



New ideas for an experimental set-up to approach pipeline fracture behaviour by Drop Weight Tear Test

Idee per una nuova procedura sperimentale per prove Drop Weight Tear per la caratterizzazione di acciai per gasdotti

M. Minotti, P. Salvini

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

ABSTRACT. A new experimental set-up for Drop Weight Tear Tests is proposed. Its principal characteristic is the adoption of inclined supports that drive the hinges connected to the specimen. This choice reflects the need that the specimen is subjected to a persistent stress field in the ligament, thus approaching the stress field experienced by a crack that propagates in a pipeline. This set-up requires a proper manipulation of the data that is discussed in the paper. The tests are conducted in a quasi-static mode, but the method can be applied to dynamic tests.

SOMMARIO. Nel presente articolo è proposto un nuovo apparato sperimentale per l'esecuzione di prove di flessione su provini SEN-B. Tale apparato è caratterizzato dalla presenza di supporti inclinati in luogo dei canonici appoggi, sui quali scorrono dei perni solidamente connessi alle estremità del provino. L'adozione degli appoggi inclinati riflette l'esigenza di indurre uno stato di tensione persistente nella porzione di provino contenente il *ligament*, in modo tale da modificare la distribuzione di tensione nominale rendendola più simile a quella agente in una condotta interrata interessata dalla propagazione di una frattura. La manipolazione dei dati sperimentali ottenuti con il nuovo apparato è accuratamente riportata nell'articolo. I dati sperimentali proposti sono condotti in modalità quasi-statica, ma la procedura sperimentale proposta è applicabile anche a prove di flessione dinamica.

KEYWORDS. Propagazione della frattura, Gasdotti, Drop Weight Tear Test.

INTRODUZIONE

I gasdotti impiegati per il trasporto del gas naturale sono costituiti da tubazioni di grande diametro (fino a 56", pari a 1.422 m), generalmente interrati ad una profondità di pochi metri, in cui il gas viene trasportato ad elevate pressioni. Per rendere questo sistema di trasporto economicamente sempre più conveniente, le compagnie del settore stanno cercando soluzioni che comportino l'uso di diametri e pressioni sempre maggiori così da incrementare la portata massica di gas trasportato. Per evitare l'utilizzo di una tubazione eccessivamente spessa si sta valutando l'utilizzo di tubazioni in acciaio con carico di snervamento maggiore rispetto alle tubazioni convenzionali. Nasce così l'esigenza di valutare le caratteristiche di resistenza che le nuove condutture devono possedere per garantire il necessario grado di sicurezza. In caso di danneggiamento della tubazione, dovuto ad esempio a fenomeni di corrosione o ad urti accidentali da parte di escavatori, può causarsi la rottura della parete del condotto per tutto il suo spessore e, se l'estensione della zona danneggiata è sufficientemente elevata, può anche innescarsi una frattura che ha la tendenza a propagare in direzione



longitudinale a causa dello stato di tensione presente, caratterizzato da una elevata componente principale in direzione circonferenziale [1].

Le nuove generazioni di gasdotti sono realizzate con acciai duttili capaci di supportare 600 MPa di tensione circonferenziale [2]. Nella tipica scala di misura utilizzata per la classificazione dei materiali da costruzione per gasdotti (API), si è passati dal primo X52 fino ai recenti X100 o X120. Tuttavia, fino ad ora, le nuove linee installate prevedono un uso estensivo dello X80, il quale è considerato sufficientemente maturo per soddisfare tutte le esigenze in termini di sicurezza ed economicità.

La resistenza alla frattura duttile offerta dagli acciai da costruzione per gasdotti è un parametro che ricopre un ruolo di primaria importanza: è un dato di fatto che un'elevata tenacità del materiale impiegato aumenta le probabilità di conseguenze circoscritte nel caso di un'eventuale fratturazione della linea. Con lo scopo di approfondire l'influenza delle caratteristiche meccaniche del materiale sulla propagazione duttile della frattura, dai principali e blasonati produttori di tubi sono state eseguite un numero considerevole di prove di scoppio in piena scala, oltre ai test specifici di laboratorio [3]. L'intento era di sviluppare una corretta correlazione tra le prove sperimentali condotte in laboratorio e i risultati ottenuti dai test in piena scala, e quindi di definire dei criteri di progettazione affidabili.

Nell'analisi d'integrità e affidabilità delle tubazioni interrate, una questione fondamentale riguarda il comportamento della frattura quando essa propaga. Com'è noto, dopo l'Innesco, la cricca può propagare a velocità costante o arrestarsi gradualmente, secondo le condizioni al contorno e le proprietà offerte dall'acciaio utilizzato [2,3,4]

Con l'obiettivo di identificare la *Resistance Force* che la condotta è in grado di fornire in contrapposizione alla *Driving Force* esercitata dal gas in decompressione, si esegue la prova DWTT su provini normati SEN-B [5,6,7]. Il principale risultato fornito da questa tipologia di test è la misura dell'energia dissipata durante la propagazione stabile della cricca. Attraverso il calcolo energetico effettuato con l'applicazione del metodo del *Doppio Ligament* [8,9] o di un metodo a *ligament* singolo [10,11], viene dedotta la duttilità caratteristica dell'acciaio esaminato. I test sono effettuati su provini in pieno spessore, estratti direttamente dalle tubazioni ed in seguito appiattiti, in modo tale che i risultati ottenuti siano, il più possibile, caratteristici della condotta.

In realtà bisogna sottolineare come esistano una serie di fattori rilevanti che influenzano i dati sperimentali desunti dalle prove di laboratorio [12]. Un aspetto molto rilevante riguarda la forma reale del fronte di frattura che si sviluppa all'interno dello spessore, e che può influenzare considerevolmente i risultati dedotti con i metodi precedentemente citati [8,9,10,11]. In altre parole, l'apice della cricca che affiora sulla superficie del provino non fornisce l'effettiva posizione del fronte di frattura all'interno del campione.

Dopo l'esame diretto dei profili di frattura - attraverso la realizzazione e successiva matematizzazione di calchi siliconici di provini fatturati - è noto che il fronte di frattura nello spessore, anche se simile a se stesso, si sviluppa in modo non banale [13]. Con riferimento al fenomeno della propagazione della cricca, si può asserire come quest'ultima sia caratterizzata da un consistente tunneling, che si estende all'interno dello spessore e che presenta un'estensione che risulta a volte pari o superiore allo spessore del provino stesso.

I vantaggi di una rappresentazione matematica del calco di frattura sono innumerevoli: tra i principali troviamo la facile determinazione di una posizione equivalente del fronte di frattura, o la realizzazione di mesh 3D più realistiche per il calcolo degli elementi finiti.

Un'ulteriore aspetto, che condiziona l'interpretazione del dato sperimentale di laboratorio, concerne lo stato tensionale nominale del provino, il quale differisce notevolmente da quello effettivamente agente nella condotta. A tal fine gli autori hanno presentato un nuovo layout per l'esecuzione di prove DWTT [14], che prevede l'introduzione di slitte inclinate in luogo dei canonici appoggi. In tal modo si somma allo stato tensionale caratteristico di una prova di flessione a tre punti uno stato di tensione orizzontale consistente: si ottiene così uno stato di tensione più uniforme nella regione di materiale prospiciente l'apice di frattura, e quindi una propagazione di quest'ultima in condizioni più vicine a quelle reali.

Nel presente articolo viene proposta un'analisi prestazionale effettuata su due differenti acciai per gasdotti, classificati secondo le norme API come X100 e X60. Il primo è un acciaio alto resistenziale di nuova concezione di spessore 21 mm, mentre il secondo è un acciaio più datato e meno performante, caratterizzato da uno spessore di 12 mm.

APPLICAZIONE DEL CTOA CRITICO NEI GASDOTTI

Molteplici sono gli aspetti che diversificano la propagazione di una frattura quando questa interessa una condotta interrata o un provino SEN-B sottoposto a prova di flessione. Oltre ad una differente velocità media di propagazione del fronte di frattura, le porzioni di materiale dove si sviluppa la frattura sono interessate da stati di tensione e deformazioni non corrispondenti.



In un generico gasdotto, la regione plastica che si genera di fronte l'apice della cricca può estendersi longitudinalmente anche per più di una 1.5 volte il diametro della condotta, condizione evidentemente non osservabile in un provino SEN-B. La tensione nominale nel gasdotto è notevolmente biassiale, mentre la sollecitazione di flessione induce nel provino SEN-B un campo di stress assolutamente monodimensionale. L'effetto di *tunneling* dello spessore ed il *necking* localizzato dello spessore, essendo questi influenzati dalla velocità di propagazione e dalla natura dello stato di tensione, risultano anch'essi assai differenti [15]. Infine, un ulteriore aspetto da non trascurare, è rappresentato dalla compressione plastica localizzata nella zona superiore del provino indotta dall'azione impattante del martello.

Sugli effetti derivanti dalle ridotte dimensioni del *ligament* e dello spessore, alcune soluzioni sono già state proposte e discusse [16]. Tuttavia, nessuna idea è stata finora avanzata per modificare la prova di flessione a tre punti in modo tale da correggere il campo di stress nel provino rendendolo più simile a quello presente in una condotta in pressione durante la propagazione di una frattura.

Con l'obiettivo quindi di ottenere un campo di tensioni nominale più vicino a quello del gasdotto, nel presente lavoro viene proposto un nuovo layout per l'esecuzione di prove di flessione in tre punti. Il vantaggio principale di questo nuovo *set-up* sperimentale riguarda il campo di stress che agisce davanti alla cricca, il quale risulta essere la combinazione dello stato di tensione flessionale classico più uno stato di tensione persistente indotto dal nuovo apparato. In un generico test DWTT, la tensione davanti l'apice decresce rapidamente, poiché il campo di tensione nominale è alimentato dalla pura flessione. Diversamente, nelle condotte interraste soggette a fratturazione, la tensione nominale circonferenziale è causata dalla pressione di pompaggio del gas presente all'interno del tubo. Inoltre, l'estensione della regione plastica risulta ovviamente molto più ampia di quella presente nel provino SEN-B (come precedentemente già osservato).



Figura 1: Visuale dell'apparato sperimentale.

Figure 1: View of the experimental set-up.

Lo spessore del provino determina un effetto di *constraint* nella porzione di materiale contenente l'apice di frattura, che determina l'insorgenza di una forte tri-assialità nel campo di tensioni. La riduzione di spessore localizzata (ad opera del *necking*) che si verifica nel provino SENB e nel tubo è comparabile, ma il vincolo effettivo che si instaura è influenzato anche dalla consistenza del campo di tensioni agente nella regione posta davanti l'apice.

Il nuovo apparato sperimentale proposto non è in grado di riprodurre il campo di tensione nominale biassiale che si verifica nella condotta. Tuttavia, consente di introdurre un persistente stato di stress nella regione prospiciente l'apice della cricca che permette la regolare propagazione in MODO I, con una distribuzione interna di energia molto più vicina a quella presente in una condotta.

Per ottenere valori attendibili dei parametri di frattura quali ad esempio CTOA, CTOD, ecc [17,18] è necessario che la frattura raggiunga la condizione di crescita stabile, condizione non semplice da realizzare con un layout classico per prove

DWTT, ma facilitata se nel provino è presente uno stato di tensione aggiuntivo consistente. È auspicabile che i valori critici dei parametri di frattura ottenuti con la nuova configurazione proposta siano più vicini ai valori ottenuti nel corso di prove di frattura in piena scala, soprattutto per i nuovi acciai ad alto grado che presentano una notevole deformazione plastica prima della rottura.

DESCRIZIONE DELL'APPARATO SPERIMENTALE

Il canonico set-up sperimentale utilizzato per l'esecuzione di prove DWTT è concepito con lo scopo di misurare la forza assorbita dal provino in funzione dello spostamento del maglio. In tal modo, l'energia coinvolta per l'innescò e la propagazione della frattura ed il CTOA possono essere calcolati attraverso una semplice manipolazione dei dati ottenuti [14,19].

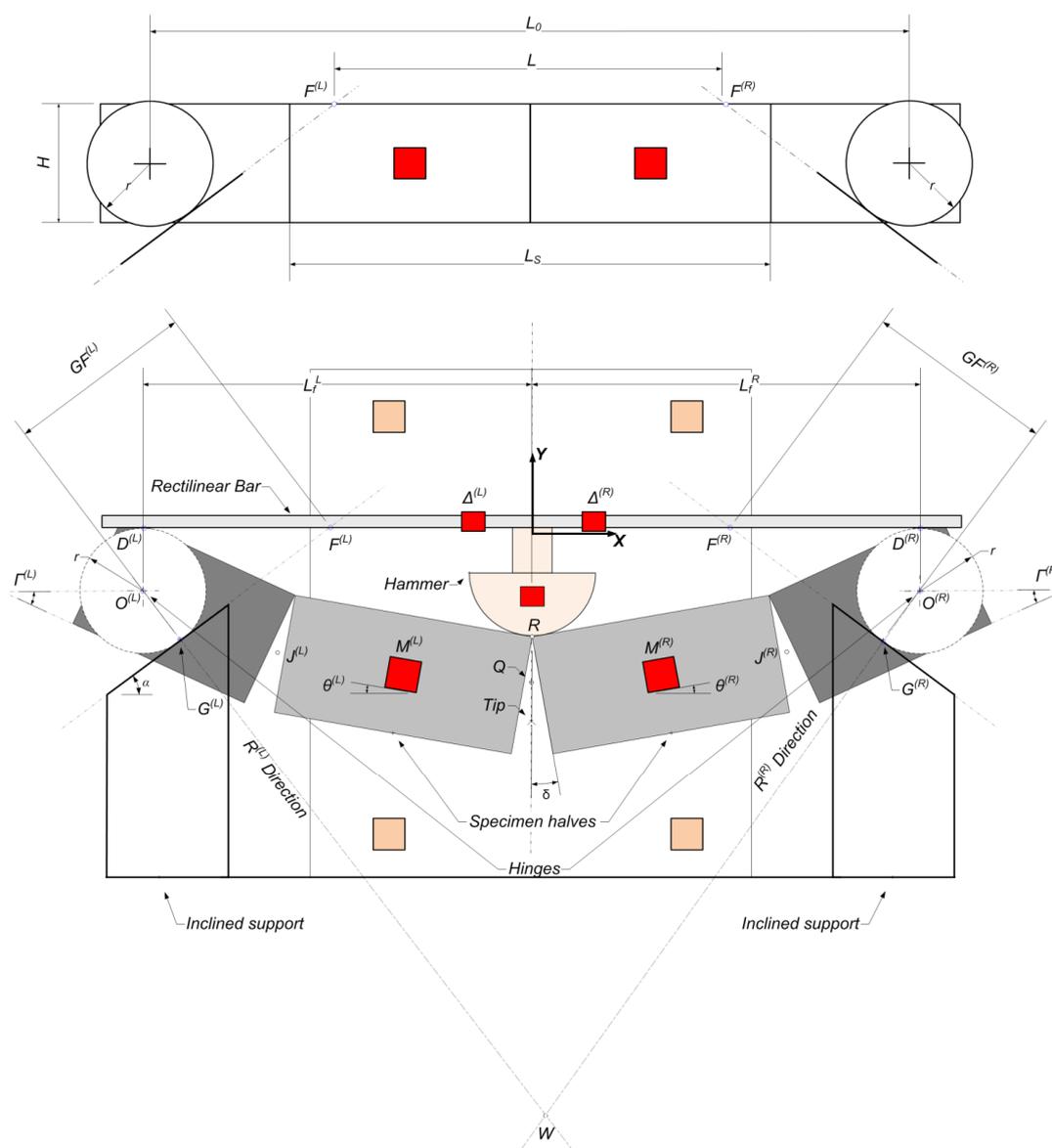


Figura 2: Parametri fondamentali dell'apparato sperimentale.

Figure 2: Reference values of the experimental set-up.



Per il layout qui presentato si è previsto, oltre alla canonica strumentazione adottata (cella di carico, misuratore di velocità del maglio) anche la presenza di una fotocamera digitale ad elevata risoluzione ed un elaboratore automatico di immagine che rileva autonomamente la posizione di determinati marker opportunamente applicati su alcune componenti dell'apparato. La descrizione esaustiva del sistema digitale di acquisizione delle immagini è riportata in [20].

Nel presente paragrafo è proposta l'intera procedura analitica utilizzata per la valutazione delle caratteristiche cinematiche e dinamiche del sistema, utilizzando i dati ottenuti dal riconoscimento automatico dei marker (vedi Fig. 1 e 2) su una sequenza di istantanee catturate durante l'avanzamento del maglio. Le deformazioni plastiche del provino sono concentrate principalmente nella regione di materiale contenente il *ligament*, mentre tutte le restanti porzioni della provetta possono essere assimilabili a corpi rigidi. Un'eccezione è rappresentata dalle connessioni utilizzate per il collegamento delle prolunghe al provino (bullonature), i cui spostamenti relativi, come sarà mostrato in seguito, sono correttamente valutati ed isolati nella post-processazione dei dati.

All'interno di ogni immagine acquisita sono localizzati i marker, e per ognuno di essi si determinano l'assetto e la posizione del centroide di area. Il sistema risulta composto da:

- 1) una macchina di trazione, in grado di eseguire prove di resistenza in modalità quasi-statica;
- 2) due prolunghe collegate attraverso giunzioni bullonate alle estremità laterali del provino SEN-B, utilizzate per incrementare il braccio utile del momento flettente e ridurre il carico verticale applicato;
- 3) quattro supporti inclinati che sostengono due perni calibrati posti centralmente alle estremità delle prolunghe. L'inclinazione angolare dei supporti è orientata verso l'esterno rispetto all'asse di simmetria del sistema, in modo tale da indurre una sollecitazione aggiuntiva di trazione sul provino durante l'applicazione del carico verticale.

Il picco di carico che la macchina di trazione resasi disponibile risulta inadeguato all'effettuazione di prove DWTT statiche, in quanto insufficiente a sviluppare un momento flettente in grado di fratturare il provino. Le estensioni sono applicate per aggirare questa limitazione, ma contribuiscono a mantenere limitata la compressione plastica che si genera all'interfaccia provino-martello. Un'altra possibile soluzione è rappresentata dalla realizzazione di provini più lunghi estratti direttamente dal tubo: questa strategia non è però consigliabile perché si utilizzerebbero provini non più conformi alla normativa.

Nonostante la presenza di parti aggiuntive applicate direttamente al provino, si è in grado di isolare le caratteristiche di frattura attraverso una procedura numerica specifica, con la quale è possibile valutare ed interpretare gli effetti connessi con l'utilizzo delle estensioni e dei supporti inclinati.

In Fig. 2 sono rappresentate le due metà del provino in appoggio su supporti a 45°. Il punto W rappresenta l'intersezione delle rette di azione delle reazioni vincolari in assenza di forze di attrito. I marker di colore più chiaro sono collocati su parti non mobili, in modo tale da fornire un riferimento fisso per la successiva analisi di immagine. Due marker di colore più scuro sono applicati sulle due metà del provino ad una distanza considerevole dal *ligament* residuo, in una regione quindi non interessata da deformazione plastica rilevante. Un marker di colore scuro è utilizzato per indicare lo spostamento del maglio, mentre altri due marker sono fissati su una barra rettilinea che è collocata in appoggio sulle cerniere estremali. Il movimento della barra rettilinea consente di rilevare l'assetto complessivo dell'assemblaggio e lo spostamento relativo irreversibile che si verifica tra le estremità del provino e le prolunghe. Il sistema di riferimento utilizzato per la processazione dei dati è individuato dall'intersezione iniziale tra la superficie superiore del campione e l'asse di simmetria.

La distanza verticale tra l'origine del sistema di riferimento e la barra rettilinea è data da:

$$of = r - \frac{H}{2} \quad (1)$$

In questo riferimento, ogni marker è identificato da tre valori: le coordinate X-Y del baricentro di area e l'angolo che caratterizza l'orientazione dell'asse principale. Le posizioni dei marker vengono sempre riferite alla prima immagine della sequenza: in questo modo non si è vincolati a dover collocarli in posizioni particolarmente precise e predefinite.

In una classica prova DWTT lo spostamento del maglio è utilizzato come parametro evolutivo del test. Nella configurazione sperimentale proposta la posizione delle cerniere è mobile, di conseguenza si palesa l'esigenza di introdurre un nuovo parametro che descriva l'evoluzione del test. Gli autori propongono di utilizzare come descrittore cinematico principale la media della semi-rotazione relativa misurata tra i due semiprovini:

$$\delta = \frac{1}{2} \left[-(\theta - \theta_0)^L + (\theta - \theta_0)^R \right] \quad (2)$$



In qualsiasi momento l'assetto generale del sistema può variare dalla configurazione orizzontale iniziale. Se ciò avviene l'angolo γ (positivo in verso antiorario), elaborato dalle posizioni assunte dai marker della barra rettilinea, assumerà un valore diverso da zero:

$$\gamma = \arctan \left[\frac{\Delta_y^{(R)} - \Delta_y^{(L)}}{\Delta_x^{(R)} - \Delta_x^{(L)}} \right] \quad (3)$$

La traslazione verticale della barra rettilinea è calcolata ricercando l'intersezione della barra stessa con l'asse Y del sistema di riferimento ($L|R$ indica il caso di marker sinistro o marker destro, per i quali valgono la stessa relazione ma con segno invertito):

$$disp = \mp \tan(\gamma) \cdot \Delta_x^{(L|R)} + \Delta_y^{(L|R)} \quad (4)$$

La conoscenza degli spostamenti effettuati dai marker mobili aiuta ad ottenere i punti di contatto effettivi tra la barra rettilinea ed i perni estremali di sostegno. Per ricavare le coordinate dei punti di contatto è necessario prima esplicitare la distanza tra l'intersezione dei due piani inclinati e l'origine del sistema di riferimento (punti $F^{(R)}$ e $F^{(L)}$ in Fig. 2.):

$$L = L_0 - 2 \cdot \frac{r}{\tan(\alpha/2)} \quad (5)$$

dove r rappresenta il raggio dei perni di sostegno.

Se durante la prova la condizione di simmetria viene a mancare, si assiste ad una variazione non trascurabile di γ . In tal caso, le distanze L_f tra i punti $D^{(L|R)}$ (in cui avviene il contatto tra la barra rettilinea ed i perni) e l'asse di simmetria iniziale non sono più le stesse. Considerando positiva una rotazione in verso antiorario, i rispettivi valori sono:

$$L_f^{(L,R)} = \frac{r}{\tan\left(\frac{\alpha \mp \gamma}{2}\right)} \pm \frac{disp}{\sin(\gamma)} + \frac{\left[\mp disp + \frac{L}{2} \tan(\alpha)\right]}{\sin(\alpha \mp \gamma)} \cos(\alpha) \quad (6)$$

Causa l'assetto della barra rettilinea (γ) e lo spostamento verticale di quest'ultima (DISP), le coordinate dei punti di contatto tra i due perni e la barra sono:

$$\begin{cases} x_D^{(L)} = -L_f^{(L)} \cos(\gamma) \\ y_D^{(L)} = y_{D_0}^{(L)} + \frac{\Delta_y^{(R)} + \Delta_y^{(L)}}{2} + L_f^{(L)} \tan(\gamma) \end{cases} \quad \begin{cases} x_D^{(R)} = L_f^{(R)} \cos(\gamma) \\ y_D^{(R)} = y_{D_0}^{(R)} + \frac{\Delta_y^{(R)} + \Delta_y^{(L)}}{2} - L_f^{(R)} \tan(\gamma) \end{cases} \quad (7)$$

A questo punto le informazioni fondamentali da determinare sono le reali posizioni dei perni ed i punti di contatto con i supporti inclinati.

Le distanze tra il punto di contatto perno-appoggio inclinato e la barra rettilinea (generalmente non in posizione orizzontale) sono:

$$\overline{GF}^{(L)} = \frac{r}{\tan\left(\frac{\alpha - \gamma}{2}\right)} \quad \overline{GF}^{(R)} = \frac{r}{\tan\left(\frac{\alpha + \gamma}{2}\right)} \quad (8)$$

Si noti come i due triangoli GFD a sinistra e a destra siano isosceli, di conseguenza il segmento DF è uguale al segmento GF (Fig. 3a). Le due rette contenenti i punti F e G sinistri e destri e la retta rappresentante la barra rettilinea hanno rispettivamente i seguenti parametri:



$$\begin{cases} m_{\overline{GF}}^{(L)} = \tan(\alpha) & ; & m_{\overline{GF}}^{(R)} = -\tan(\alpha) \\ q_{\overline{GF}}^{(L,R)} = -m_{\overline{GF}}^{(L,R)} \cdot x_B^{(L,R)} + y_B^{(L,R)} \end{cases} \quad \begin{cases} m_{bar} = \tan(\gamma) \\ q_{bar} = -m_{bar} \cdot x_D^{(L)} + y_D^{(L)} \end{cases} \quad (9)$$

dove m e q rappresentano i coefficienti angolari ed i termini noti delle suddette rette.
Le coordinate dei punti F saranno:

$$\begin{cases} x_F^{(L,R)} = \frac{(q_{\overline{GF}}^{(L,R)} - q_{bar})}{(m_{bar} - m_{\overline{GF}}^{(L,R)})} \\ y_F^{(L,R)} = m_{bar} \cdot x_F^{(L,R)} + q_{bar} \end{cases} \quad (10)$$

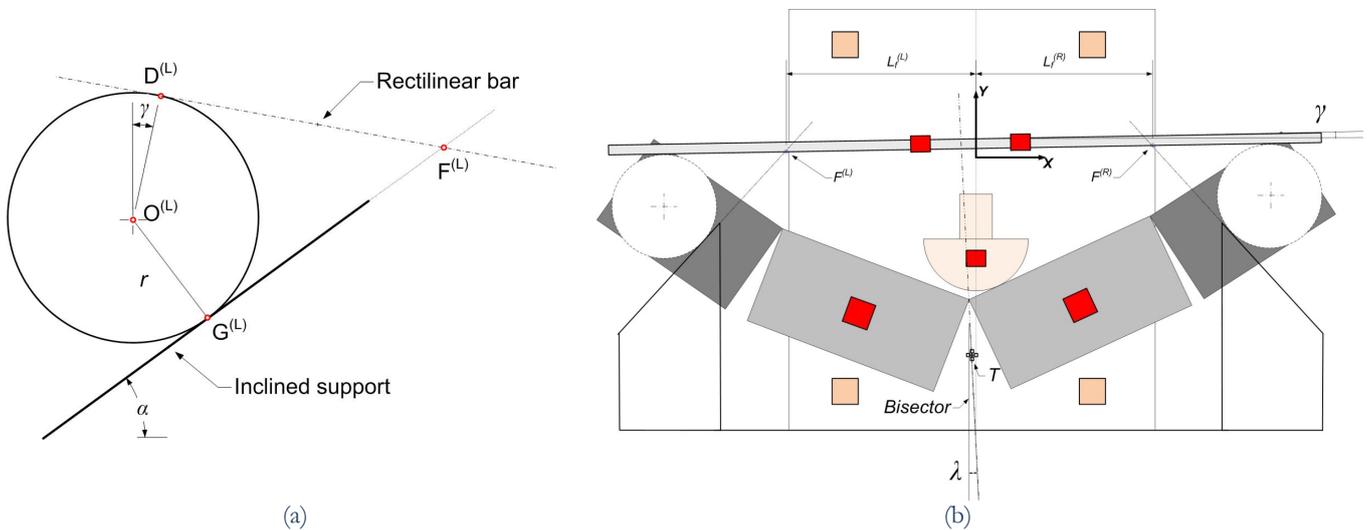


Figura 3: (a) Vista della regione di contatto tra perno e supporto; (b) configurazione sbilanciata del sistema durante il test.

Figure 3: (a) View of hinge-support contact region; (b) non-balanced attitude of the system during test.

Infine, di seguito, le relazioni per il calcolo delle coordinate dei punti di contatto tra perni ed i piani inclinati:

$$\begin{cases} x_G^{(L)} = x_F^{(L)} - \frac{r \cos(\alpha)}{\tan\left(\frac{\alpha - \gamma}{2}\right)} \\ y_G^{(L)} = y_F^{(L)} - \frac{r \sin(\alpha)}{\tan\left(\frac{\alpha - \gamma}{2}\right)} \end{cases} \quad \begin{cases} x_G^{(R)} = x_F^{(R)} + \frac{r \cos(\alpha)}{\tan\left(\frac{\alpha + \gamma}{2}\right)} \\ y_G^{(R)} = y_F^{(R)} - \frac{r \sin(\alpha)}{\tan\left(\frac{\alpha + \gamma}{2}\right)} \end{cases} \quad (11)$$

Noti i punti di contatto perno-supporto, è possibile determinare l'esatta posizione degli assi dei perni:



$$\begin{cases} x_O^{(L)} = x_F^{(L)} - r \left[\cot\left(\frac{\alpha - \gamma}{2}\right) \cos(\gamma) + \sin(\gamma) \right] \\ y_O^{(L)} = y_F^{(L)} - r \left[\cot\left(\frac{\alpha - \gamma}{2}\right) \sin(\gamma) - \cos(\gamma) \right] \\ x_O^{(R)} = x_F^{(R)} + r \left[\cot\left(\frac{\alpha + \gamma}{2}\right) \cos(\gamma) + \sin(\gamma) \right] \\ y_O^{(R)} = y_F^{(R)} - r \left[\cot\left(\frac{\alpha + \gamma}{2}\right) \sin(\gamma) + \cos(\gamma) \right] \end{cases} \quad (12)$$

Nel medesimo sistema di riferimento è possibile identificare, in ogni fotogramma acquisito, la posizione dell'apice di frattura. Il *ligament* effettivo (*Lig*) è noto grazie ad uno specifico algoritmo applicato alle immagini digitali. Esso è in grado di identificare la distanza tra il punto di applicazione del carico e l'apice della cricca visibile sulla superficie del provino. In sintesi, l'algoritmo identifica la posizione della frattura attraverso un'estrapolazione polinomiale che approssima i fianchi fratturati del provino [20].

I marker mobili ($M^{(L,R)}$) applicati sulle due metà del provino sono posizionati "approssimativamente", in quanto è di interesse per l'analisi conoscere il loro spostamento, non l'esatta posizione. Un'eventuale disposizione asimmetrica dei marker (l'incertezza media si attesta sul millimetro) viene a priori corretta assumendo un moto rigido di "riassetto"; è così possibile assumere una perfetta simmetria delle due metà, condizione che consente una più semplice scrittura delle equazioni successive. Stante le considerazioni testé fatte, le coordinate dei marker mobili sono fornite come semplici grandezze incrementali.

Come in precedenza accennato, è presente un marker mobile anche sul maglio, le cui coordinate sono denominate R_x e R_y . Sotto la ragionevole ipotesi che il punto di contatto del maglio possa spostarsi solo in direzione y , dalla conoscenza delle posizioni dei marker e dell'estensione del *ligament* residuo, è possibile determinare la posizione attuale dell'apice di frattura (punto T in Fig. 3b):

$$\lambda = \arctan\left(\frac{y_M^{(R)} - y_M^{(L)}}{x_M^{(R)} - x_M^{(L)}}\right) \quad \begin{cases} T_x = 0 + Lig \cdot \sin \lambda \\ T_y = R_y + Lig \cdot \cos \lambda \end{cases} \quad (13)$$

È importante sottolineare come i valori degli angoli λ (misura della asimmetria delle due metà del campione) e γ (che misura l'assetto della barra rettilinea) non siano coincidenti. Ciò è dovuto alla rotazione relativa tra le due estremità del provino e le rispettive prolunghe (che possono differire a sinistra e a destra).

Una caratteristica che contraddistingue il nuovo layout sperimentale è che tutte le superfici a contatto del sistema appartengono ad elementi in rotolamento: ciò significa che l'attrito è presente, ma la sua entità è modesta se paragonata ai carichi di reazione. In base a questa osservazione si suppone che le forze di reazione sui piani inclinati rimangano ortogonali a quest'ultimi, e che tutte le forze di attrito risultino concentrate all'interfaccia tra maglio e provino. Utilizzando le coordinate dei punti $O^{(L,R)}$ precedentemente introdotte, le rette di azione dei carichi di reazione hanno i seguenti parametri caratteristici:

$$\begin{cases} m_{\overline{GO}}^{(L,R)} = \frac{y_O^{(L,R)} - y_G^{(L,R)}}{x_O^{(L,R)} - x_G^{(L,R)}}; \\ q_{\overline{GO}}^{(L,R)} = -m_{\overline{GO}}^{(L,R)} \cdot x_G^{(L,R)} + y_G^{(L,R)} \end{cases} \quad (14)$$

Le due rette s'intersecano tra loro nel punto W (Fig. 2), le cui coordinate sono:

$$\begin{cases} x_w = \frac{q_{\overline{GO}}^{(R)} - q_{\overline{GO}}^{(L)}}{m_{\overline{GO}}^{(L)} - m_{\overline{GO}}^{(R)}} \\ y_w = m_{\overline{GO}}^{(R)} \cdot x_w + q_{\overline{GO}}^{(R)} \end{cases} \quad (15)$$



Utilizzando il punto W come polo per l'equilibrio a rotazione, è possibile determinare l'entità della forza di attrito, la cui direzione è assunta coincidente con l'orientazione del semiprovincino che si trova ad intersecare l'asse di simmetria. Rispetto al punto W, i carichi di reazione non compiono momento flettente, mentre il braccio di leva del carico verticale del maglio è semplicemente la coordinata x del punto W. Il braccio del momento della forza di attrito è:

$$Lev_{Frict}^{(L,R)} = \frac{|y_W \pm \tan(\theta - \theta_0)^{(L,R)} x_W - R_y|}{\sqrt{1 + \tan^2(\theta - \theta_0)^{(L,R)}}} \quad (16)$$

mentre l'entità della forza di attrito è data da:

$$F_{Frict}^{(L,R)} = \pm \frac{|x_W|}{Lev_{Frict}} P \quad (17)$$

In Fig. 4 è rappresentata l'orientazione della forza di attrito sulla superficie del provino nel caso di posizionamento a destra.

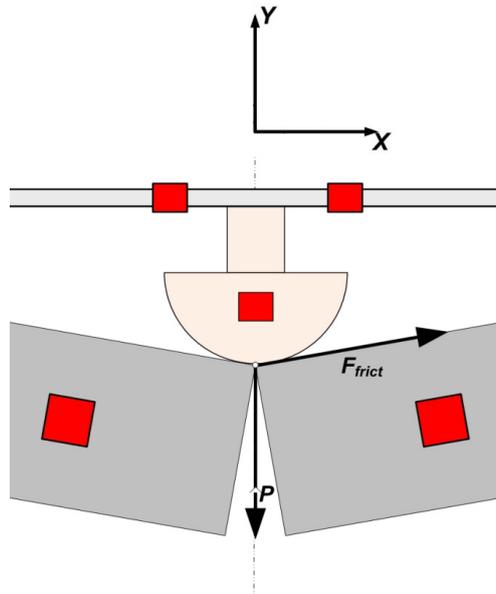


Figure 4: Direzione effettiva della forza di attrito (caso destro).

Figura 4: Effective direction assumed by the friction force (right case).

Attraverso le (9) conosciamo la direzione delle rette di azione dei carichi di reazione, ma non ancora le loro intensità, indispensabili per la determinazione dei carichi effettivi agenti sulla sezione contenente il *ligament*. Imponendo l'equilibrio a momento rispetto ai punti di contatto $G^{(L,R)}$ si ottiene:

$$R^{(R,L)} = \frac{x_G^{(L,R)} \cdot P + \frac{|y_G^{(L,R)} - \tan(\theta - \theta_0)^{(L,R)} x_G^{(L,R)} - R_y|}{\sqrt{1 + \tan^2(\theta - \theta_0)^{(L,R)}}} \cdot F_{Frict}}{\sin(2\alpha) \sqrt{(x_W - x_G^{(L,R)})^2 + (y_W - y_G^{(L,R)})^2}} \quad (18)$$



Il calcolo delle forze generalizzate agenti sulla sezione del *ligament* viene effettuato considerando queste ultime applicate tutti su di un punto Q collocato al centro del *ligament* residuo (vedi Fig. 2).

Il momento risultante agente sulla sezione del *ligament* rispetto al polo Q è:

$$\mathbf{M}_{Lig} = \left[\pm \mathbf{R}^{(L,R)} \sin(\alpha) \cdot (y_G^{(L,R)} - y_Q) + \mathbf{R}^{(L,R)} \cos(\alpha) \cdot (x_G^{(L,R)} - x_Q) \right] - \left| \mathbf{F}_{Frict} \cdot \frac{Lig}{2} \right| \quad (19)$$

L'allungamento orizzontale subito dal provino è computabile effettuando la differenza tra la posizione effettiva dei marker e quella che gli stessi assumerebbero se le due metà del provino fossero soggette a pura rotazione reciproca:

$$flow^{(L,R)} = \mp \left[M_x^{(L,R)} \sin(\theta - \theta_0)^{(L,R)} + M_x^{(L,R)} \cos(\theta - \theta_0)^{(L,R)} \right] - (M_x^{(L,R)} - x_Q) \quad (20)$$

Il carico assiale risultante è:

$$\mathbf{F}_{Lig} = \mathbf{R}^{(R/L)} \sin(\alpha) = \mathbf{R}^{(L/R)} \sin(\alpha) + \mathbf{F}_{Frict}^{(R/L)} \cos(\delta \pm \gamma) \quad (21)$$

Per valutare l'ammontare di energia dissipata nelle connessioni bullonate tra le estremità del provino e le prolunghe, è necessario determinarne le rotazioni relative. È ragionevole supporre che le rotazioni siano concentrate nel centro geometrico delle due placche di collegamento (vedi Fig. 1). Le coordinate di questi punti sono (Fig. 2):

$$\begin{cases} x_J^{(L,R)} = x_M^{(L,R)} \mp \frac{L_s}{4} \cos(\delta^{(L,R)}) \\ y_J^{(L,R)} = y_M^{(L,R)} - \frac{L_s}{4} \sin(\delta^{(L,R)}) \end{cases} \quad (22)$$

dove $\delta^{(L,R)}$ rappresenta la rotazione delle due metà del provino (positive se le rotazioni sono in verso antiorario) mentre L_s è la lunghezza iniziale del provino.

Le rotazioni relative tra le due metà del campione e le prolunghe sono valutabili nel seguente modo:

$$\Gamma^{(L,R)} = \arctan \left(\pm \frac{y_O^{(L,R)} - y_J^{(L,R)}}{x_O^{(L,R)} - x_J^{(L,R)}} \right) - \delta^{(L,R)} \quad (23)$$

I momenti flettenti agenti nelle sezioni di giunzione tra provino e prolunghe possono essere calcolati con le (24):

$$\mathbf{M}_{EndCon} = \frac{- \left[\mathbf{R}^{(L)} \sin(\alpha) \cdot (y_G^{(L)} - y_J) + \mathbf{R}^{(L)} \cos(\alpha) \cdot (x_G^{(L)} - x_J) \right]}{2} + \frac{\left[\mathbf{R}^{(R)} \sin(\alpha) \cdot (y_G^{(R)} - y_J) + \mathbf{R}^{(R)} \cos(\alpha) \cdot (x_G^{(R)} - x_J) \right]}{2} \quad (24)$$

Note tutte le principali caratteristiche cinematiche e dinamiche del sistema, è possibile computare le diverse aliquote di energia coinvolte nella prova:

ENERGIA TOTALE INTRODOTTA NEL SISTEMA:

$$E_{TOT} = \sum_{i=2}^{npict} \mathbf{P}(i) \cdot [R_y(i) - R_y(i-1)]$$

ENERGIA DI FLESSIONE:



$$E_{Lig} = \sum_{i=2}^{npict} M_{Lig}(i) \cdot [\delta(i) - \delta(i-1)]$$

ENERGIA DISSIPATA NELLE CONNESSIONI:

$$E_{EndCon} = \sum_{i=2}^{npict} M_{EndCon}(i) \cdot [\Gamma(i) - \Gamma(i-1)] \quad (25)$$

ENERGIA DISSIPATA PER ATTRITO:

$$E_{Frict} = \sum_{i=2}^{npict} F_{Frict}(i) \cdot Lev_{Frict}(i) \cdot [\delta(i) - \delta(i-1)]$$

ENERGIA ASSOCIATA ALL'ALLUNGAMENTO DEL PROVINO:

$$E_{Flow} = \left[\sum_{i=2}^{npict} R^{(L)} \sin(\alpha) flow^{(L)} + R^{(R)} \sin(\alpha) flow^{(R)} \right]$$

COMBINED TEST

Uno dei principali svantaggi connessi all'uso di supporti inclinati è che, quando l'inclinazione dei supporti è particolarmente elevata e la frattura non ha ancora incominciato a propagare, il carico P può raggiungere valori considerevoli, con conseguente eccessiva sollecitazione dell'apparato sperimentale. Per limitare l'intensità dei carichi in gioco si è deciso di suddividere in due parti i test nei quali erano utilizzate le maggiori inclinazioni dei supporti.

Nella prima fase del test vengono utilizzati supporti non inclinati ($\alpha = 0^\circ$), ed il carico viene fornito al provino fino a quando non si instaura il regime stabile di propagazione della frattura. Tale condizione si verifica solitamente quando l'entità del carico si attesta su un valore che è circa la metà del suo picco massimo. Dopo di che, il provino viene smontato e successivamente rimontato sui supporti aventi l'inclinazione desiderata.

Per sottolineare con maggiore risalto i vantaggi ottenibili con l'utilizzo di supporti inclinati, sono state condotte delle simulazioni numeriche agli elementi finiti con formulazione implicita di test svolti su provini SEN-B, soggetti a diffusa plasticità e a grandi spostamenti, per diverse inclinazioni dei piani di supporto.

Le analisi sono condotte col fine di valutare la persistenza dello stato tensionale indotto dai piani inclinati ed agente nella porzione di materiale prospiciente l'apice della cricca.

I risultati sono mostrati in Fig. 5, e rappresentano, per cinque inclinazioni differenti (0° , 45° , 60° , 75° , 85°), lo stress longitudinale agente nella sezione del *ligament* normalizzato rispetto al valor massimo. Tali andamenti sono confrontati con la *hoop stress* di una condotta in pressione, valutata attraverso un codice agli elementi finiti a formulazione esplicita specifico per l'analisi di propagazione di gasdotti interrati [21].

La normalizzazione effettuata sui valori di tensione rende poco evidente la differente entità del *T-stress* nei due modelli, che è in realtà presente. Tuttavia, è chiaro come la *Fracture Process Zone* [22] del gasdotto (di estensione pari circa allo spessore della condotta) si estenda su una regione in cui sicuramente agisce un campo di tensione circonferenziale persistente. Questo accade ai provini sottoposti a prova di flessione solo se l'inclinazione dei supporti inclinati raggiunge valori superiori ai 60° .

Un aspetto interessante, che sarà trattato con maggior dettaglio in seguito, concerne gli acciai caratterizzati da differente grado di resistenza API. Questi materiali mostrano, infatti, un comportamento meccanico assai differente per gradi d'inclinazione dei supporti molto elevati. Queste differenze possono essere osservate sia in termini di forma e assetto della frattura, che di energia realmente coinvolta nel processo di fratturazione. Osservazioni più approfondite saranno discusse nelle sezioni seguenti.

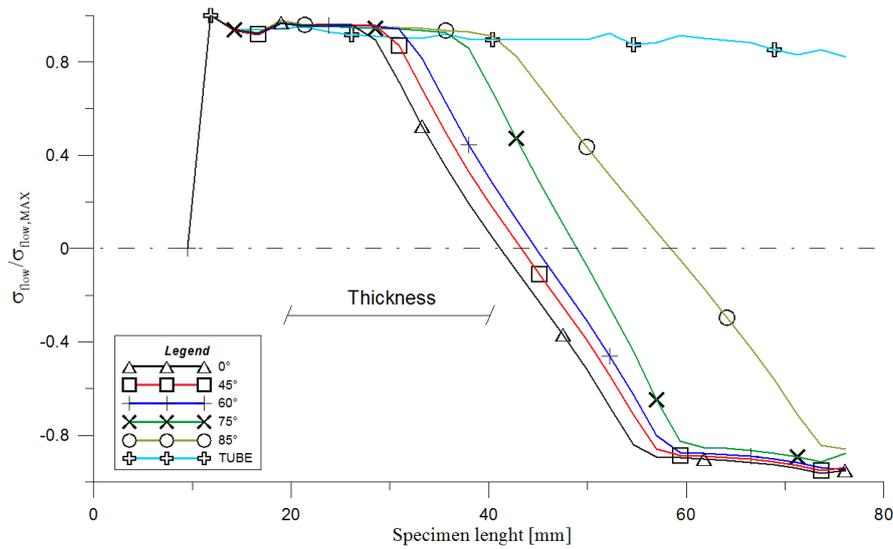


Figura 5: Andamento della tensione longitudinale agente sul *ligament* per differenti angoli dei supporti.

Figure 5: Stress trend on the *ligament* for some support angles.

TECNICA DI ACQUISIZIONE DEL PROFILO PROFONDO DI FRATTURA

In un test DWTT il provino è interamente fratturato mediante l'energia sprigionata dall'urto del martello. A causa dell'elevata velocità di prova, risulta praticamente impossibile monitorare in pieno dettaglio la conformazione della frattura e la sua progressione durante l'esecuzione della prova stessa.

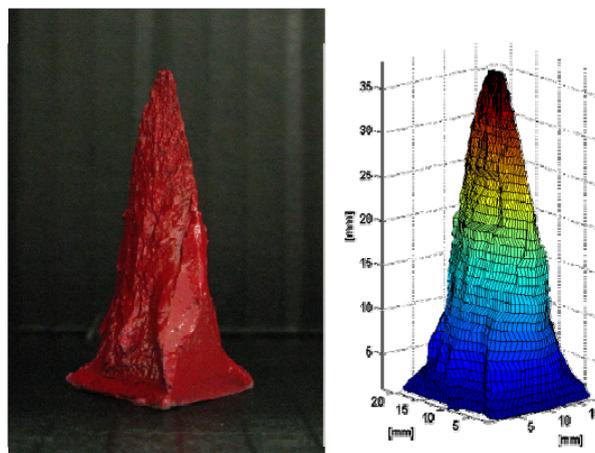


Figura 6: Calco in silicone della frattura e sua rappresentazione digitale.

Figure 6: Silicone cast of the inner fracture and its digital model.

Se il test viene eseguito in modalità quasi statica [14,19], risulta possibile interrompere e riprendere la prova ogni qualvolta si desidera, ed effettuare di conseguenza le dovute ispezioni sulla zona di frattura.

Di seguito verrà illustrata la tecnica utilizzata per il campionamento delle caratteristiche geometriche della cricca quando questa si trova a propagare in condizioni di stazionarietà. La tecnica consiste nella realizzazione di un calco della frattura formato ed estratto direttamente dal provino. Il calco è ottenuto colando una resina siliconica liquida all'interno del vano delimitato dalle due superfici di frattura, additivata con uno specifico catalizzatore per facilitare la fase di asciugatura. La



resina siliconica è caratterizzata da un'ottima elasticità e flessibilità, e presenta una spiccata capacità antiaderente. Allo stato liquido presenta bassa viscosità, la quale permette di raggiungere e riempire tutte le micro cavità della frattura. Durante la fase di formatura è fondamentale evitare la formazione di sacche d'aria in seno al calco, per evitare di compromettere la fedeltà della copia; per questo motivo è necessario compiere la colatura solo dopo la rimozione del provino dall'apparato sperimentale. L'estrazione del calco avviene portando a rottura completa il provino utilizzato come stampo. Pertanto, è necessario riposizionare il campione sui piani inclinati di scorrimento e completare il test precedentemente interrotto. Solo in questo modo è possibile estrarre il calco senza che questo riporti il minimo danno (soprattutto nella zona che riproduce l'apice della cricca).

Osservando attentamente il calco siliconico è possibile rilevare e quantificare il *necking* del provino, l'aspetto superficiale delle superfici di frattura e l'effetto *tunneling* della cricca all'interno dello spessore (Fig. 6). Per ottenere la rappresentazione digitale del calco di frattura, è necessario ricorrere ad una tecnica di *reverse engineering* [23], come è ad esempio la scansione laser tridimensionale. Tuttavia, questa soluzione è di difficile adozione, dal momento che le superfici del campione siliconico presentano molte irregolarità, che determinano una consistente dispersione del fascio di luce. Si è optato quindi per una strategia di acquisizione di tipo tomografico-stratigrafico, che risulta essere allo stesso tempo economica e di facile implementazione. La tecnica tomografica consente la rappresentazione di solidi attraverso la sovrapposizione stratificata d'immagini bidimensionali acquisite a diverse quote. Tutte le immagini catturate vengono poi elaborate da un codice scritto *ad hoc* in ambiente MATLAB®, che attraverso un algoritmo di interpolazione tridimensionale consente la riproduzione digitale del calco esaminato (vedi Fig. 6).

ANALISI DEL PROFILO PROFONDO DI FRATTURA

Di seguito verrà presentato e discusso il confronto tra le caratteristiche meccaniche di due acciai utilizzati per la realizzazione dei gasdotti interrati: lo X60 e lo X100. L'analisi delle performance dei due materiali è basata sui dati sperimentali ottenuti dall'esecuzione di prove DWTT, eseguite in condizioni quasi-statiche ed utilizzando il nuovo apparato sperimentale proposto.

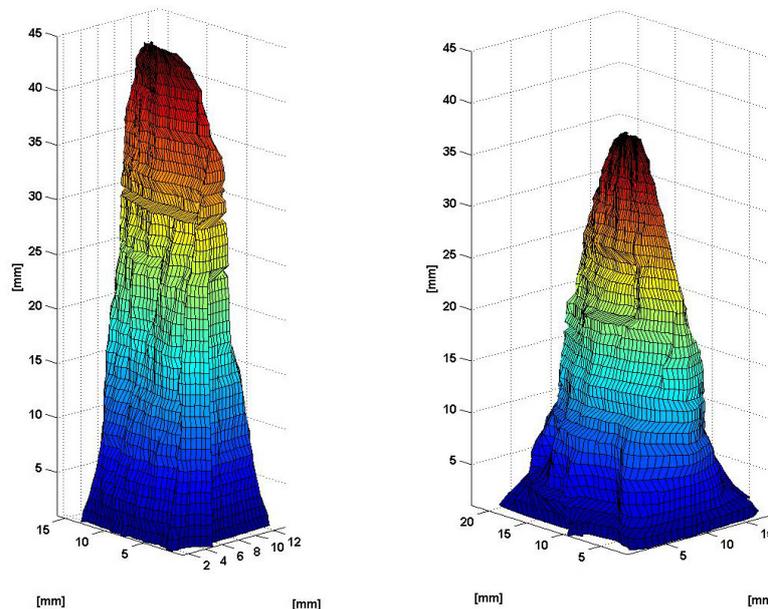


Figura 7: Rappresentazione digitalizzata dei calchi di frattura dei provini X60 e X100 con angolo di inclinazione dei supporti pari a 75°

Figure 7: Digital model of the fracture for the X60 and X100 specimen tested with 75° of support inclination.

I calchi siliconici della frattura, formati ed estratti dagli stessi provini utilizzati per le prove di flessione, sono acquisiti ed impiegati al fine di effettuare l'analisi della conformazione della cricca nei due acciai esaminati; particolare attenzione è prestata alla sensibilità mostrata dal materiale per la presenza di un stato di tensioni persistente introdotto dalla presenza delle slitte inclinate.

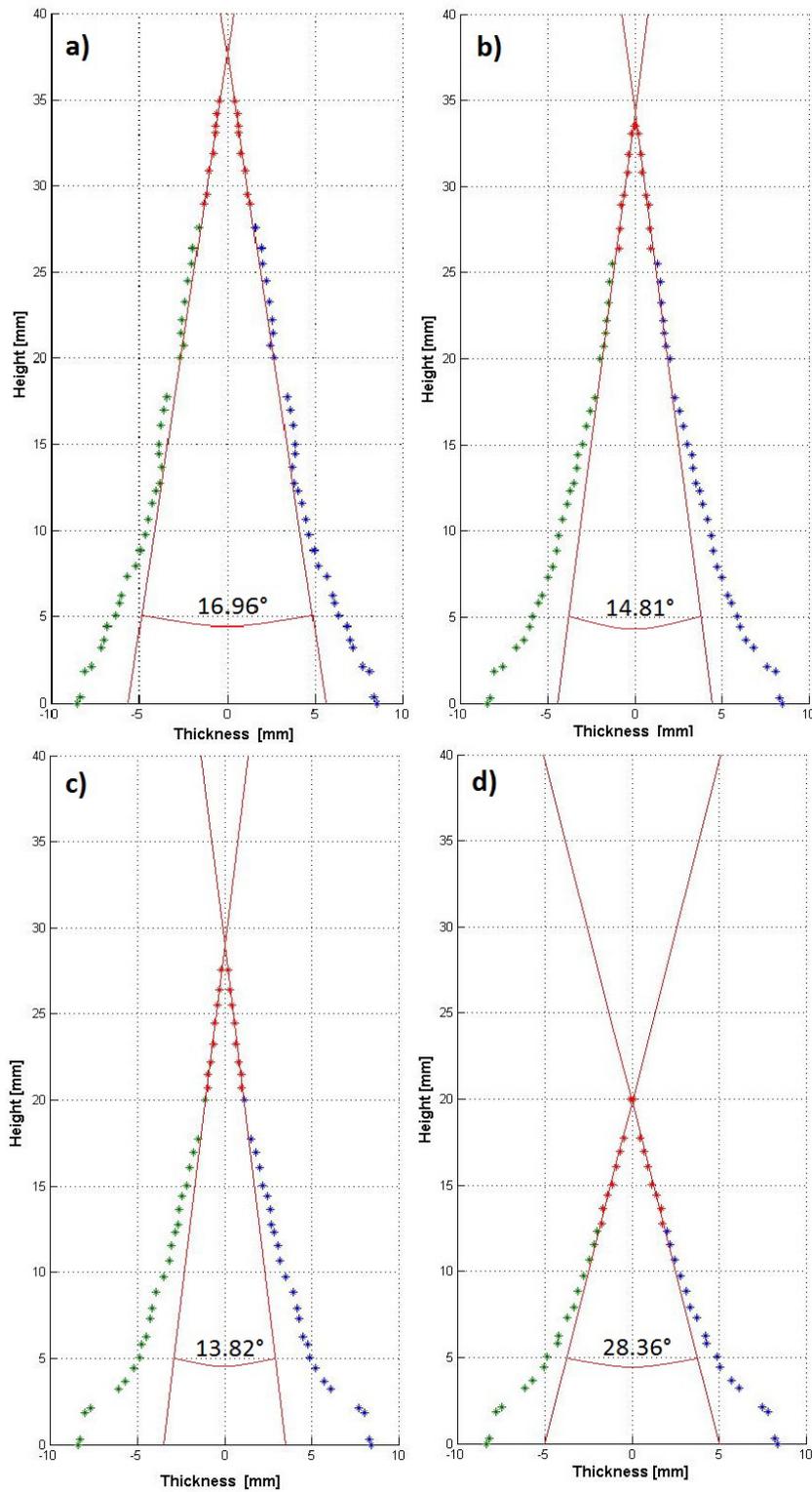


Figura 8: Proiezioni dei profili di frattura del X100 – 0° rispetto i seguenti piani di sezione: a) 0mm b) 2.25mm c) 4.5mm d) 6.75mm.

Figure 8: Projections of the fracture profile of X100 – 0° by planes from the middle: a) 0mm b) 2.25mm c) 4.5mm d) 6.75mm.

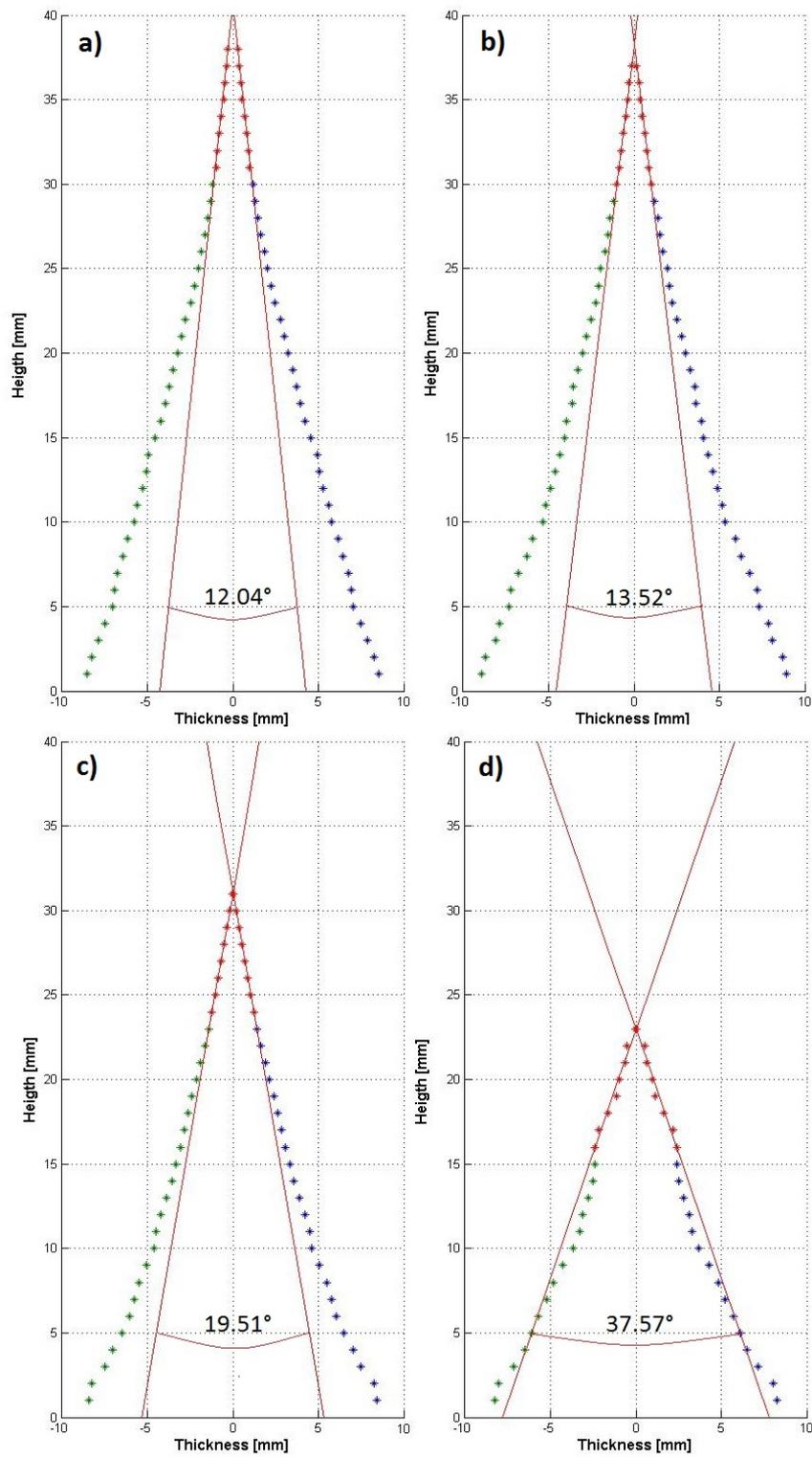


Figura 9: Proiezioni dei profili di frattura del X100 – 75° rispetto i seguenti piani di sezione: a) 0mm b) 2.25mm c) 4.5mm d) 6.75mm.

Figure 9: Projections of the fracture profile of X100 – 75° by planes from the middle: a) 0mm b) 2.25mm c) 4.5mm d) 6.75mm.

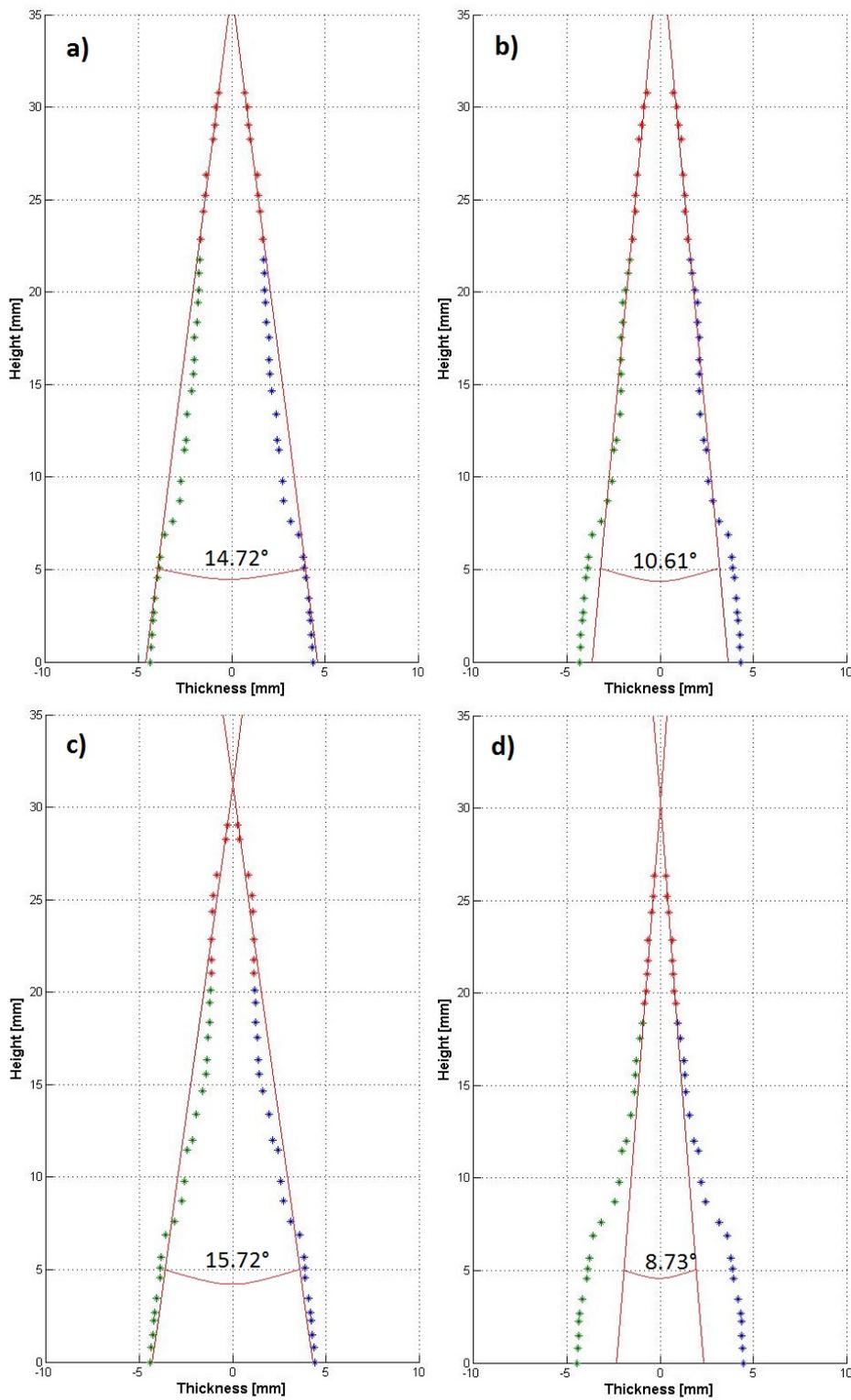


Figura 10: Proiezioni dei profili di frattura del X60 – 0° rispetto i seguenti piani di sezione: a) 0mm b) 2.25mm c) 4.5mm d) 6.75mm.

Figure 10: Projections of the fracture profile of X60 – 0° by planes from the middle: a) 0mm b) 2.25mm c) 4.5mm d) 6.75mm.

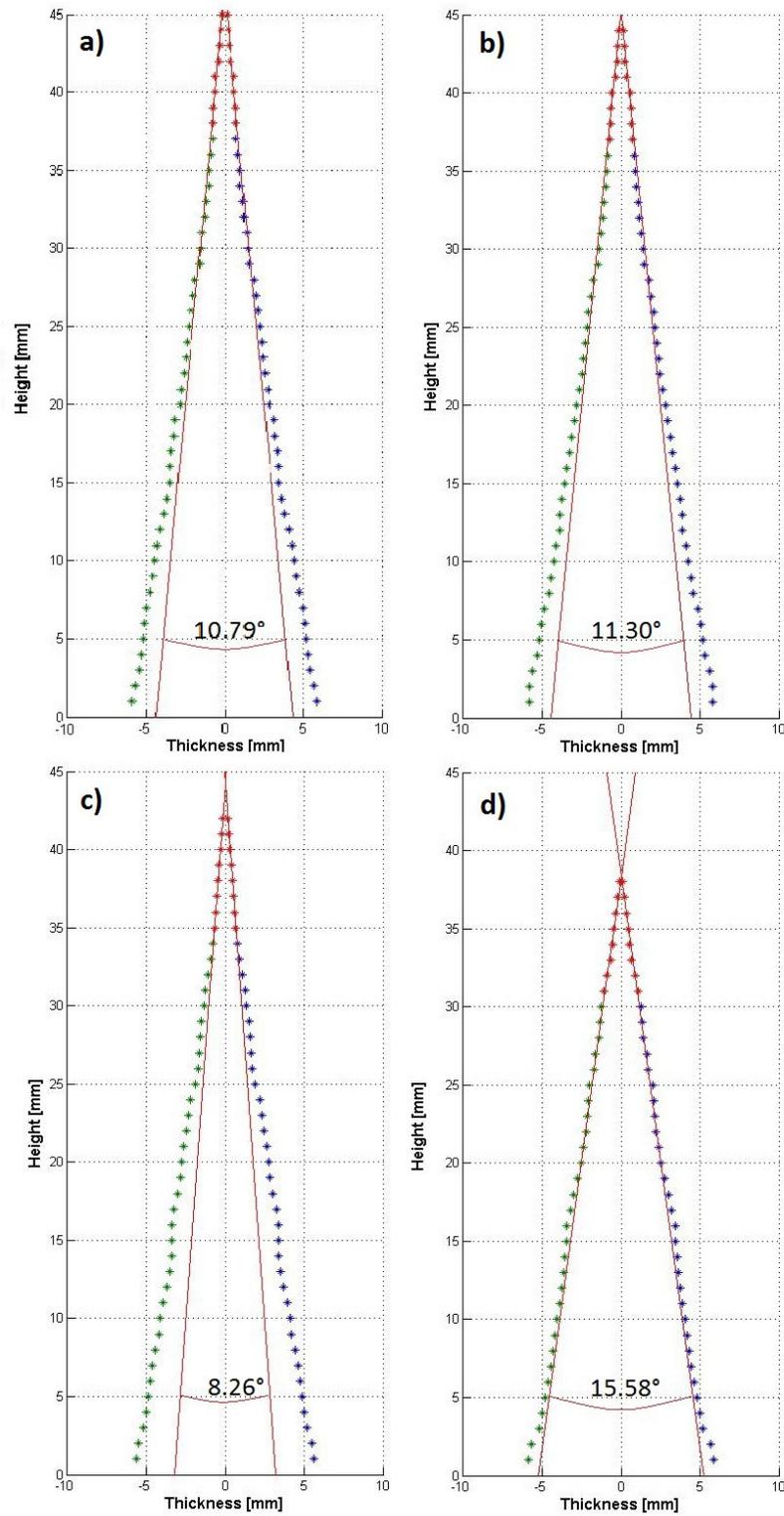


Figura 11: Proiezioni dei profili di frattura del X60 – 75° rispetto i seguenti piani di sezione: a) 0mm b) 2.25mm c) 4.5mm d) 6.75mm.

Figure 11: Projections of the fracture profile of X60 – 75° by planes from the middle: a) 0mm b) 2.25mm c) 4.5mm d) 6.75mm.



Analisi d'assetto della frattura

I calchi di frattura sono stati realizzati per due distinte inclinazioni dei supporti (0° e 75°) e per entrambi i materiali esaminati. I provini utilizzati per le prove DWTT sono caratterizzati da diversa spessore per i due acciai: 21 mm per lo X100 e 12 mm per lo X60.

La metodologia utilizzata per la valutazione del CTOA critico è la medesima per tutti i due casi. In Fig. 7 sono riportate le ricostruzioni digitali dei calchi ottenuti per i due acciai testati con slitte a 75° . Si possono osservare differenze sostanziali nell'aspetto dei due calchi, soprattutto in termini di *tunneling*, molto più accentuato nel caso dello X100. Un ulteriore aspetto rilevante è relativo all'effetto di assottigliamento (*necking*) dello spessore, che coinvolge entrambi gli acciai testati, ma che risulta essere preponderante, anche in questo caso, nello X100. È da sottolineare comunque come il diverso spessore dei provini esaminati influisca sulla comparazione oggettiva del fenomeno: in termini numerici, la riduzione di spessore si attesta sul 35% per l'acciaio X100 e sul 16% per lo X60.

Per valutare l'effettiva indentazione della frattura all'interno dello spessore (ma anche l'entità del CTOA), le rappresentazioni digitali dei calchi di Fig. 7 sono state sezionate con quattro piani ortogonali, che vanno dal centro del calco (metà spessore) fino ai fianchi estremali di quest'ultimi.

L'offset tra i vari piani di sezione è indicato nelle didascalie delle Fig. 8-9-10-11, che riportano le tracce delle sezioni dei calchi con i piani anzidetti. Tali sezioni sono state successivamente simmetrizzate, al fine di facilitare la procedura di valutazione del CTOA. Il Crack Tip Opening Angle viene computato come l'angolo compreso tra le tangenti (rappresentate in figura) che meglio approssimano i profili di frattura nell'intorno dell'apice della cricca. I punti utilizzati per il calcolo delle tangenti sono rappresentati in rosso nelle Fig. 8-9-10-11.

Dal confronto delle immagini si può constatare come il CTOA rimanga sostanzialmente costante per lo X60 (Fig. 10-11), mentre nel caso dello X100 varia sensibilmente in funzione del piano di sezione. Nel piano di proiezione d delle Fig. 8-9 si raggiunge il valore più elevato, che corrisponderebbe al valore del CTOA ottenibile attraverso un'ispezione della frattura emergente sulla superficie del provino [7]. Per quanto riguarda i valori misurati, il confronto diretto tra i due acciai evidenzia un'importante variabilità del parametro tra l'interno del provino e la superficie, soprattutto per quanto riguarda lo X100. L'angolo valutabile in superficie è particolarmente elevato, in accordo con le misurazioni ottiche, e comunque superiore al CTOA valutato nel piano mediano secante lo spessore.

Un'altra importante considerazione riguarda la posizione dell'apice della frattura all'interno dello spessore del provino. Rispetto a quest'ultimo, la differenza tra la posizione interna dell'apice e la sua posizione esterna - per entrambe le configurazioni delle slitte - si attesta sui 17 mm per lo X100, ma solo sui 7 mm per lo X60.

Questi valori indicano come l'aspetto "superficiale" della cricca, soprattutto nel caso di materiali alto-resistenziali, fornisca un'indicazione molto approssimativa della reale posizione della frattura all'interno del campione, e quindi anche dello stato di tensione nominale agente.

È giusto notare come la diversa profondità d'indentazione della frattura manifestata dallo X60 possa essere connessa al minore spessore dei provini rispetto allo X100, piuttosto che ad un differente comportamento strutturale posseduto dal materiale. Quest'aspetto sarà approfondito maggiormente nelle sezioni successive, nelle quali sono mostrati i trend dell'energia assorbita durante il test, e che mostrano come la modificazione dello stato di stress attuata dai supporti inclinati modifichi effettivamente i meccanismi connessi con la propagazione della frattura. Un'interessante osservazione che si evince dalle Fig. 8-9-10-11 è che le diverse inclinazioni dei supporti, le quali comportano un campo di stress nel campione più o meno persistente, non influenzano in modo significativo i valori e le tendenze del CTOA calcolato in superficie ed in profondità nello spessore. Una piccola differenza è invece rilevabile sull'irregolarità delle superfici di frattura, che tendono ad essere meno frastagliate per i calchi ottenuti da test condotti con più elevata inclinazione.

GLI EFFETTI CONNESSI CON IL TUNNELING DELLA FRATTURA

Nel precedente paragrafo si è evidenziato come la frattura abbia uno sviluppo tridimensionale complesso e difficilmente prevedibile all'interno dello spessore. I principali modelli cinematici [17,18] utilizzati per la determinazione dei parametri di frattura, ipotizzano, per le loro formulazioni, che la frattura propaghi in modalità bidimensionale, ovvero solo sulla superficie esterna del provino. Per continuare ad utilizzare i succitati modelli cinematici, tenendo in considerazione le informazioni dedotte dallo studio 3-D del profilo di frattura, è necessario determinare una posizione "equivalente" dell'apice della cricca sulla superficie esterna del campione.

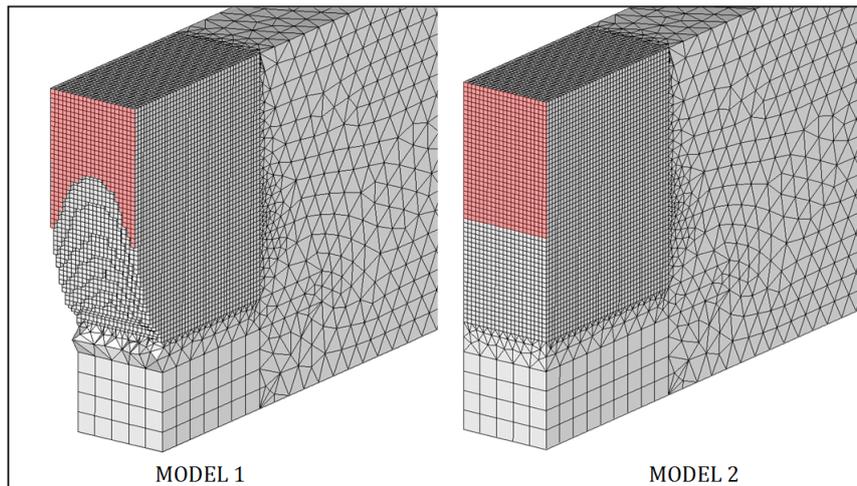


Figura 12: Mesh del MODELLO 1 e del MODELLO 2

Figure 12: Meshes of MODEL 1 and MODEL 2

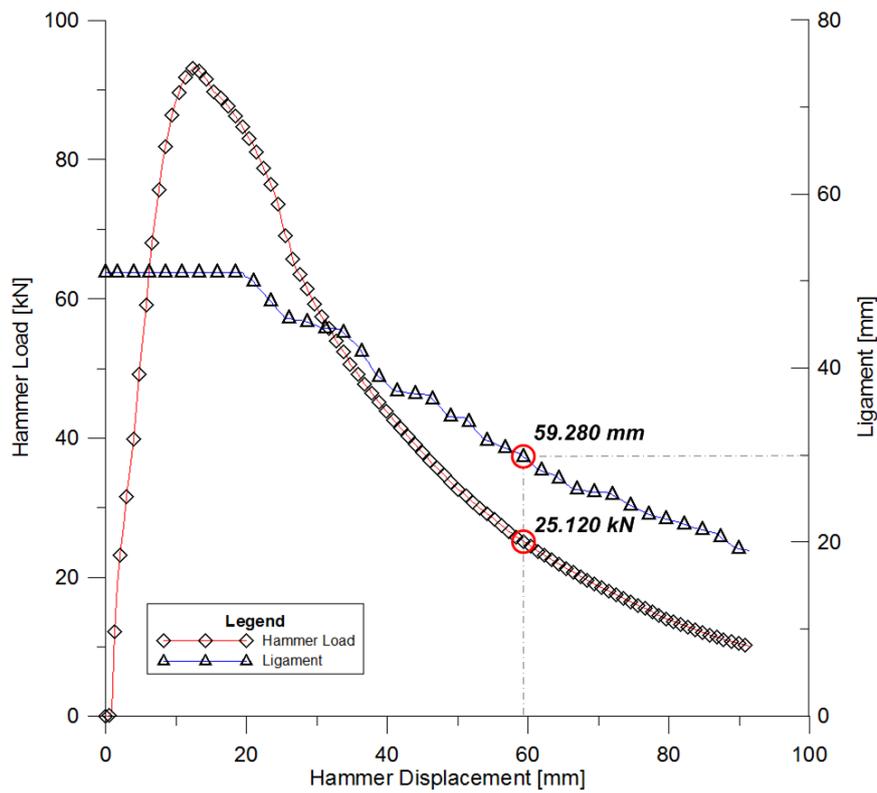


Figura 13: Andamento carico-spostamento del maglio e variazione del *ligament* per un provino X100

Figure 13: Hammer load-displacement and *ligament* curves of a X100 test

Per evidenziare l'influenza che la posizione dell'apice ha nella valutazione dei parametri di frattura, sono state condotte delle simulazioni numeriche agli elementi finiti su due differenti modelli rappresentanti un provino SENB munito di prolunghe. Il MODELLO 1 è caratterizzato dall'aver lo spessore "scavato" in modo tale da rappresentare tridimensionalmente la forma della frattura; il MODELLO 2 considera il fronte di frattura perfettamente allineato (Fig.



12). Inoltre, nel MODELLO 2 la posizione dell'apice della frattura non è fissa, ma varia dalla posizione dell'apice esterno a quella dell'apice interno presenti nel MODELLO 1.

In Fig. 13 sono rappresentati dei tipici andamenti delle curve carico-spostamento del maglio e variazione del *ligament* residuo per una prova DWTT svolta su di un provino X100. Per correlare i dati numerici ottenuti dalle diverse simulazioni, è stata identificata una condizione sperimentale di riferimento (spostamento imposto, posizione della superficie di frattura, carico applicato).

Il primo confronto è presentato in Tab. 1, nella quale è possibile constatare un'ottima sovrapposizione tra i dati sperimentali e quelli ottenuti dalla simulazione del MODELLO 1. In sintesi, avendo imposto uno spostamento del maglio pari a 60 mm (Fig. 13), si è ottenuto un valore della forza premente molto prossimo a quello registrato dalla cella di carico. Per quanto riguarda i risultati ottenuti dalle simulazioni effettuate sul MODELLO 2, vi è da osservare come sia necessario traslare l'apice della cricca di 9 mm in avanti (MODELLO 2d), rispetto all'omologa posizione esterna, per ottenere la medesima condizione ottimale riscontrata col MODELLO 1. Si osservi lo scostamento, in termini di carico premente, ottenuto con la configurazione standard del MODELLO 2, ovvero con apice della cricca posizionato in corrispondenza dell'apice di frattura affiorante sulla superficie del campione.

Model	Load [kN]	Tip position [mm]	r^*	r^* effettivo
1	22374	47-60	0.6606	0.5313
2	42098	47	0.3103	0.5005
2a	27638	53	0.5967	0.4431
2b	25524	54	0.6131	0.4657
2c	23472	55	0.6294	0.4882
2d	21520	56	0.6453	0.5102
2e	19644	57	0.6620	0.5332
2f	17808	58	0.6778	0.5550
2g	16088	59	0.6943	0.5778
2h	14443	60	0.7106	0.6004

Tabella 1: Confronto tra i differenti modelli agli elementi finiti

Table 1: Comparison among different Finite Element MODEL results

Il carico resistente non è l'unico fattore ad essere notevolmente influenzato dalla reale posizione dell'apice di frattura. Un parametro fondamentale per l'utilizzo dei modelli cinematici classici [17,18] è rappresentato dallo r^* , parametro funzione principalmente della cinematica della prova DWTT, indispensabile per l'interpretazione dei dati sperimentali. Per determinare l'entità dello r^* è necessario conoscere il centro istantaneo di rotazione del moto relativo compiuto mutuamente dalle due metà del provino e l'estensione del *ligament* residuo. Se si valuta lo r^* considerando la posizione superficiale dell'apice, si ottengono valori molto elevati per lo X100, soprattutto se confrontati con i valori caratteristici di acciai meno tenaci [24]. Al contrario, se si tiene in considerazione la posizione efficace della frattura, come indicata dal MODEL 2d, il valore di r^* rientra nei valori tipicamente considerati nelle prove di flessione. Questi stessi valori risultati più attendibili e vicini a quelli ottenuti nel MODELLO 1.

In conclusione, i risultati ottenuti dalle simulazioni numeriche sottolineano come sia possibile e al contempo produttivo adottare un modello bidimensionale di rappresentazione della prova DWTT, ma solo dopo un ottimale riposizionamento dell'apice della cricca che tenga in dovuta considerazione il tunneling della frattura.

VALUTAZIONE DELLE PERFORMANCE DEGLI ACCIAI X60 E X100

La diversa orientazione dei supporti inclinati determina un sostanziale mutamento della cinematica della prova sperimentale. È utile ricordare che nella prova DWTT standard il provino poggia su due superfici rigide emicilindriche, mentre nel nuovo *set-up* sperimentale il provino è provvisto di due prolunghe rigide, posizionate alle



estremità del provino stesso, munite di perni che possono scorrere liberamente su dei piani, anch'essi rigidi, caratterizzati da un determinato angolo di inclinazione.

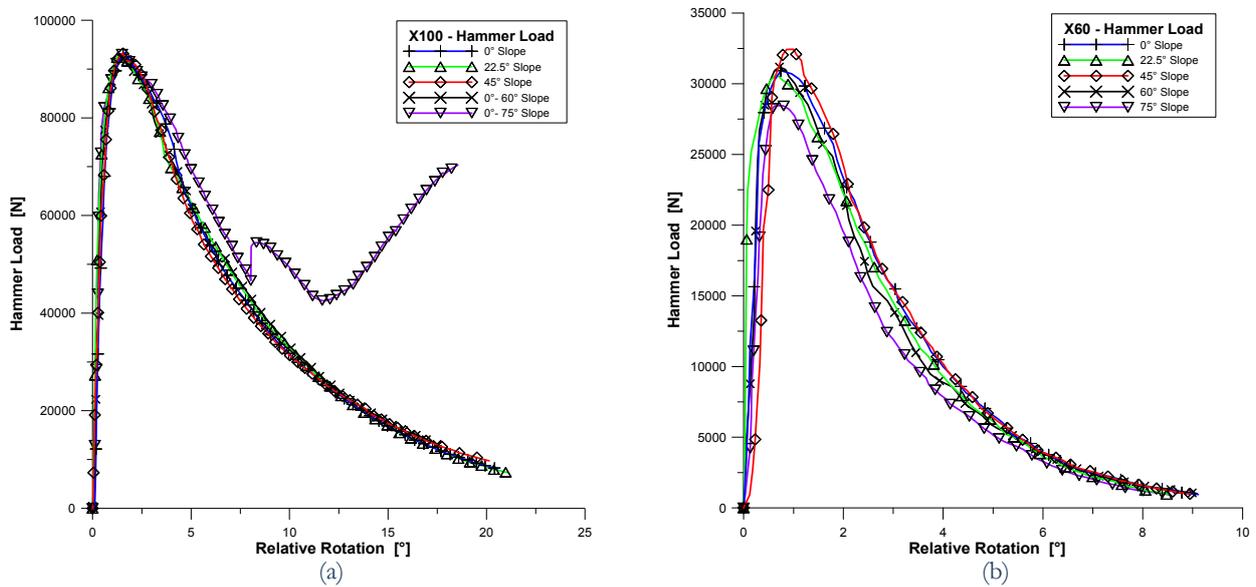


Figura 14: Andamento della curva del carico del maglio per X100 (a) e X60 (b).

Figure 14: Trend of Hammer Load for X100 (a) and X60 (b).

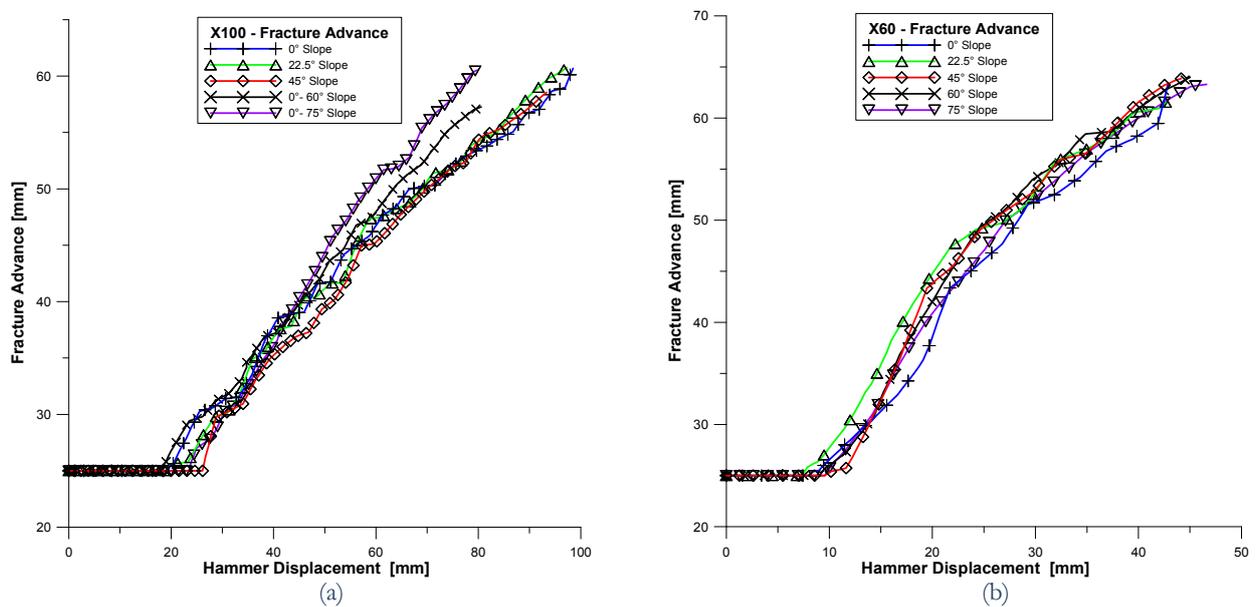


Figura 15: Variazione del *ligament* residuo per X100 (a) e X60 (b).

Figure 15: Trend of residual *ligament* for X100 (a) and X60 (b).

Di conseguenza, per facilitare il confronto tra i dati sperimentali ottenuti da provini testati con diverse inclinazioni dei piani di appoggio, risulta preferibile riportare i dati acquisiti in funzione della rotazione relativa delle due metà della provetta, piuttosto che in funzione dello spostamento verticale del maglio.

La presenza dei piani inclinati, come già analizzato in precedenza, incide sulla distribuzione dello stress agente nel provino. Si vuole ora approfondire l'influenza e l'efficacia di questa modificazione sullo stato tensionale in funzione della natura dell'acciaio esaminato, nel caso in esame dello X60 e dello X100.

Iniziamo con l'analizzare i dati riportati in Fig. 14a e 14b, dove si mostra l'andamento del carico esercitato dal maglio in funzione della rotazione relativa delle due metà del provino, per cinque diverse inclinazioni dei supporti: 0°, 22,5°, 45°, 60° e 75°. La metodologia di prova combinata è stata utilizzata solo per i provini X100 testati con angolazioni di 60° e 75°. I provini X100 sono caratterizzati dall'avere 21 mm di spessore, mentre i provini X60 presentano spessore di 12 mm: entrambe le tipologie hanno un intaglio iniziale di 25 mm.

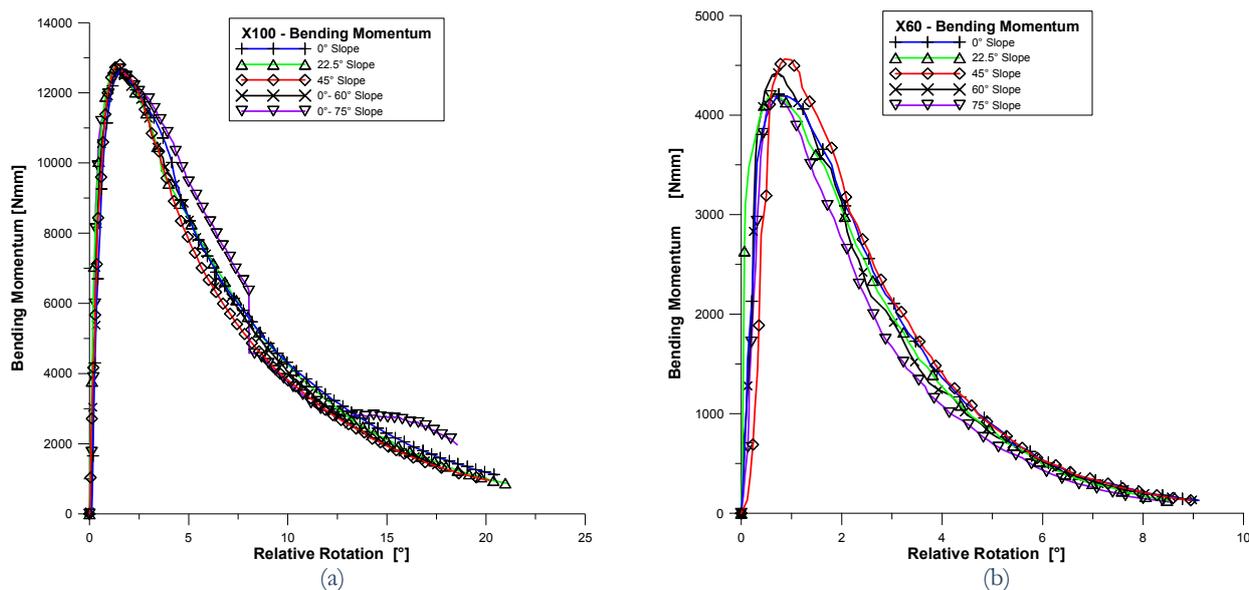


Figura 16: Variazione del momento flettente per X100 (a) e X60 (b).

Figure 16: Trend of bending momentum for X100 (a) and X60 (b).

In Fig. 14a, dove sono riportati i dati relativi allo X100, si può notare come le curve siano tutte caratterizzate dal medesimo carico massimo, ma gli andamenti non sono tutti sovrapponibili. È evidente come la curva rappresentativa dell'inclinazione a 75° presenti, ben dopo la discontinuità causata dalla sostituzione delle slitte inclinate, una decisa rimonta del carico, fino ad un valore prossimo ai 70000 N. Tale comportamento non si evince nelle altre inclinazioni, neanche nel caso dei 60°, confermando le affermazioni conseguenti alle simulazioni numeriche presentate in Fig. 5.

La rimonta del carico in Fig. 14a, alla quale corrisponde un incremento di energia assorbita dal sistema, è probabilmente dovuta ad una opposizione più efficace del provino alla propagazione della frattura. Fino a 60° d'inclinazione, l'effetto indotto dall'aumentata persistenza del campo di tensioni agente nella provetta è molto ridotto, non influenzando il lavoro di frattura compiuto.

L'incremento di resistenza all'avanzamento della frattura osservato in Fig. 14a, non è riscontrabile invece nei trend di Fig. 15a, che rappresentano la variazione del *ligament* residuo in funzione dell'abbassamento del maglio. Si può osservare come la frattura in realtà accelera, consumando l'intero *ligament* a sua disposizione e con uno spostamento del maglio inferiore del 20% rispetto agli altri test. La frattura, per incrementare la propria velocità di propagazione, necessita che la *driving force* del sistema aumenti. Essendo la flessione del provino il principale meccanismo associato alla frattura, il momento flettente applicato fornisce un'ottima indicazione sull'entità della *driving force* disponibile. In Fig. 16a sono riportati gli andamenti del momento flettente applicato in funzione della rotazione relativa fra le due metà del provino. Si può constatare come le curve presentino un andamento simile a quelle di Fig. 14a, con la 75° che rinvigorisce nella fase terminale del test, ma l'entità della rimonta è meno accentuata.

Incrementando l'inclinazione dei supporti, è prevedibile aspettarsi come tutte le forme d'irreversibilità che caratterizzano il sistema aumentino d'intensità. In effetti, osservando le Fig. 19a, 20a e 21a, possiamo osservare come crescano in valore le energie associate con l'allungamento orizzontale dell'assieme provino-prolunghe, ed il lavoro compiuto dalle forze di attrito. Ma la loro somma è lontana dal valore di energia totale E_{Tot} (Fig. 21a).

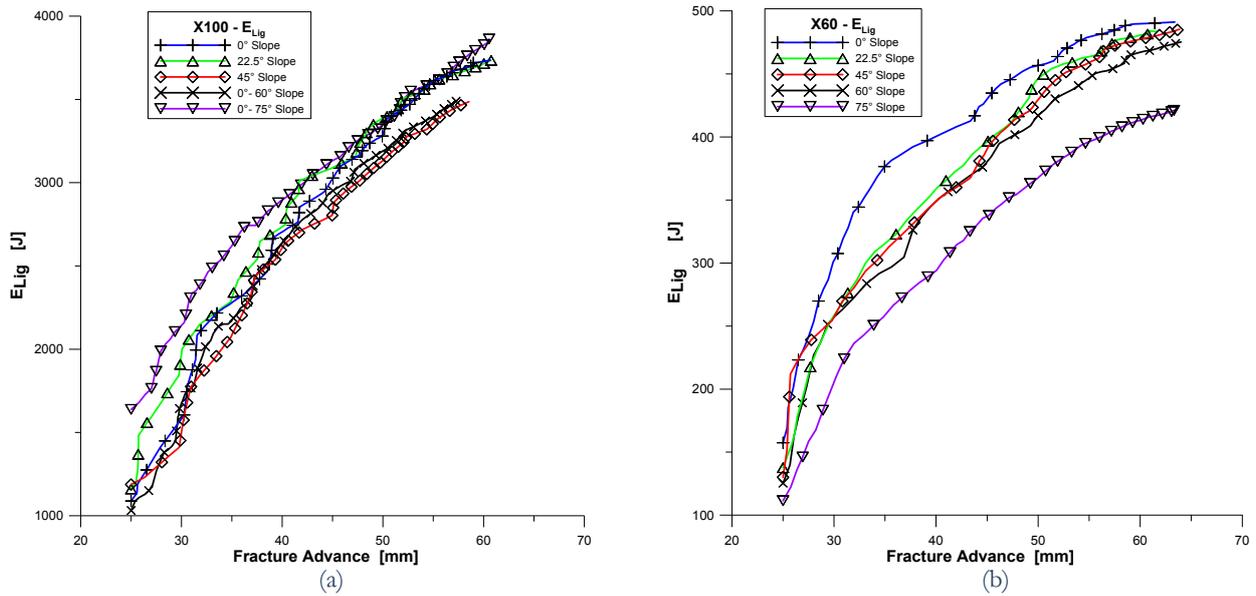


Figura 17: Variazione dell'energia di flessione per X100 (a) e X60 (b).

Figure 17: Trend of flexural energy for X100 (a) and X60 (b).

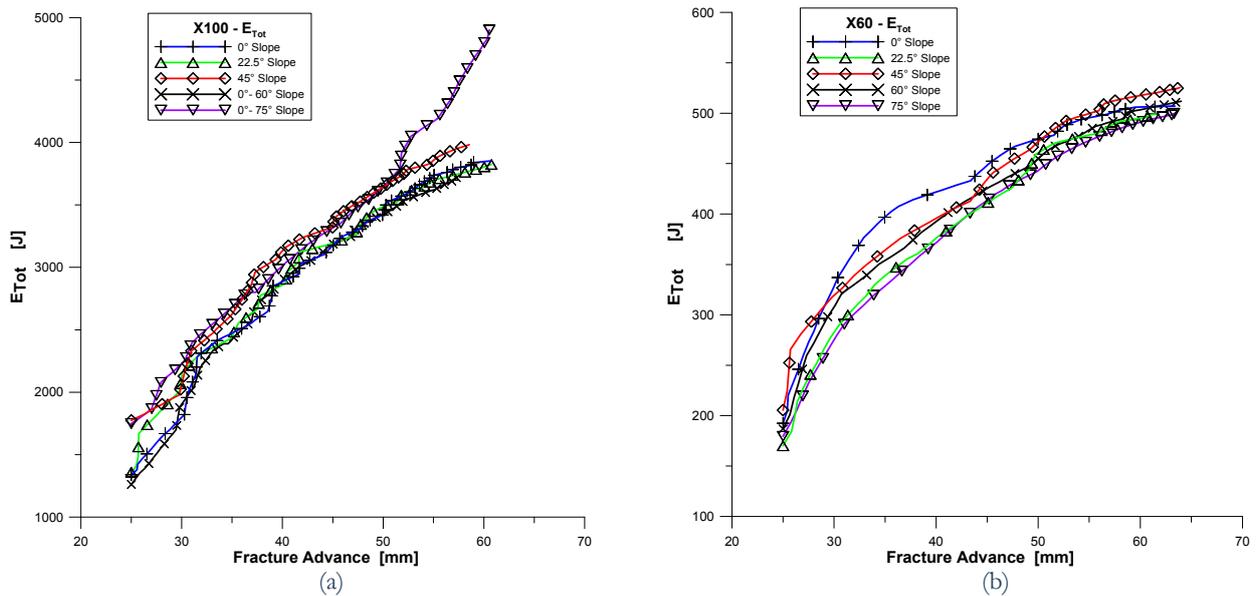


Figura 18: Variazione dell'energia totale per X100 (a) e X60 (b).

Figure 18: Trend of total energy for X100 (a) and X60 (b).

Inoltre, per la curva relativa all'inclinazione maggiore (75°), possiamo anche qui notare una leggera rimonta del trend nella parte terminale della curva, mentre il valore della flessione rimane pressoché costante nella regione corrispondente alla propagazione stabile della cricca. Ciò suggerisce che l'energia associata con la flessione del provino, che si considera essere il principale promotore della propagazione della frattura, è comparabile rispetto ai test condotti con le altre inclinazioni. In Fig. 17a sono riportati gli andamenti dell'energia associata con la pura flessione (E_{Lig}) in funzione del *ligament* residuo. È possibile notare come tutti i trend siano praticamente sovrapponibili; ciò indica come l'energia coinvolta nel processo di fratturazione, e che ha determinato l'accelerazione della cricca osservata in Fig. 15a, non è effettivamente fornita dalla

sollecitazione di flessione. I dati relativi all'energia introdotta nel sistema dall'azione del maglio (Fig. 18a) evidenzia come la macchina di trazione compia un lavoro inferiore per l'esecuzione del test, anche se l'ammontare aggiuntivo di energia è concentrato nella parte finale della prova.

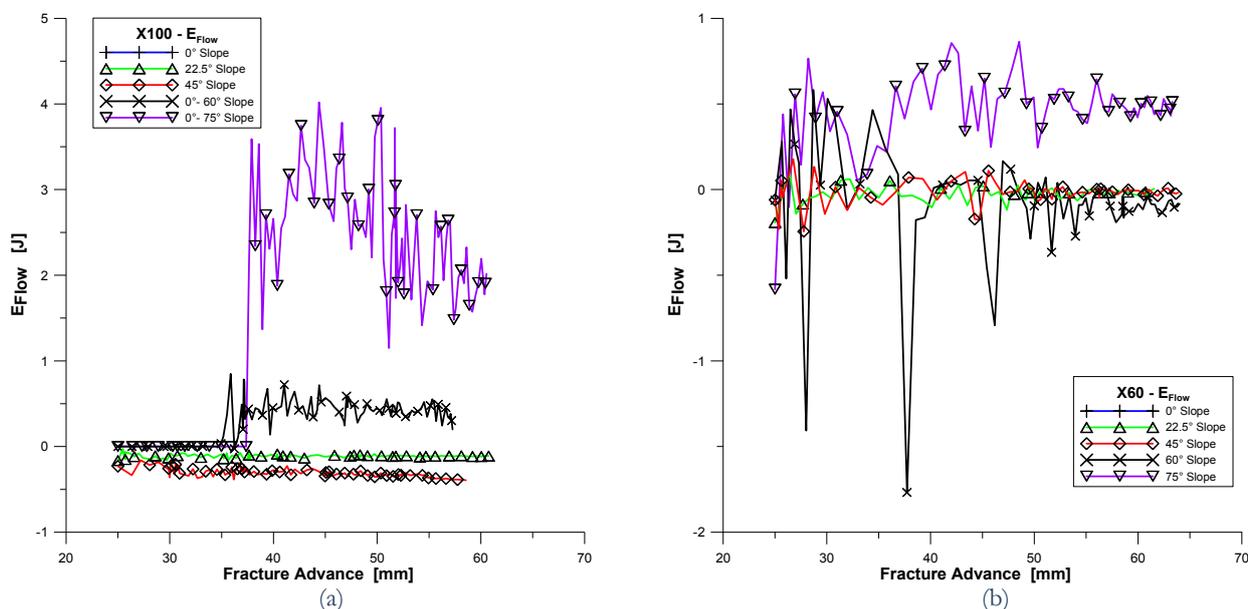


Figura 19: Variazione dell'energia di allungamento orizzontale per X100 (a) e X60 (b).

Figure 19: Trend of horizontal elongation energy for X100 (a) and X60 (b).

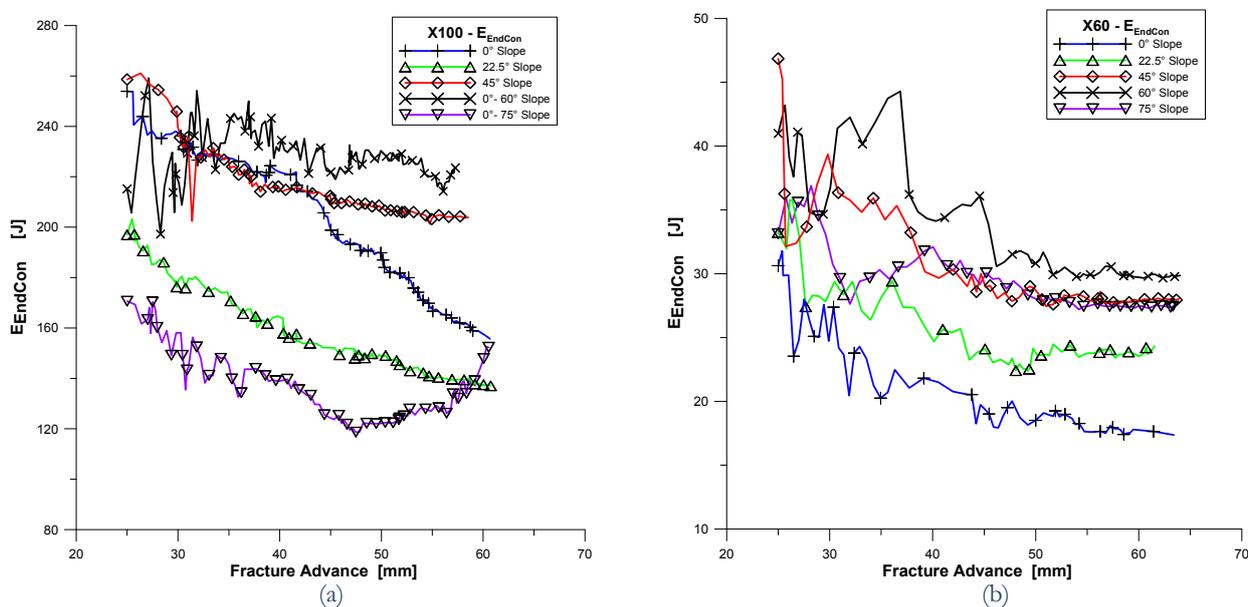


Figura 20: Variazione dell'energia dissipata nella rotazione relativa prolunghes - provino per X100 (a) e X60 (b).

Figure 20: Trend of energy dissipated in the relative rotation between the specimen and extensions for X100 (a) and X60 (b).

Il surplus di energia riscontrabile in Fig. 18a, avvalorava in parte l'affermazione che l'incremento di lavoro svolto dal martello è stato coinvolto nella propagazione della frattura, e mette in risalto come la flessione non risulti essere l'unico meccanismo a supportare l'avanzamento della cricca. Probabilmente la propagazione della frattura è favorita dalla



consistenza dello stato di tensioni aggiuntivo introdotto dalla presenza dei supporti inclinati, che determina un flusso di plasticità molto più esteso nella regione posta difronte l'apice della frattura. Questa estesa plasticità è accompagnata da un consumo notevole di energia che non influenza la sollecitazione di flessione e gli effetti da essa determinati.

In altre parole, l'energia effettivamente coinvolta nel processo di propagazione della frattura sembra poco influenzata dalla presenza di uno stato di tensione persistente aggiuntivo, anche se assistiamo ad un aumento dell'energia totale determinato dalla presenza di un maggior flusso plastico nel materiale. Il bilancio energetico in termini di energia di frattura è simile per tutte le inclinazioni dei supporti utilizzate, ma la velocità di propagazione della cricca è significativamente maggiore nel caso di slitte inclinate a 75°. In altri termini, il meccanismo di frattura incrementa la propria intensità ma alla frattura va associata una maggiore influenza della dissipazione plastica. Ciò potrebbe provocare una velocità di avanzamento più elevata di quella valutabile attraverso l'analisi classica dei dati di una prova DWTT.

Una parziale conferma della considerazione appena svolta è data dal confronto tra i calchi siliconici del X100 nelle due inclinazioni 0° e 75°. Il CTOA misurato all'apice interno - dominato dalla meccanica della frattura - diminuisce nel caso di slitte a 75°, mentre il CTOA rilevato sull'apice affiorante in superficie - che risulta molto influenzato dalla estensione ed intensità del flusso plastico - aumenta nel caso di slitte più inclinate. Un'ulteriore riprova delle considerazioni testé fatte si riscontra anche nelle prove di scoppio in piena scala, dove lo X100 mostra un comportamento che sovverte frequentemente le previsioni basate sui modelli classici utilizzati per l'analisi della frattura.

Uno scenario completamente differente si palesa analizzando i test effettuati su provini X60. In Fig.14b il picco di carico resistente registrato nella prova con slitte a 75° di inclinazione risulta sostanzialmente inferiore rispetto agli altri test, come se il provino risultasse essere meno resistente alla sollecitazione indotta dall'azione del martello. Questa differenza di forza è notevole, e si attesta nell'ordine del 14%. Anche il momento flettente è più debole in intensità, ma in misura meno rilevante rispetto al carico di prova (vedi Fig.16b). La visione comparata dei grafici di Fig. 14b e 16b porterebbe a pensare che la frattura abbia propagato con una velocità di avanzamento inferiore rispetto ai test condotti con slitte di minore inclinazione, ma la Fig. 15b nega tale assunzione, non mostrando alcuna rilevante differenza in termini di velocità. In altri termini, la frattura propaga alla medesima velocità degli altri casi, pur richiedendo un quantitativo energetico inferiore.

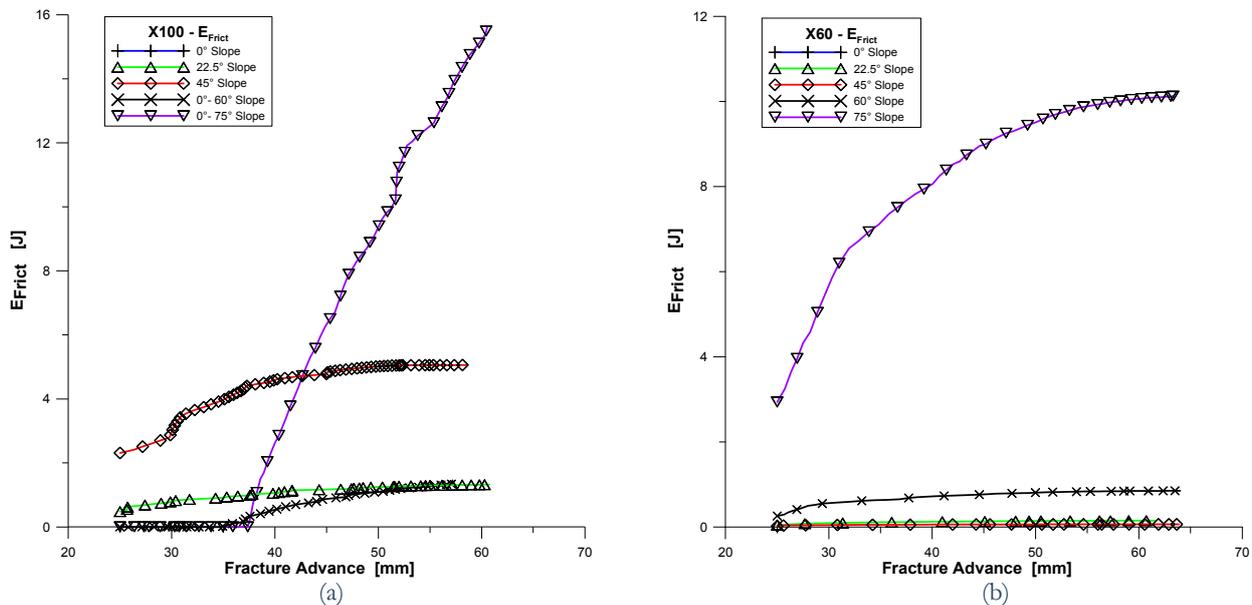


Figura 21: Andamento del lavoro compiuto dalle forze di attrito per X100 (a) e X60 (b).

Figure 21: Trend of work made by friction force for X100 (a) and X60 (b).

In Fig. 17b gli andamenti dell'energia associata alla pura flessione confermano l'affermazione appena fatta. E' evidente come nello X60, al contrario dello X100, il processo di propagazione della frattura cambi se nel provino viene introdotto uno stato di tensione aggiuntivo di elevata consistenza. Nello X100 questa persistente sollecitazione supplementare, determina l'attivazione di meccanismi di propagazione alternativi, che convivono e agiscono parallelamente con la flessione, determinando in questo modo l'accelerazione della frattura. Nello X60, al contrario, il nuovo stato di tensione



influenza la *resistance force* del materiale, determinando di conseguenza un processo di fratturazione meno “esigente” in termini di energia assorbita.

CONCLUSIONI

Nel presente articolo è presentato un nuovo apparato sperimentale per l'esecuzione di prove di flessione in tre punti. I vantaggi di questo nuovo set-up di prova sono discussi dettagliatamente nell'articolo, e riguardano principalmente la distribuzione di tensioni nominale agenti nel provino. L'utilizzo di supporti inclinati in luogo dei canonici supporti emicilindrici induce nel provino uno stato di stress persistente che uniforma il campo di tensioni della porzione di materiale posto di fronte all'apice della cricca: si ottiene così uno stato di tensione nominale molto più simile a quello agente in una condotta in pressione. Inoltre, l'adozione di prolunghie applicate alle estremità dei provini permette di ridurre la plasticità localizzata determinata dalla compressione del martello, che riduce in generale l'attendibilità dei risultati.

Attraverso l'utilizzo di calchi siliconici della frattura si dimostra l'influenza del *tunneling* della cricca all'interno dello spessore sui modelli cinematici classici utilizzati per la valutazione dei principali parametri di frattura. Questi modelli sono fortemente dipendenti dalla posizione dell'apice della cricca, generalmente non coincidente con quello affiorante sulla superficie del provino. Con l'ausilio di simulazioni agli elementi finiti si è dimostrato come i suddetti modelli cinematici possano fornire risultati molto attendibili (prossimi alle osservazioni sperimentali) nella condizione in cui venga utilizzata una posizione “equivalente” dell'apice della frattura, ovvero intermedia tra la posizione dell'apice interno e quello esterno. Si desidera sottolineare inoltre come i risultati presentati nel presente lavoro siano riferiti a test sperimentali svolti in modalità quasi-statica. È evidente agli autori come il *tunneling* della frattura possa essere sensibilmente differente per provini testati in condizioni dinamiche, ma la procedura qui discussa e presentata si presta ad essere applicata (con alcuni accorgimenti) anche a prove dinamiche. Si ribadisce come l'obiettivo del lavoro fosse la definizione di una metodologia di valutazione del tunneling, piuttosto che una analisi esaustiva e completa del fenomeno.

RINGRAZIAMENTI

Gli autori ringraziano il *Centro Sviluppo Materiali S.p.A.* per il supporto fornito nelle attività di ricerca.

BIBLIOGRAFIA

- [1] AB. Rothwell, Pipeline Technology, Denys R, editor, 1 (2000) 387.
- [2] I. Takeuchi, H. Makino, S. Okaguchi, N. Takahashi, A. Yamamoto, In: 23rd World Gas Conference: Amsterdam; (2006).
- [3] R.M. Andrews, A. D. Batte, In: 22th World Gas Conference, Tokyo, Japan (2003).
- [4] W.A. Maxey, In: 5th Symposium on Line Pipe Research, American Gas Association, Arlington VA, L30175 (1974) J-1.
- [5] A. B. Rothwell, In: International Seminar on Fracture Control in Gas Pipelines, Sydney (1997).
- [6] H. Priest, B. Holmes, Int J of Pressure Vessels and Piping, 12(1) (1983) 1.
- [7] P. E. O'Donoghue, M. F. Kanninen, C. P. Leung, G. Demofonti, S. Venzi, Int J Pressure Vessels Piping, 70(1) (1997) 11.
- [8] G. Demofonti, G. Buzzichelli, S. Venzi, M. Kanninen, In: 2nd International Conference on Pipeline Technology: Belgium, (1995).
- [9] A. Fonzo, P. Salvini, M. Di Biagio, In: International Congress on Fracture, Interquadrennial Conference, Moscow, Russia, (2003).
- [10] A. Fonzo, P. Salvini, G. Mannucci, G. Demofonti, M. Di Biagio, A. Edwards, In: 11th International Conference on Fracture, Torino (2005).
- [11] K.H. Schwalbe, J.C. Newman Jr, J.L. Shannon Jr, Eng. Fracture Mechanics, 72 (2005) 557.
- [12] A. Priest, B. Holmes, International Journal of Fracture, 17 (3) (1981) 277.



- [13] J.C. Newman, M.A. James, U. Zerbst, *Engineering Fracture Mechanics*, 70 (2003) 371.
- [14] M. Minotti, P. Salvini, New experimental set-up to approach pipeline fracture behavior by Three Point Bending specimens, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, (2011, under review process).
- [15] M.A. James, J.C. Newman Jr, *Engineering Fracture Mechanics*, 70 (2003) 457.
- [16] A. Fonzo, P. Salvini, M. Di Biagio, In: *Atti XVII Convegno Nazionale IGF17*, Bologna (2004).
- [17] S. Xu, R. Bouchard, W.R. Tyson, *Engineering Fracture Mechanics*, 74(15) (2007) 2459.
- [18] A. Martinelli, S. Venzi, *Engineering Fracture Mechanics*, 53(2) (1996) 263.
- [19] M. Minotti, P. Salvini, In: *Pipeline Technology Conference*, Hannover, (2011).
- [20] E. Marotta, M. Minotti, P. Salvini, In: *XXXVIII Convegno AIAS*, Torino, (2009).
- [21] G. Berardo, P. Salvini, G. Mannucci, G. Demofonti, In: *International Pipeline Conference IPC2000*, Calgary, (2000).
- [22] A. Fontana, M. Minotti, P. Salvini, *Journal of Key Engineering Materials*, 417-418 (2010) 517.
- [23] T. Várady, R.R. Martin, J. Coxt, *Computer-Aided Design*, 29(4) (1997) 255.
- [24] ASTM E436. Standard Test Method for Drop-Weight Tear Tests of Ferritic steels. 03 -(2008).