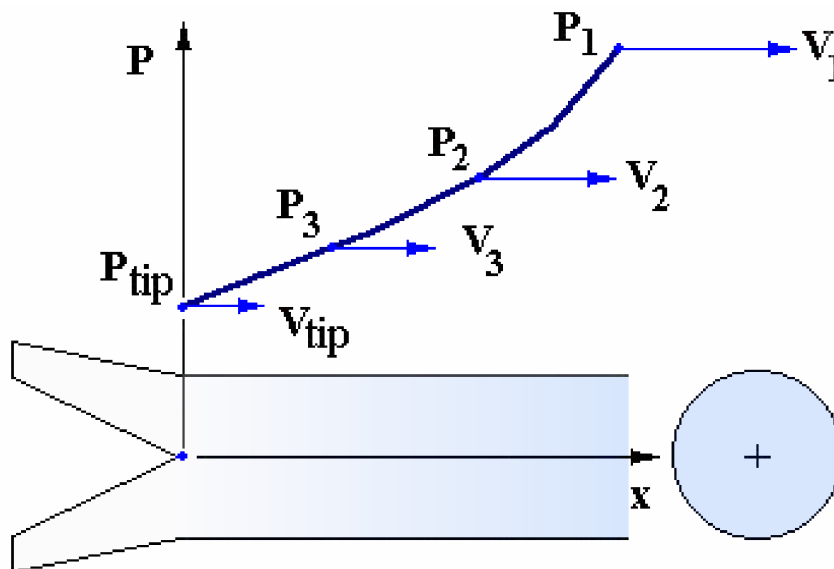


Figura 12: Schema semplificato del movimento dei fronti di pressione.

rimanendo pressoché invariate le caratteristiche del sistema nel caso di propagazione stazionaria della frattura, è lecito affermare che la velocità media di avanzamento dell'apice è teoricamente desumibile applicando in modo inverso la (5) rispetto al  $G_c$  (comprensivo della correzione dinamica), esplicitando la formulazione analitica (relazione 11) dell'algoritmo di decompressione utilizzato nel codice, dove  $\gamma$  rappresenta il rapporto tra il calore specifico a pressione costante e quello a volume costante,  $s$  la velocità del suono nel gas nelle condizioni termofisiche attuali e  $p_{nom}$  la pressione nominale di distribuzione. Applicando la (11) al gasdotto della prova effettuata ( $G_c=2000$  N/mm,  $p_{nom}=150$  bar,  $\gamma=1.4$  e  $s=464$  m/s) e risolvendo la (11) in  $v_{tip}$ , si ottiene per quest'ultimo il valore di 377771 mm/s, prossimo al valor medio dell'ultimo tratto di Fig. 11b che è di 388000 mm/s. Per comprendere la reali motivazioni del lavoro di implementazione svolto è necessario focalizzare l'attenzione sull'interazione che sussiste tra un eventuale CA installato ed il tratto di tubo coinvolto. Quando la frattura raggiunge il CA, i lembi fratturati del tubo si "appoggiano" su di esso, scaricando parte della sollecitazione (generata dal gradiente di pressione) del materiale avvolto sul dispositivo di arresto: si ottiene quindi un duplice effetto, ovvero si minimizza l'azione flessionale dei *flaps* ad opera del gas in uscita ed il contenuto in energia di deformazione del materiale. Da qui l'importanza di ampliare il campo di utilizzabilità dell'algoritmo di *freepropagation* alle caratteristiche di propagazione proprie del regime fragile, introducendo un parametro di frattura capace di cogliere le variazioni energetiche di cui sopra, sinora trascurate utilizzando approcci validi per l'analisi della sola propagazione in regime duttile.

## 6 CONCLUSIONI

È stata svolta una disamina generale sull'idoneità dell'energy release rate come parametro descrittivo di fratture longitudinali a comportamento fragile di gasdotti interrati. Sono state descritte le modalità con cui si è intervenuti sull'algoritmo di propagazione stazionaria del codice proprietario PiCPro®, al fine di estenderne

l'operatività anche a strutture interessate da cricche propaganti in regime di fragilità, presentando a corredo gli andamenti ottenuti da simulazioni svolte su provini *SENB-DWTT* e tubi eserciti ad elevata pressione. L'analisi dei dati numerici mostra come le modifiche apportate al codice consentano di rappresentare compiutamente il fenomeno della propagazione stazionaria (e dell'innescò nel caso della *DWTT*) in regime di fragilità, notando altresì come la rilevazione di grandezze cinematiche (*CTOA* e velocità di avanzamento) relative all'apice della frattura sia notevolmente influenzata dall'elevata dinamica che accompagna il fenomeno della *brittle propagation*. In corso di trattazione si è sottolineata la marginale influenza della curvatura nella quantificazione del  $G$  disponibile, utilizzando una procedura innovativa per il calcolo del  $J_{integral}$  in strutture danneggiate a sviluppo non planare, prospettando a riguardo le possibili applicazioni che tale osservazione consente.

Si è evidenziato infine come il proposito perseguito dagli autori fosse la definizione di uno strumento di calcolo per l'analisi di gasdotti muniti di *crack arrestor*, la cui mutua interazione modifica l'entità della *driving force* disponibile e valutabile in termini di *energy release rate* nel caso in cui la frattura propaghi in regime di fragilità. L'analisi specifica condotta sul comportamento dei CA nei riguardi delle fratture fragili consentirà un'ottimizzazione in tal senso, determinando la realizzazione di modelli di CA sempre più versatili ed efficienti, con conseguente guadagno in termini di sicurezza e continuità di servizio.

## 7 BIBLIOGRAFIA

- [1] F. M. Burdekin, D. E. W. Stone, *Journal of Strain Analysis*, 1 (1966) 145-153.
- [2] W. A. Maxey, *Fracture initiation, propagation and arrest*, 5<sup>th</sup> Symposium on Line Pipe Research, ed. AGA (1974).
- [3] G. Berardo, G. Mannucci, P. Salvini, , *The International Pipeline Conference*, Calgary, Alberta, Canada (2000).
- [4] AGA contract nos. PR-15-9121 and PR-15-9209,

$$G_c = \frac{\left\{ p_{nom} \cdot \left[ 1 - \frac{\gamma-1}{\gamma+1} \cdot \left( 1 - \frac{v_{tip}}{s} \right) \right]^{\frac{2\gamma}{\gamma-1}} \right\}^2 \cdot R^3 \cdot \pi}{E \cdot s^2} \cdot \left( 1 - \frac{v_{tip}}{v_{Rayleigh}} \right) \quad (11)$$

The development and validation of a ductile fracture analysis model, final report (1994).

[5] A. K. Shoemaker, R. F. McCartney, K. D. Ives, International Conference on Materials Engineering in the Arctic, Quebec, Canada, edited by M.B. Ives, American Society for Metals, Metals Park, Ohio, (1977).

[6] G. Mannucci, M. Di Biagio, G. Demofonti, A. Fonzo, P. Salvini, A. Edwards, 4<sup>th</sup> International Conference on Pipeline Technology, Ostend, Belgium, (2004).

[7] W. A. Maxey, J. F. Kiefner, R. J. Eiber, American Gas Association, Catalog No. L51436 (1983).

[8] F. Bonomo et al., Int. Conf. on Analytical and Experimental Fracture Mechanics, eds. G.C. Sih, M. Mirabile, Sijthoff & Noordhoff, Rome, (1980) 553-566.

[9] T. L. Anderson, Fracture Mechanics, CRC Press, Boca Raton, Florida (1995).

[10] T. Nishioka, S. N. Atluri, Engineering Fracture Me-

chanics, 18 (1983) 1-22.

[11] G. Demofonti, G. Buzzichelli, S. Venzi, M. Kanninen, 2<sup>nd</sup> International Conference on Pipeline Technology, 2 (1995).

[12] G. Demofonti, I. Hadley, The international Conference on Pipeline Reliability, Gulf Publ. Comp., Calgary, (1992) VIII-4-1.

[13] M. F. Kanninen et al, final report AGA contract nos. PR-15-9121 and PR-15-9209 (1994).

[14] M. F. Kanninen, C. H. Popelar, Advanced Fracture Mechanics, Oxford University Press, New York, (1994).

[15] T. Belytschko, J. I. Lin, C. S. Tsay, Computer methods in applied mechanics and engineering, 42, (1984) 225-251.

[16] K. Ravi-Chandar, International Journal of fracture, 90 (1998) 83-102.