



Politecnico di Milano

FACOLTÀ DI INGEGNERIA CIVILE, AMBIENTALE, TERRITORIALE
Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Civile

TESI DI LAUREA

Modellazione e simulazione di dispositivi per la perforazione di pozzi petroliferi

Laureandi:

Stefano Ambrosi

Matricola 724692

Domenico Briganti

Matricola 721324

Relatori:

Prof. Alberto Corigliano

Dott. Ing. Stefano Mariani

*Ai miei genitori
che mi hanno sostenuto in questi anni di studi.*

Sommario

L'oggetto di questa tesi è un particolare dispositivo utilizzato nell'ambito delle estrazioni petrolifere, in attività di perforazione di pozzi esistenti, sia al di sotto che al di sopra del livello del mare, costituito da un tubo sigillato di acciaio dentro il quale vengono collocate cariche esplosive che sono trasportate dentro il pozzo in prossimità della zona estrattiva. La parte più importante del dispositivo è un involucro tubolare soggetto, all'atto dell'esplosione delle cariche interne, a carichi impulsivi che ne possono compromettere la funzionalità e portare al collasso. L'obiettivo che abbiamo perseguito nel lavoro di tesi è la modellazione e simulazione della risposta meccanica del tubo di acciaio con il proposito di capire quali sono gli elementi determinanti che ne decidono le prestazioni.

Per tutte le simulazioni numeriche si è fatto uso del codice commerciale agli elementi finiti Abaqus, che offre diversi strumenti di calcolo utilizzati nella modellazione: algoritmi per il contatto, la tecnica dell'eliminazione degli elementi per simulare la frattura, algoritmi per eliminare l'eccessiva distorsione degli elementi.

La natura impulsiva delle sollecitazioni obbliga a considerare grandi deformazioni e velocità di deformazione, e coinvolge fenomeni quali la meccanica degli impatti, la meccanica della frattura nei solidi e il rammollimento termico del materiale. Tutti questi fenomeni sono inclusi nel legame costitutivo adottato, il modello di Johnson-Cook, il quale è stato validato tramite riproduzione numerica di alcuni dati sperimentali.

La prima, in ordine cronologico, delle sollecitazioni impulsive a cui è sottoposto l'involucro consiste nella perforazione da parte di un getto di metallo fuso, che raggiunge velocità supersoniche. Le indagini numeriche hanno consentito di evidenziare i fattori che favoriscono le prestazioni del dispositivo in termini di velocità di uscita dal tubo dei getti e la profondità di perforazione della formazione rocciosa attorno al pozzo. Quest'ultima è funzione della velocità e della massa del getto, dall'attrito getto-tubo e dal tipo di acciaio di cui il tubo è costituito. Le simulazioni hanno evidenziato come la perdita di velocità dei getti è molto più sensibile alla variazione di massa piuttosto che a quella di attrito; inoltre acciai più duttili e meno resistenti permettono una maggiore velocità di uscita dei getti.

La seconda sollecitazione analizzata, dovuta alle esplosioni che avvengono all'interno dell'involucro, ha richiesto l'adozione di un modello costitutivo per materiali esplosivi, Jones-Wilkins-Lee, implementato nel codice agli elementi finiti. Le simulazioni numeriche del comportamento dell'involucro sostanzialmente ricalcano le osservazioni qualitative sulla risposta del dispositivo disponibili in letteratura. In particolare si sono riprodotti alcuni effetti quali l'imbozzamento localizzato dell'involucro nelle zone indebolite, le lacerazioni longitudinali nei casi di acciaio fragile, l'effetto di contenimento all'espansione diametrale nelle condizioni di esercizio in cui il tubo è sottoposto all'azione della pressione idrostatica. Si è inoltre evidenziato che, se non si considera la presenza dei fori di perforazione dei getti, l'espansione diametrale aumenta a causa dell'impossibilità da parte dell'onda d'urto, generata dall'esplosione, di uscire dai suddetti fori.

Ringraziamenti

Desideriamo ringraziare tutte le persone che ci sono state vicine e che hanno reso possibile questo lavoro di tesi. In particolar modo un sentito ringraziamento va ai due relatori: il Professor Alberto Corigliano e il Dott. Ing. Stefano Mariani per averci accolto come tesisti, per la grande disponibilità e cortesia dimostrata e per tutto l'aiuto fornito in questi mesi.

Un doveroso ringraziamento va anche alla Tenaris Dalmine e in particolar modo al Dott. Guido Chiantoni che ci ha proposto l'argomento trattato in questa tesi e ci ha fornito materiale in merito.

Non può mancare il ringraziamento alle nostre famiglie cui dedichiamo questo lavoro di tesi: senza il loro aiuto non avremmo mai raggiunto questa meta. Siamo davvero grati per tutto il sostegno economico, ma più di ogni altra cosa di quell'aiuto tacito o esplicito che è venuto dal loro cuore: a tutte quelle volte che ci hanno incoraggiati vedendoci presi dai libri, da un esame e da questa tesi. Ci auguriamo che tutti i sacrifici spesi siano in questo modo, almeno in parte, ripagati.

Infine, desideriamo ringraziare tutte quelle persone con cui abbiamo iniziato e trascorso i nostri studi, con cui abbiamo scambiato qualche pensiero, qualche idea, qualche risata in aula. In diversi modi hanno contribuito nel nostro percorso formativo, aiutandoci a credere in noi stessi, suscitando in noi nuovi interessi e soprattutto ci hanno suggerito, direttamente o indirettamente, le modalità per poterli raggiungere.

Luglio 2010

Indice

1	Introduzione	1
1.1	Tecnologia di estrazione petrolifera	3
1.2	Dispositivi di perforazione	5
1.2.1	Componenti e funzionamento	6
1.2.2	Sollecitazioni e risposta meccanica	10
1.3	Scopo della tesi e organizzazione del lavoro	13
2	Il modello di Johnson-Cook	15
2.1	Sollecitazioni che inducono elevate velocità di deformazione	15
2.1.1	Effetto della velocità di deformazione	17
2.2	Procedure di prova sperimentali	18
2.3	Legame costitutivo	20
2.3.1	Il modello di Johnson-Cook	20
2.3.2	Criterio di frattura di Johnson-Cook	24
2.4	Caratterizzazione dell'acciaio col modello di Johnson-Cook	31
2.4.1	Prova quasi-statica	31
2.4.2	La barra di Hopkinson	33
2.4.3	Caratterizzazione finale dell'acciaio	44
3	Il problema del getto perforante	45
3.1	Il fenomeno fisico del getto perforante	46
3.2	Grandezze che caratterizzano il fenomeno	50
3.3	Problemi di impatto, perforazione e casi prova	51
3.3.1	L'ipotesi di adiabaticità delle analisi	52
3.3.2	Casi prova sul modello di frattura	62
3.4	Modellazione del getto perforante	78
3.4.1	Le forme di energia presenti nel modello	82
3.5	Semplificazione geometrica del problema	83
3.6	Studio di sensitività	99
3.6.1	Bilancio energetico	99
3.6.2	Studio parametrico al variare di massa ed attrito	102
3.6.3	Studio parametrico sullo spessore dell'indebolimento	108
3.6.4	Sensitività alle caratteristiche dell'acciaio	109
3.7	Modi di frattura individuati	111
3.8	Conclusioni parziali	114

4	Effetto dell'onda d'urto sull'involucro protettivo	117
4.1	Introduzione	117
4.1.1	Osservazioni sul fenomeno delle esplosioni	118
4.2	Validazione e scelta del modello costitutivo	120
4.2.1	Il modello di Geers-Hunter	120
4.2.2	Il modello di Jones-Wilkins-Lee	126
4.3	Dispositivo di detonazione e osservazioni sperimentali	133
4.3.1	Descrizione del dispositivo di detonazione	135
4.3.2	Indagini numeriche e osservazioni sperimentali in merito alla risposta del carrier sotto l'onda d'urto	137
4.3.3	La pressione d'esercizio dentro il pozzo	138
4.4	Modellazione della microesplosione	142
4.4.1	Tubo di contenimento	142
4.4.2	Esplosivo	145
4.5	Dinamica dell'esplosione e studi comparativi	147
4.6	Conclusioni parziali	162
5	Simulazione dell'intero dispositivo	163
5.1	Modellazione del dispositivo di perforazione	163
5.2	Risultati delle analisi	166
	Conclusioni e sviluppi futuri	173
	Bibliografia	177
A	Alcuni dettagli sul codice di calcolo	183
A.1	Integrazione esplicita delle equazioni del moto	183
A.2	Il contatto	185
A.3	Il danneggiamento	186
A.3.1	Eliminazione degli elementi	186
A.4	Problemi di simulazione	190
A.4.1	Dipendenza della risposta dalla discretizzazione spaziale	190
A.4.2	Controllo dei modi a clessidra	192
A.4.3	Mesh adattativa	192

Elenco delle tabelle

2.1	Costanti del Johnson-Cook-plasticità e proprietà fisiche per alcuni materiali.	22
2.2	Parametri per il modello di Johnson-Cook modificato da Rule e Jones.	25
2.3	Costanti del Johnson-Cook-frattura per alcuni materiali.	25
3.1	Ordine di grandezza delle variabili per la jet perforating.	46
3.2	Accorciamenti del cilindro nella prova di Taylor.	53
3.5	Caratteristiche meccaniche Weldox 460 E.	63
3.6	Caratteristiche meccaniche alluminio 2024-T351.	63
3.7	Costanti per il modello di plasticità.	64
3.8	Costanti per il modello di frattura.	64
3.14	Forme di energia presenti nel modello.	83
3.15	Distribuzione dell'energia per due diverse velocità iniziali.	100
3.16	Risultati per il proiettile con massa 1.13 g.	103
3.17	Risultati per il proiettile con massa 1.70 g.	103
3.18	Risultati per il proiettile con massa 2.26 g.	103
3.19	Risultati per il proiettile con attrito $f=0.10$	105
3.20	Risultati per il proiettile con attrito $f=0.15$	105
3.21	Risultati per il proiettile con attrito $f=0.20$	105
4.1	Costanti del tritolo per il modello di Geers-Hunter.	122
4.2	Parametri caratteristici per il modello di Jones-Wilkins-Lee.	129
4.4	Parametri adottati per il modello Johnson-Cook.	130
4.6	Costanti adottate per il modello di Jones-Wilkins-Lee.	147

Elenco delle figure

1.1	Utilizzo risorse energetiche nell'ultimo secolo.	2
1.2	Pompa superficiale per l' estrazione del petrolio.	3
1.3	Testa pozzo con completamento doppio.	4
1.4	Schema dei componenti del dispositivo.	6
1.5	Sequenza di funzionamento.	7
1.6	Dettagli sulle cariche esplosive.	8
1.7	Fasi della del getto perforante.	9
1.8	Posizione indebolimenti.	10
1.9	Configurazioni critiche degli indebolimenti.	11
1.10	Foto carrier con <i>localized bulges</i>	12
1.11	Foto carrier con <i>split</i>	12
2.1	Influenza della velocità di deformazione sulla resistenza.	16
2.2	Curve sforzo di rottura-velocità di deformazione.	17
2.3	Caratteristiche dinamiche dei test meccanici.	18
2.5	Limitazione inferiore del valore di triassialità.	27
2.7	Modello di frattura di Bao-Wierzbicki.	30
2.10	Curva sforzo deformazione quasi-statica.	35
2.12	Schema Hopkinson bar test.	36
2.14	Discretizzazione Hopkinson bar test.	38
2.16	Risultati Hopkinson bar test.	41
2.20	Curva di sensitività per i parametri D	43
3.2	Suddivisione fra la zona elastica e plastica in prossimità della penetrazione.	48
3.3	Meccanismo di formazione del cratere con un modello idrodinamico.	48
3.5	Sezione trasversale della carica di esplosivo	50
3.6	Principali modi di frattura nei metalli.	52
3.7	Risultati numerico-sperimentali Taylor test.	54
3.8	Accorciamento del cilindro nel Taylor test.	56
3.9	Oscillazioni nel Taylor test.	56
3.10	Confronto analisi accoppiata/adiabatica.	57
3.12	Distribuzione di temperatura per i due tipi di analisi.	59
3.18	Proiettile rigido contro trave deformabile.	63
3.19	Mesh per proiettile rigido contro trave deformabile.	64
3.20	Tensile tearing.	66
3.23	Shear plugging.	69

3.25	Geometria adottata per la prova di Taylor.	71
3.26	Mesh adottata per simulare il Taylor test.	72
3.29	Confronto risultati Taylor test.	75
3.30	Petalting.	77
3.32	Configurazioni delle scallops.	79
3.35	Geometria adottata per il perforating jet.	81
3.36	Mesh adottata per il perforating gun.	82
3.37	Mesh adottata per il perforating jet.	83
3.38	Fasi seguite per la semplificazione del modello.	84
3.56	Distribuzione dell'energia per due diverse velocità iniziali.	100
3.61	Confronto sull'influenza di massa e attrito.	107
3.62	Curve di caduta in funzione dello spessore.	108
3.63	Curve di caduta in funzione del materiale.	110
3.65	Foro d'uscita per differenti velocità iniziali del getto perforante. Si nota la differente forma della "petalatura".	112
3.70	Risposta del tubo per effetto di un getto perforante con punta sferica per diverse velocità.	115
3.71	Confronto tra la "petalatura" che si ottiene con le presenza o meno dell'indebolimento del tubo.	115
4.1	Porzione di tubo per simulare l'esplosione.	119
4.2	Posizione dell'esplosivo nel modello.	120
4.4	Schematizzazione dell'apparato di prova per modello Geers-Hunter.	123
4.5	Modelli per la pressione e per l'accelerazione.	124
4.7	Accelerazione nel caso prova del Geers-Hunter.	127
4.8	Pressione nel caso prova del Geers-Hunter.	128
4.9	Caso prova usato per il modello Jones-Wilkins-Lee.	129
4.10	Spostamento adimensionalizzato del centro della piastra.	131
4.11	Mesh adottata per caso prova del JWL.	132
4.15	Foto carrier con <i>exit holes</i> e <i>localized bulges</i>	136
4.16	Foto carrier con <i>split</i>	136
4.18	I tempi dei fenomeni perforanti.	138
4.24	Dettaglio della geometria dell'indebolimento.	143
4.26	Condizioni di vincolo per il tubo.	146
4.27	Mesh adottata per il tubo.	146
4.29	Evoluzione del materiale esplosivo.	149
4.31	Sollecitazioni sul tubo per effetto dell'esplosivo.	151
4.34	Espansione radiale lungo due diametri ortogonali.	155
4.35	Distribuzione della temperatura al termine dell'analisi.	156
4.36	Andamento nel tempo della temperatura in tre diversi punti del modello.	156
4.38	Confronto tra le espansioni diametrali per tipologia di tubo.	157
4.39	Espansioni diametrali del tubo senza indebolimenti.	159
4.40	Risposta del tubo modellato con i tre tipi di acciaio.	159
4.41	Espansioni diametrali del tubo per i tre acciai.	161
4.42	Espansioni diametrali per tubo confinato.	161
5.1	Il modello dell'intero dispositivo.	164

5.3	Confronto delle deformate per tre modelli.	167
5.4	Mappa di danneggiamento dentro la sagoma dell'indebolimento prima dell'arrivo dell'onda d'urto.	168
5.5	Confronto delle zone di indebolimento nei due casi e nell'istante prima che sopraggiunga l'onda d'urto.	169
5.7	Confronto sulla espansione diametrale in x e z tra i due modelli. . .	171
5.8	Espansione diametrale in x e z dei due modelli.	171
5.9	Confronto espansione diametrale tra modello I, II e quello con scallop pre-forate.	172
A.1	Legge sforzo-deformazione con di danneggiamento.	188
A.2	Possibili scelte per l'energia di frattura.	189
A.3	Energia di frattura.	189

Capitolo 1

Introduzione

L'oggetto di questa tesi è lo studio di un particolare dispositivo utilizzato nell'industria petrolifera in attività di perforazione di pozzi esistenti, sia al di sotto che al di sopra del livello del mare. Questo dispositivo prende il nome di perforating gun e appartiene alla famiglia degli OCTG (Oil Country Tubular Goods), una famiglia di prodotti accessori nelle attività di estrazione petrolifera.

Non sempre gli idrocarburi si trovano in forma di giacimenti, ma piuttosto sono diffusi dentro una formazione rocciosa molto permeabile che ne risulta impregnata. Da qui la necessità di creare un collegamento idraulico fra la formazione e il pozzo, il che richiede di perforarne le pareti per realizzare dei tunnel di estrazione. La produttività di un pozzo dipende dall'efficacia della tecnica di perforazione: i fori devono essere più lunghi e puliti possibile (riduzione di detriti) e realizzati a ritmo economicamente sostenibile.

Il dispositivo di perforazione gioca un ruolo chiave nel rendimento dei pozzi petroliferi. Da un rapporto della International Energy Agency emerge che la richiesta mondiale di dispositivi OCTG da parte dell'industria estrattiva sia destinata a crescere passando dagli 8.4 milioni di tonnellate attuali alle 10 tonnellate entro il 2015. Questa previsione è giustificata dalla crescente domanda di petrolio, già oggi utilizzato come principale fonte di energia (figura 1.1), a dispetto di tutti gli sforzi che, da qualche decennio a questa parte, si profondono per incentivare fonti di energia rinnovabili.

Oggi i combustibili fossili provvedono a poco più dell'80% del fabbisogno energetico mondiale: di questo il petrolio contribuisce per il 40%, il carbone per il 22% e il gas naturale (in forte crescita di consumo) per il 18%. Un ulteriore 7% viene ricavato dall'energia nucleare; a questo proposito si osserva che per quanto l'uranio non possa essere considerato un combustibile fossile, come fornitore di energia faccia parte delle risorse naturali limitate e non rinnovabili. Queste previsioni si basano sulla determinazione delle riserve, affette da incertezze tecniche ed economiche. Le incertezze tecniche derivano dal fatto che i volumi di idrocarburo contenuti nel giacimento sono stimati quasi esclusivamente attraverso dati ottenuti con metodi indiretti (tra i più diffusi la prospezione sismica e le misure di proprietà fisiche delle rocce nei pozzi). Le informazioni dirette sono necessariamente poche, se confrontate con l'eterogeneità delle rocce serbatoio, in quanto provengono dalla perforazione dei pozzi, che è molto costosa. Le incertezze di tipo economico includono la difficoltà di poter prevedere

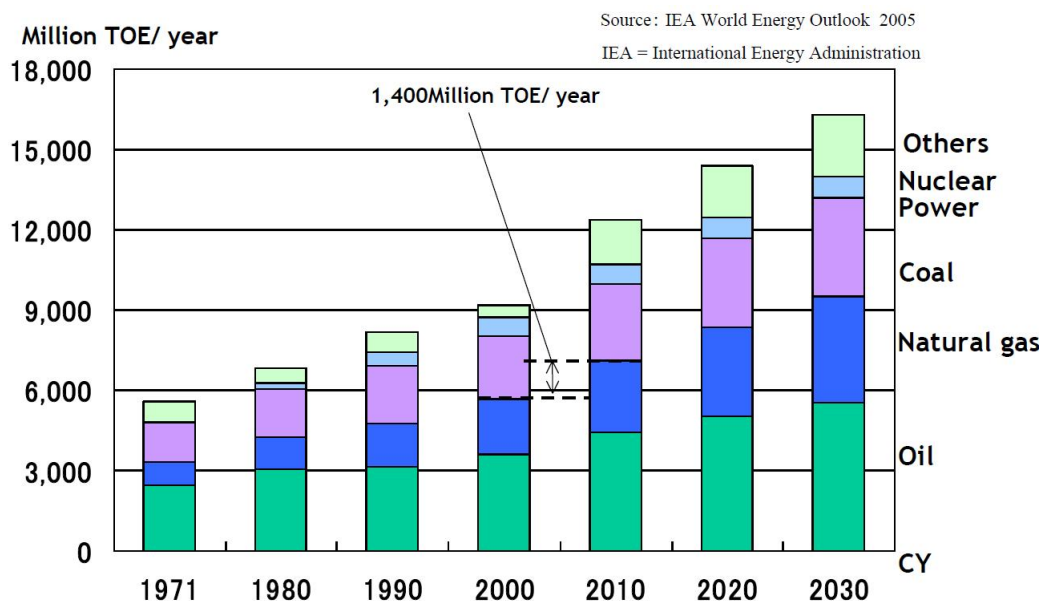


Figura 1.1: Utilizzo delle risorse energetiche nell'ultimo secolo. TOE: tonnellate di olio equivalente (fonte immagine: *International Energy Outlook 2005*).

l'andamento futuro dei costi di estrazione e dei prezzi di vendita dell'idrocarburo (mediamente la vita produttiva di un giacimento è di 10-20 anni). Anche la disponibilità commerciale di nuove tecnologie di estrazione è difficilmente prevedibile con totale certezza. Il grado di aleatorietà delle riserve è espresso attraverso la loro classificazione secondo categorie definite. Esistono diversi schemi di classificazione, quello della Society of Petroleum Engineers (SPE) è internazionalmente diffuso e distingue tra "risorse" (idrocarburi non ancora scoperti o non commerciali) e "riserve" (idrocarburi scoperti e commerciali). L'impossibilità di calcolare esattamente la quantità di riserve e di risorse, dà spazio a diverse previsioni più o meno ottimistiche. Dai dati pubblicati annualmente dalla BP (British Petroleum) si rileva che la quantità di petrolio utilizzata dal 1965 al 2004 è di 116 miliardi di tonnellate, le riserve ancora disponibili nel 2004 sono valutate in 162 miliardi di tonnellate. Con questi valori si può facilmente calcolare che, escludendo i nuovi giacimenti che saranno scoperti nei prossimi anni, è già stato consumato il 42% delle riserve inizialmente disponibili, in altre parole si avvicina il momento del raggiungimento del "picco" dell'estrazione. Secondo la BP, il petrolio disponibile è sufficiente per circa 40 anni a partire dal 2000, supponendo di continuarne l'estrazione al ritmo attuale, quindi senza tenere conto della continua crescita della domanda mondiale, che si colloca intorno al 2% annuo. Ma al momento dell'estrazione dell'ultima goccia di petrolio, l'umanità dovrà già da tempo aver smesso di contare su questa risorsa, in quanto man mano che i pozzi si vanno esaurendo la velocità con cui si può continuare ad estrarre decresce, costringendo a ridurre i consumi o utilizzare altre fonti energetiche. Altri studi di diversa matrice (in gran parte di economisti) sostengono che la tecnologia continuerà a rendere disponibili per l'industria idrocarburi a basso costo e che sulla Terra ci sono vaste riserve di petrolio "non convenzionale", quali le sabbie e gli scisti bituminosi, che consentiranno nel futuro l'uso del petrolio per un periodo di tempo ancora molto



Figura 1.2: Pompa superficiale per l'estrazione del petrolio, a destra nella foto è visibile la testa pozzo (fonte: www.wikipedia.it).

lungo. L'Agenzia internazionale dell'energia nel 2008 ha stimato che la produzione di petrolio sia destinata a calare del 9.1% annuo, o almeno il 6.4% se aumentassero gli investimenti; le stime corrette dell'agenzia abbassano tale dato al 5% e considerano più probabile il 6.7%.

1.1 Tecnologia di estrazione petrolifera

Il petrolio viene estratto dal sottosuolo dove si è accumulato nel corso del tempo geologico (svariati milioni di anni) nei giacimenti petroliferi individuati durante la fase di esplorazione geofisica, principalmente tramite la prospezione sismica. La formazione del petrolio è ancora un processo non del tutto conosciuto. Si ritiene che la sostanza organica inglobata nei sedimenti in opportune condizioni di pressione e temperatura possa distillare le diverse tipologie di idrocarburi (gas, olio, cere, bitumi). Questo processo avviene nelle cosiddette rocce madri. Dopo la sua formazione, gli idrocarburi tendono a migrare, sostanzialmente sulla base della diversa densità rispetto ad altri fluidi contenuti nelle rocce, fino ad accumularsi in formazioni rocciose porose e permeabili (reservoirs). Tuttavia, perché questo si verifichi è necessario che l'intervallo permeabile sia coperto da rocce impermeabili (tipicamente argille o evaporiti), in maniera tale che gli idrocarburi rimangano intrappolati. Una volta individuato una potenziale formazione pre-già di idrocarburi si procede alla costruzione di un pozzo esplorativo al centro del giacimento, utilizzando appositi impianti di trivellazione. Se viene confermata la presenza di idrocarburi, altri pozzi saranno costruiti vicino ai limiti esterni del giacimento per stimarne l'estensione (pozzi di appraisal). Combinando i dati ricavati dalla perforazione dei pozzi di delimitazione del giacimento si potranno valutarne potenzialità (quantità di barili presenti e quantità recuperabile) ed eventuale economicità. I pozzi vengono completati in superficie con una serie di valvole e collegati ad un oleodotto.

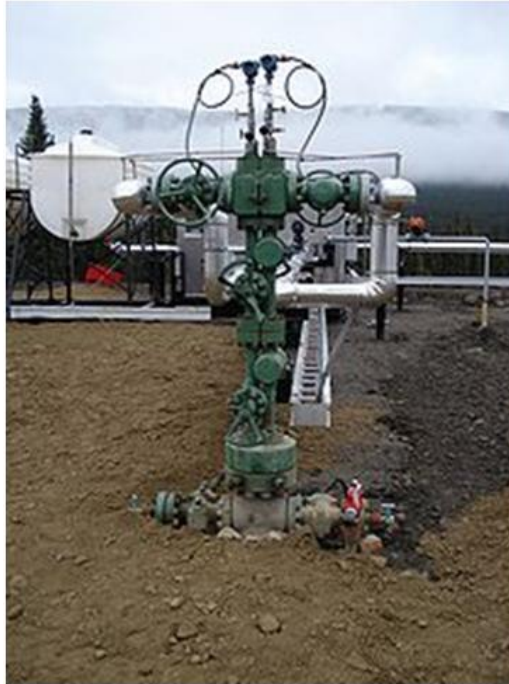


Figura 1.3: Testa pozzo con completamento doppio (fonte: www.wikipedia.it).

Sinteticamente un pozzo di petrolio può essere descritto come un lungo foro praticato nel sottosuolo, a diametri decrescenti con la profondità da circa 80 cm a circa 15 cm, perforato fino a una profondità variabile da poche centinaia di metri fino a 6–8 km, la cui funzione è quella di mettere in diretta comunicazione gli strati in cui sono accumulati gli idrocarburi con la superficie. Per la sua esecuzione, a seconda che ci si trovi in mare o in terra, si usa un apposito impianto di trivellazione montato su una piattaforma o direttamente sul suolo. La parte più evidente è una torre metallica alta 60 metri, solitamente a traliccio. Alla base della torre vi è un'area di lavoro, chiamata "piano sonda", dove si trova una tavola rotante con al suo centro un foro attraverso il quale discendono gli attrezzi di trivellazione. A cavallo del foro si fissa la cosiddetta "asta quadra" (sotto la quale saranno poi avvitate le successive aste di perforazione) che trasforma il movimento rotatorio della tavola di rotazione in movimento assiale. Le aste di trivellazione sono a sezione circolare, cave all'interno, e vengono avvitate l'una all'altra man mano che la perforazione scende in profondità.

L'estremità inferiore dell'ultima asta monta lo scalpello di trivellazione, costituito o da tre resistentissimi rulli dentati che ruotando frantumano la roccia o da una testa a matrice compatta munita di inserti in carburo di tungsteno o diamante artificiale che operano sulla roccia un'azione abrasiva. La velocità di trivellazione è profondamente influenzata dalla tipologia di rocce incontrate e dalla profondità di lavoro. In generale per perforare un pozzo di 2-3 km sono necessari alcuni mesi. Un fango speciale viene fatto circolare all'interno del pozzo, per raffreddare lo scalpello e per rimuovere i detriti di roccia prodotti (cuttings). Inoltre, il fango ha la funzione di evitare crolli delle pareti del pozzo bilanciando la pressione dei fluidi contenuti nelle rocce perforate e impedire che questi risalgano pericolosamente verso la superficie. Il fango viene pompato all'interno delle aste cave, fluisce in corrispondenza dello

scalpello e risale nell'intercapedine tra le aste e le pareti del pozzo. Una volta tornato in superficie il fango viene setacciato da vagli vibranti (vibrovaghi), eventualmente degassato e rimesso in circolazione nel pozzo. I detriti di roccia riportati in superficie vengono esaminati da una squadra di geologi che conferma o smentisce le previsioni sull'intervallo roccioso che si sta perforando. Completata una fase di trivellazione, generalmente si procede alla realizzazione di una serie di indagini geoelettriche (logs), calando nel pozzo delle apposite sonde. Una volta completata questa fase il pozzo può essere intubato, calando diverse sezioni di tubi d'acciaio come rivestimento del foro (il casing). I tubi di rivestimento vengono cementati alla roccia per evitare fughe di idrocarburi o altri fluidi nell'intercapedine tubaggio-roccia. Infine il pozzo viene completato internamente installandovi una serie di tubi di piccolo diametro (da 7 a 12 cm) (detti tubing) che hanno la funzione di condurre all'esterno il petrolio. La bocca del pozzo viene dotata di un sistema di valvole di sicurezza, che permette l'erogazione controllata del petrolio in serbatoi provvisori di stoccaggio o la sua immissione diretta in un oleodotto. Se la pressione del petrolio non è sufficiente a farlo risalire all'interno dei tubi sino alla superficie, è possibile montare delle apposite pompe sia in superficie che a fondo pozzo

1.2 Dispositivi di perforazione

Da decenni le compagnie di estrazione petrolifera concentrano i loro sforzi nell'ottenimento di una efficace perforazione dei pozzi, essendo questo l'unico modo per garantire un buon e duraturo rendimento nell'approvvigionamento di idrocarburi. E' così che, dal secondo dopoguerra, si sono susseguite diverse tecnologie allo scopo di raggiungere una sempre maggiore efficacia nella penetrazione. Nel passato si sono impiegati penetratori meccanici ed esplosioni di proiettili, ma oggi la tecnica dominante consiste nella detonazione di speciali cariche esplosive (shaped charge) che producono getti perforanti fatti di metallo fuso. Questa tecnologia ha prevalso grazie alla semplicità e rapidità d'impiego, nonché alle migliori prestazioni in termini di profondità e qualità di penetrazione che hanno incrementato di diverse volte la produttività dei pozzi rispetto a quanto si otteneva con le vecchie tecnologie. Tuttavia questa soluzione è ancora imperfetta, e si stanziavano dei finanziamenti per ottimizzarne le prestazioni e capire meglio la fisica che ne sta alla base. Su questa strada si è introdotto un accessorio al sistema di sparo: un tubo sigillato di acciaio dentro il quale le cariche vengono collocate e trasportate dentro il pozzo in prossimità della zona estrattiva. Questo "involucro protettivo" (carrier) svolge una duplice funzione: in primo luogo isola le cariche dall'ambiente, liquido o gassoso che sia, agevolando la detonazione; in secondo luogo protegge il sistema di sparo dai frammenti che potrebbero derivare dalla perforazione del pozzo, contenendo per di più l'onda d'urto che deriva dalle microesplosioni interne e che potrebbe compromettere l'incolumità del pozzo. L'involucro viene opportunamente indebolito in prossimità dei getti perforanti allo scopo di circoscrivere l'effetto della perforazione ad una zona ristretta (scalops). Proprio l'involucro protettivo è l'oggetto principale degli studi condotti in questa tesi in quanto presenta problematiche strutturali dovute alla natura "impulsiva" delle sollecitazioni a cui è sottoposto, quali perforazioni, impatti e onde d'urto.

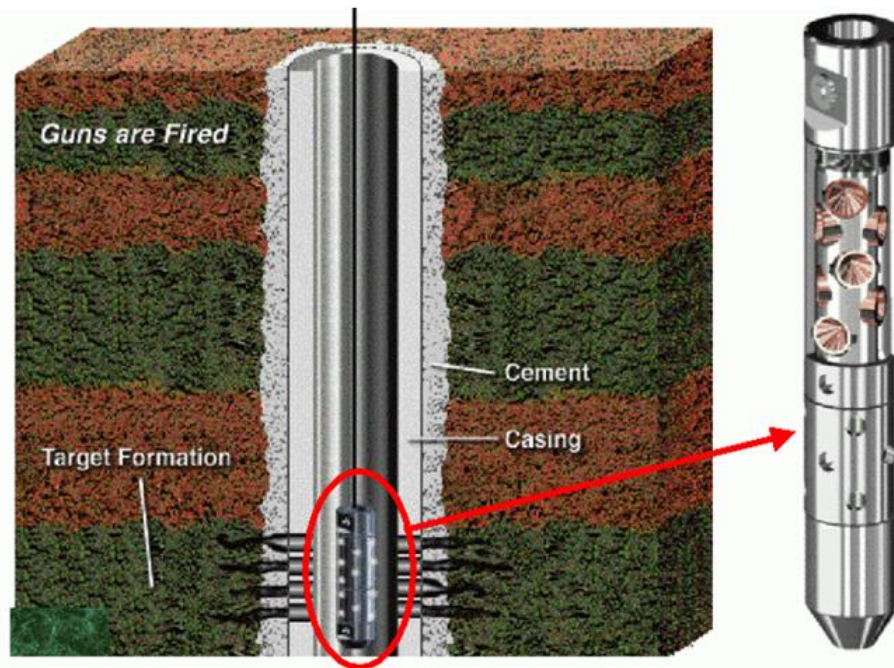


Figura 1.4: Componenti del pozzo e dei dispositivi di perforazione ed estrazione (fonte: sito internet Schlumberger).

Segue qui una descrizione più approfondita del funzionamento della “perforating gun”, tratta da una sintesi di varie pubblicazioni ad opera della Schlumberger [18], della Tenaris [52] e altre compagnie afferenti al settore petrolifero [6, 7]. Questa non si centrerà tanto sul getto perforante quanto sulla funzione assoluta del carrier, il tubo speciale che costituisce il cuore del dispositivo. In figura 1.4 è riportato uno schema del processo con tutti i componenti e dispositivi che sono coinvolti.

1.2.1 Componenti e funzionamento

Quadro generale. Il dispositivo di penetrazione viene introdotto nel pozzo in prossimità di una riserva di idrocarburi (figura 1.5, fase A). Le cariche disposte lungo l’asse longitudinale interno del tubo vengono fatte detonare in sequenza. Si genera quindi, oltre che una serie di microesplosioni interne che il carrier è chiamato a contenere, anche una serie di getti perforanti che attraversano in sequenza il tubo, il rivestimento metallico del pozzo (*casing*) e quello sottostante in cemento fino a penetrare a fondo nella formazione rocciosa (figura 1.5, fase B). La fase successiva consiste nel preparare il dispositivo di estrazione che fa uso dei fori creati per stabilire dei “canali diretti” con la riserva di idrocarburi contenuta nella formazione, collegamenti idraulici che convogliano il fluido in superficie (figura 1.5, fase C).

Il getto perforante. È il dispositivo di sparo, la parte “attiva” della perforating gun, e assolve al compito di perforare la formazione rocciosa attraversata dal pozzo. L’obiettivo è principalmente creare dei fori più lunghi e più puliti possibile.

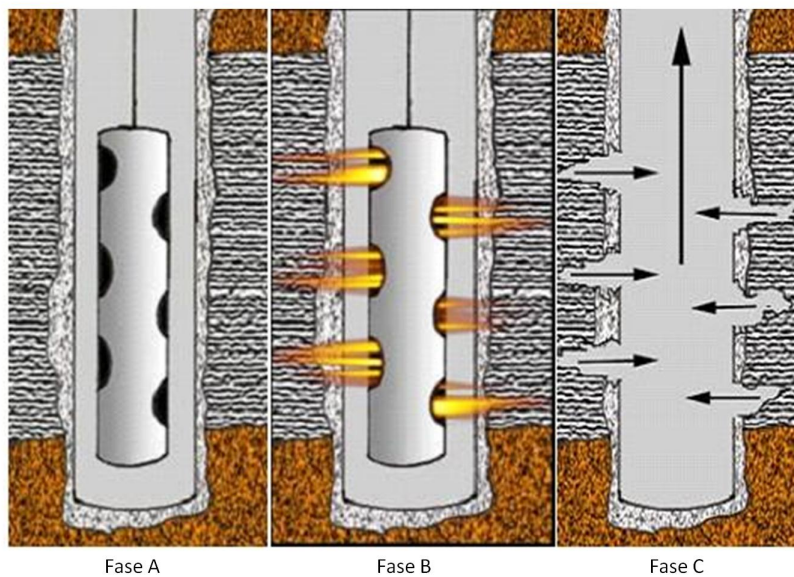


Figura 1.5: Sequenza di funzionamento: una volta introdotto il dispositivo nel pozzo in prossimità del giacimento (A), si frantuma per penetrare la formazione (B) e si passa in seguito alla fase estrattiva (C)(fonte: sito internet Schlumberger).

Ogni carica è costituita principalmente da quattro parti, figura 1.6a. Il materiale esplosivo, il “liner” conico, un involucro esterno e il “primer”, componente che collega la carica al cavo di detonazione. La forma conica cava del liner è studiata appositamente per massimizzare la penetrazione: all’atto dell’esplosione il cono collassa sul suo asse formando un getto di particelle metalliche fuse molto concentrato e ad elevato potere perforante. La figura 1.6b è una foto del prodotto. L’immagine a lato mostra un fotogramma scattato nell’istante immediatamente successivo all’innesco della carica (figura 1.6c). Si può apprezzare la forma affusolata e aghiforme del getto di metallo fuso che ne deriva.

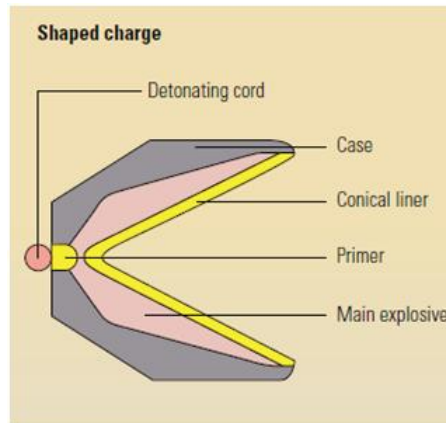
Il funzionamento del dispositivo di sparo si articola nelle seguenti fasi:

Inizializzazione (figura 1.7, fase A). La carica è collocata nella sua destinazione finale, all’interno del tubo, pronta per essere innescata.

Detonazione (figura 1.7, fase B). Il segnale di detonazione viaggia giù lungo il cavo e sollecita il primer che fa esplodere la carica.

Formazione del getto.(figura 1.7, fase C). Il liner collassa per formare un getto ad alta velocità di particelle di rame fuso sparato lungo l’asse della carica. Il getto ad alta energia cinetica consiste in una punta veloce e in una coda più lenta. La prima raggiunge circa 8 km/s e la seconda 1 km/s all’interno del mezzo aeriforme che occupa l’interno del tubo (sigillato in superficie). La distanza carica-carrier permette al getto di assumere una forma a punta d’ago che massimizza l’effetto perforante.

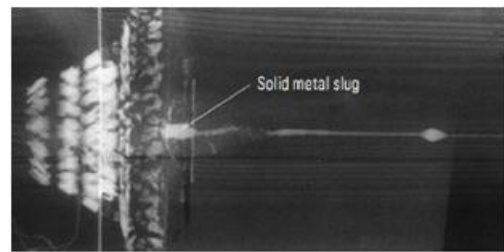
Getto perforante.(figura 1.7, fase D). Data l’elevata energia cinetica del getto, la penetrazione si ha per una pressione d’impatto che sfiora i 20 GPa sul carrier e i 2 GPa sulla roccia. L’onda d’urto provocata in seguito all’esplosione è di tipo sferico e raggiunge i 5 GPa al suo apice. Il getto penetra nella roccia fin



(a) Sezione trasversale della carica.



(b) Preparazione delle cariche.



(c) Fotografia del liner.

Figura 1.6: Alcuni dettagli sulle cariche esplosive interne al tubo (fonte: sito internet Schlumberger).

quando la sua energia cinetica non è completamente dissipata. La lunghezza di perforazione massima raggiunta sfiora i 40 cm nei casi di cariche più potenti e di formazioni rocciose più tenere.

Foro ultimato. (figura 1.7 fasi da E a H). Al momento della perforazione si creano detriti e polveri che vengono subito dopo espulse dalla sovrappressione che subentra alla perforazione. Il foro è libero da detriti, pulito e pronto per l'estrazione.

Bisogna aggiungere che da recenti analisi è emerso che il getto aghiforme di rame, nonostante si trovi ad uno stato intermedio fra il solido e il liquido, venga avvertito di fatto come un proiettile rigido da tutto ciò che trova nel suo cammino, tubo d'acciaio, cemento e roccia. Di questo terremo conto nel nostro lavoro di modellazione.

L'involucro protettivo o (carrier). Il carrier è il tubo sigillato dove alloggiavano le cariche disposte a elica lungo l'asse. Si impiega per convogliare le cariche nel pozzo in prossimità di una riserva di petrolio e lì è chiamato a svolgere una funzione di isolamento delle cariche dall'ambiente, liquido o gassoso che sia, e di contenimento dell'onda d'urto e dai frammenti che derivano dalle microesplosioni interne e che potrebbe compromettere l'incolumità del pozzo. Inoltre, cosa non meno importante, il carrier deve farsi perforare dai vari getti perforanti senza comprometterne l'efficacia e la propria funzionalità. Quest'ultimo requisito richiede un acciaio più resistente del

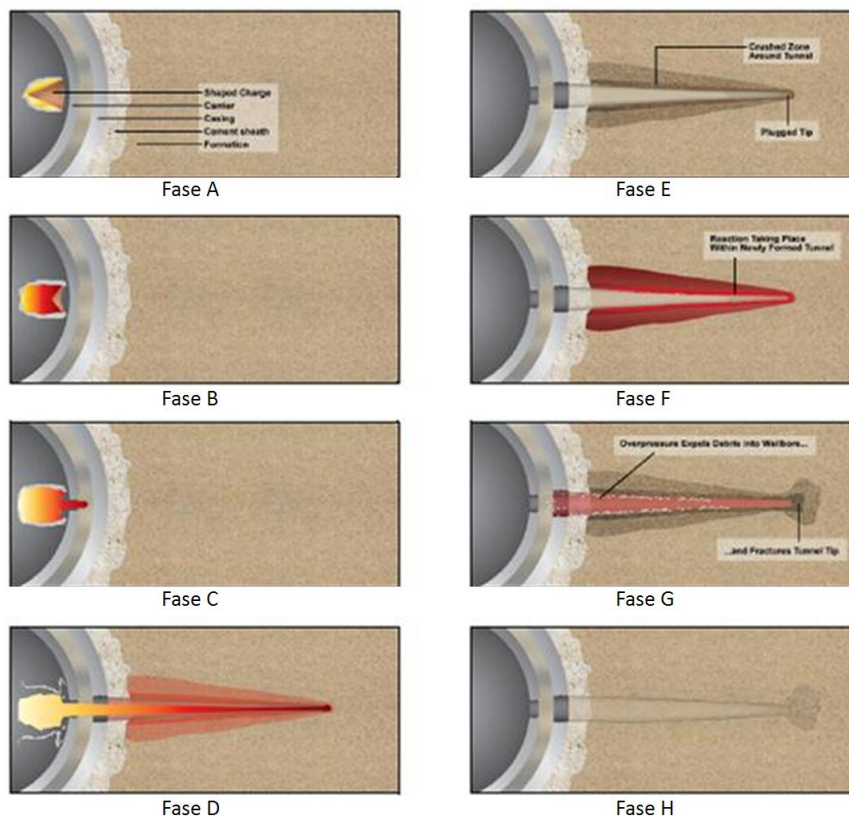


Figura 1.7: Fasi della jet perforating (fonte: sito internet Schlumberger).

comune per limitare le deformazioni, il che comporta inevitabilmente fragilità. D'altra parte la microesplosione che è chiamato a contenere richiede una certa duttilità perché possa assorbirne l'onda d'urto. Per ovviare al problema, un conflitto di requisiti in fatto di materiale, si è pensato di operare a livello geometrico assottigliando lo spessore del tubo in zone localizzate in corrispondenza delle cariche, creando così delle sagome denominate "scallop". Si è dimostrato che questo riduce la fratturazione nell'intorno dei fori e la deformazione del corpo della perforating gun. Ciò ha permesso l'adozione di un acciaio ad alta resistenza ma nel contempo sufficientemente duttile, dalla composizione appositamente pensata per le particolare performance richieste dal prodotto. Il prodotto è laminato a caldo e poi sottoposto a trattamenti termici per ottenere le specifiche meccaniche richieste.

Chiaramente la disposizione spaziale degli indebolimenti corrisponde a quella delle cariche, e ha un andamento elicoidale lungo la superficie del carrier. Esistono diverse configurazioni spaziali, pensate in funzione della dimensione del pozzo, la potenza nonché la densità di sparo, ed anche alla formazione rocciosa attraversata dal pozzo. Sulla base di tutti questi parametri si decidono le quantità da assegnare alle distanze relative tra gli scallops (figura 1.8).

In questa sede ci si limita ad illustrare la geometria della disposizione di scallop dei modelli più "critici", ovvero quelli suscettibili di esplodere se azionati in aria. In figura 1.9 ne sono illustrate alcune, tutte relative ad un carrier dal diametro

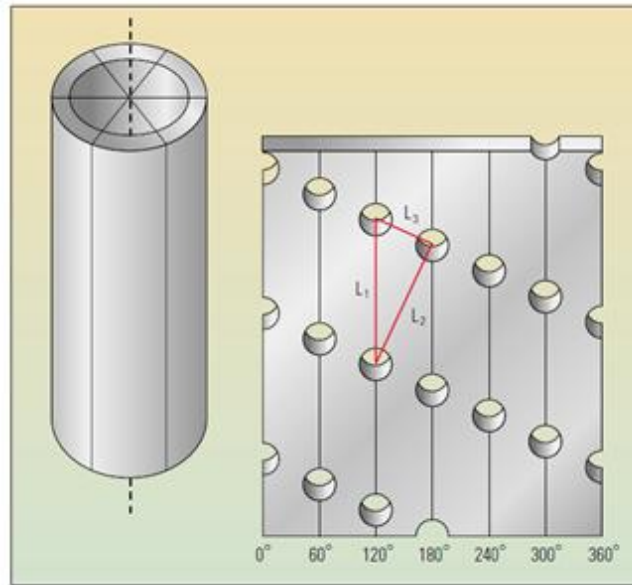


Figura 1.8: Esempio di disposizione geometrica delle scallops lungo il tubo (tratto da [47]).

4.5 pollici (11.43 cm) e spessore 0.3 pollici (0.8 cm), da un estratto del catalogo Schlumberger [47]. Sono questi i modelli presi in esame.

La configurazione che si è presa come riferimento è quella riportata nella figura 1.9C, caratterizzata da una media densità di cariche. Questa disposizione è caratterizzata da due spirali di indebolimenti intrecciate l'una all'altra, con una distanza relativa pari a 2 pollici (5.08 cm) in direzione longitudinale, e con 60° di spaziamento in sezione, per un totale di 18 indebolimenti per metro di lunghezza.

1.2.2 Sollecitazioni e risposta meccanica

Sollecitazioni. Considerato il funzionamento della perforating gun, si possono individuare sostanzialmente tre tipi di sollecitazioni che interessano il carrier. Nell'ordine temporale in cui si susseguono sono le seguenti:

- perforating jet;
- serie di onde d'urto interne conseguenti a esplosione delle cariche;
- impatti da frammenti di carica.

Il nostro lavoro si è focalizzato sullo studio della risposta del carrier sotto le prime due sollecitazioni e sull'efficacia in termini di velocità d'uscita del perforating jet.

Risposta meccanica e problematiche Le informazioni che seguono intendono dare una visione d'insieme della risposta meccanica del carrier e una idea di quali siano le problematiche tipiche del dispositivo. Questo materiale è tratto da [18] che riassume alcune osservazioni sperimentali sulla risposta del dispositivo.

Innanzitutto è utile fare una distinzione fra danneggiamento accettabile e danneggiamento invece non accettabile.

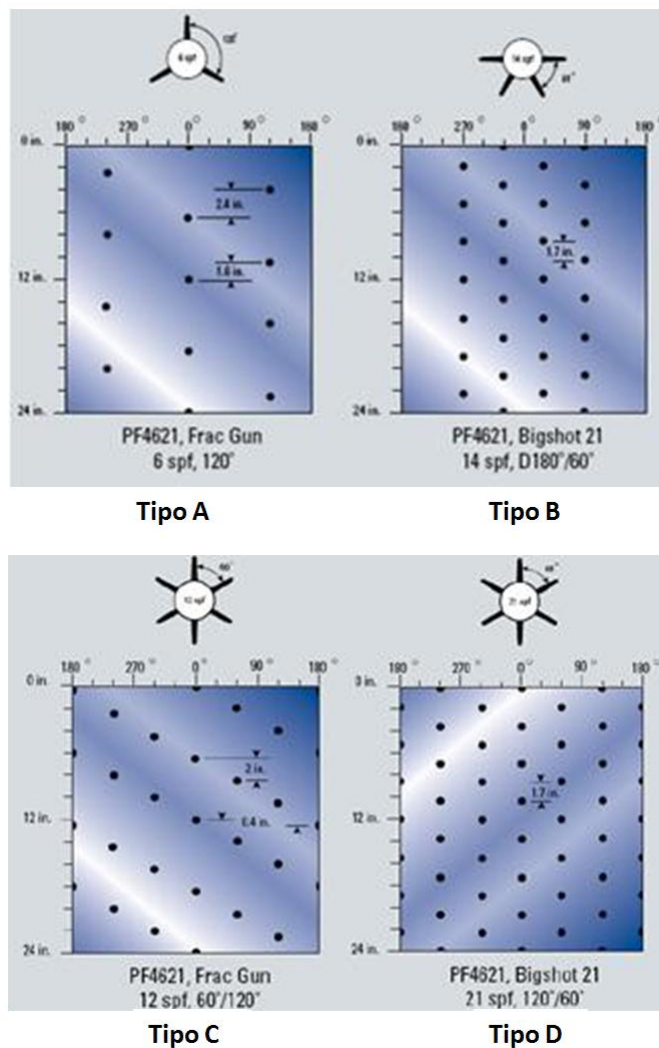


Figura 1.9: Configurazioni critiche degli indebolimenti (tratto da [47]).

Previsto nella dinamica di funzionamento del carrier è la formazione di fori d'uscita (*exit holes*) a causa dei getti perforanti in corrispondenza degli indebolimenti, spesso accompagnati da imbozzamento localizzato (*localized bulges*) del tubo (figura 1.10). Questo imbozzamento è accettabile purché contenuto entro certi limiti ammissibili.

Danneggiamenti invece ritenuti patologici perché compromettono la funzionalità del tubo e la possibilità di riutilizzo o perché, in scala maggiore, ne comportano il collasso, sono l'imbozzamento eccessivo ai fori (*excessive swelling*), le fratture longitudinali (*cracking*, figura 1.10), ed eventuali lacerazioni estese, *splitting* (figura 1.11), i quali potrebbero degenerare in una rottura catastrofica del carrier dall'interno (*catastrophic rupturing*).

Assegnando le forme di danno ai vari tipi di sollecitazione, gli imbozzamenti, come anche parte delle fratture, sono dovuti ai getti perforanti e all'impatto di frammenti di carica. Le fratture longitudinali sono l'effetto delle onde sferiche di pressione che

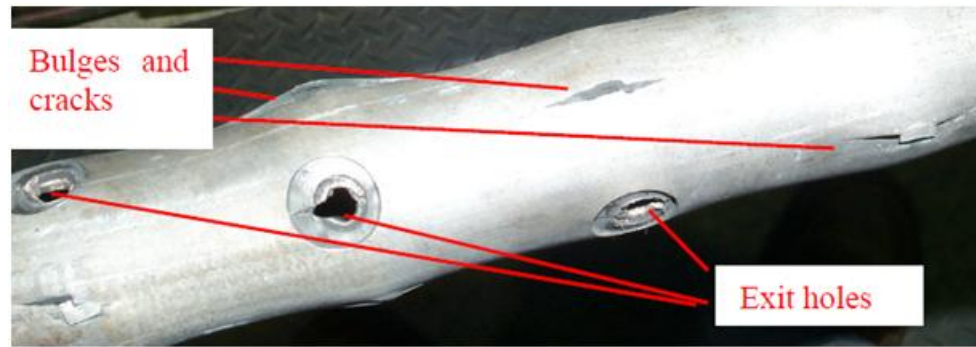


Figura 1.10: Foto di un carrier, tratta da [18], in cui si possono osservare gli *exit holes* e i *localized bulges*.

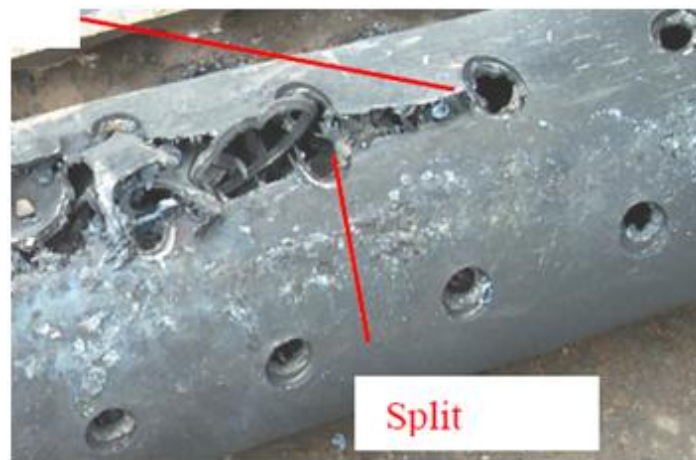


Figura 1.11: Foto di un carrier, tratta da [18], in cui si è verificato *split*.

colpiscono in direzione radiale dall'interno provocando una “espansione diametrale” del tubo. Seguono per severità gli *splits*, che derivano dalla combinazione delle fratture longitudinali e dei neonati fori di uscita, portando a dei veri e propri squarci estesi anche su tutta la lunghezza del carrier. Infine arriva il collasso vero e proprio per “esplosione” del carrier. E' doveroso precisare come il carrier sia suscettibile di questa modalità di collasso soprattutto quando la perforating gun viene usata in ambiente gassoso, dove non è presente l'azione benefica di confinamento della pressione idrostatica. Questa, agendo dall'esterno sul carrier, fa la differenza fra la sopravvivenza e il collasso.

La sopravvivenza della perforating gun è molto importante per varie ragioni:

- salvaguardia del pozzo dalla potenza d'urto delle microesplosioni che il carrier deve riuscire a contenere, sia in aria che in acqua;
- possibilità di un agevole recupero e ripescaggio in superficie, per evitare costose operazioni di recupero e sgombero di frammenti dal pozzo, specie se questo è sito sotto il fondale marino.

Per questi motivi, se non si riesce a riutilizzare il carrier, quanto meno bisogna far sì che sopravviva alla detonazione.

1.3 Scopo della tesi e organizzazione del lavoro

Si sono illustrati funzionamento e risposta meccanica del dispositivo. Da questi si desume come il problema in questione sia di natura prettamente strutturale, dovendo appunto indagare su cosa concorre all'integrità, come alla crisi, di un componente chiamato a rispondere a particolari sollecitazioni impulsive durante il suo azionamento.

Lo scopo di questo lavoro di tesi è lo studio della risposta meccanica dell'involucro protettivo o *carrier* sotto i getti perforanti e la microesplosione interna. Più precisamente ci si propone di mettere a punto una simulazione numerica del dispositivo fedele, per quanto possibile, alla documentazione recuperata, nei limiti imposti dal codice commerciale di calcolo agli elementi finiti che si ha a disposizione. Contemporaneamente si eseguiranno degli studi di sensitività per capire quali siano gli elementi determinanti che decidono le prestazioni del prodotto.

Lo studio della meccanica di questo componente è impegnativa se si considera la natura delle sollecitazioni a cui è sottoposto, di carattere prettamente impulsivo. In particolare il getto perforante è un fenomeno estremamente rapido, esaurendosi nello spazio di qualche decina di microsecondi, e di per sé complesso, coinvolgendo la meccanica degli impatti e meccanica della frattura nei continui solidi, incrudimento cinematico e rammollimento termico del materiale. Anche modellare l'effetto della serie di microesplosioni richiede l'adozione di un particolare modello costitutivo per materiali esplosivi.

Per eseguire le simulazioni ci siamo serviti di uno dei programmi di calcolo agli elementi finiti più completi in commercio: Abaqus. Questo fornisce già di per sé diversi strumenti di calcolo avanzato che si sono rivelati sufficienti alla simulazione nella maggior parte dei casi.

Per quanto riguarda il modello costitutivo utilizzato per l'acciaio, nelle simulazioni si è fatto uso del modello di Johnson-Cook, uno dei più semplici da usare ma che racchiude tutte le caratteristiche necessarie (incrudimento, incrudimento cinematico, rammollimento termico) unite ad una buona capacità predittiva.

Il *capitolo 2* presenta il modello costitutivo e i parametri adottati per l'acciaio specifico del nostro prodotto, calibrati nel centro di ricerca di Cassino sulla base di diversi esperimenti condotti su provini estratti direttamente dal dispositivo. I test sperimentali sono stati riprodotti mediante simulazione numerica. Il lavoro di simulazione del dispositivo è esposto nei capitoli 3, 4 e 5. Il *capitolo 3* illustra uno studio di sensitività sull'interazione tra getto perforante e involucro protettivo, allo scopo di valutare l'incidenza sulla risposta di una serie di parametri meccanici caratterizzanti il fenomeno (massa del getto, attrito, materiale e indebolimenti dell'involucro). Si individuano infine i modi di frattura tipici e vengono stilate delle mappe di danneggiamento nell'intorno delle scallops. Nel *capitolo 4* si è invece affrontato il problema della microesplosione interna sul modello di una sezione del carrier lungo circa 0.5 m e con una disposizione degli indebolimenti e delle cariche fra le più critiche. Si è indagato sulla diversità di comportamento confrontando i casi di presenza o meno di indebolimenti e confinamento idrostatico e sull'impiego di acciai diversi per caratteristiche, fra più duttili e meno duttili ma più resistenti. Il *capitolo 5* contiene infine la simulazione integrale del fenomeno che vede l'effetto dell'onda d'urto interna sovrapporsi a quello dei getti perforanti, che la precedono

in ordine di tempo. Infine, l'ultimo capitolo raccoglie le conclusioni di questi studi e ne fa una analisi critica per offrire uno spunto per indagini più approfondite e simulazioni più realistiche.

Capitolo 2

Il modello di Johnson-Cook

In questo capitolo verrà descritto qualitativamente il comportamento degli acciai sottoposti a sollecitazioni che inducono velocità di deformazione elevate. Si descriveranno, in seguito, i test sperimentali più utilizzati, per indagare la risposta meccanica dei materiali, quali l'acciaio, a diverse velocità di deformazione. I risultati delle prove sperimentali potranno poi essere opportunamente utilizzati per determinare le costanti caratteristiche del materiale per la legge costitutiva adottata.

Verrà descritto in maniera accurata il modello elasto-plastico con danneggiamento di Johnson-Cook, il quale permette di modellare il comportamento dell'acciaio sottoposto a fenomeni di impatto. Si descriveranno le equazioni costitutive, sia per il modello per la plasticità che per quello del danneggiamento, e si indicherà una tecnica per la determinazione delle costanti caratteristiche sulla base di opportune prove sperimentali. Saranno anche evidenziati i limiti del modello stesso e verranno evidenziate eventuali modifiche da apportare.

Infine, una serie di indagini numeriche serviranno per ottenere una conferma sui parametri del modello di Johnson-Cook in nostro possesso [9]. Saranno descritte e simulate numericamente due prove sperimentali: la *barra di Hopkinson* e la trazione quasi-statica.

2.1 Sollecitazioni che inducono elevate velocità di deformazione

I materiali, quando soggetti a condizioni di carico dinamiche, quali impatti a velocità elevate o esplosioni, sono sottoposti a: grandi deformazioni, elevate velocità di deformazione, incrementi di temperatura (parte del lavoro di plasticizzazione, infatti, si trasforma in calore). Generalmente si tende a distinguere le proprietà “dinamiche” da quelle “statiche” dei materiali. Operando questa distinzione la differenza tra le due categorie di proprietà risiede sostanzialmente negli effetti della velocità di deformazione. Molto spesso, però, oltre all'elevata velocità di deformazione ci sono anche grandi deformazioni e alte temperature. Pertanto, è importante tenere conto anche di questi ultimi due fattori, invece di ridursi alla sola velocità di deformazione.

In eventi caratterizzati da carichi di natura dinamica, i materiali si deformano con elevate velocità di deformazione (da 10 a 10^6 s^{-1}). I materiali metallici, in particolare, soggetti ad elevate velocità di deformazione risentono di un fenomeno noto anche

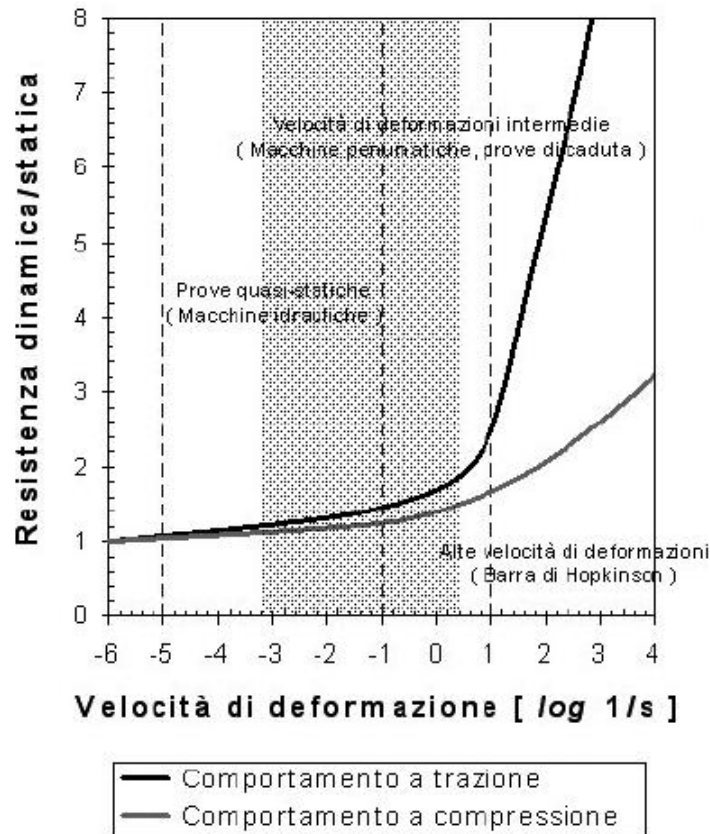


Figura 2.1: Influenza della velocità di deformazione sulla resistenza del materiale. Resistenza intesa massimo sforzo della curva sforzo-deformazione (immagine tratta da [41]).

come incrudimento dinamico. All'aumentare della velocità di deformazione, sforzo di snervamento e resistenza del materiale (intesa come il punto di massimo sforzo della curva sforzo-deformazione) tendono ad aumentare in modo anche rilevante (figura 2.1).

Includere l'effetto della velocità di deformazione nel legame costitutivo è fondamentale per la corretta modellazione del comportamento ad impatto delle strutture. Per caratterizzare il comportamento dinamico dei materiali sono state sviluppate leggi costitutive appropriate e, accanto a queste, procedure sperimentali specifiche per ottenere i parametri che le caratterizzano. Vista la forte dipendenza dalla velocità di deformazione, di fondamentale importanza è disporre di attrezzature che permettano di valutare l'influenza della velocità di deformazione sulle caratteristiche meccaniche dei materiali al fine di operare una corretta stima dei parametri che compongono il legame costitutivo. Maggiore è la complessità della legge costitutiva e maggiore dovrà essere il numero di prove e misurazioni da condurre.

Le prove a trazione che vengono in genere condotte per la caratterizzazione dei materiali sono prove quasi-statiche, nelle quali un provino, sottoposto ad uno spostamento che cresce gradualmente nel tempo, viene portato a rottura. La velocità con cui lo spostamento è imposto è tale da indurre velocità di deformazione comprese tra 10^{-4} e 10^{-2} s^{-1} .

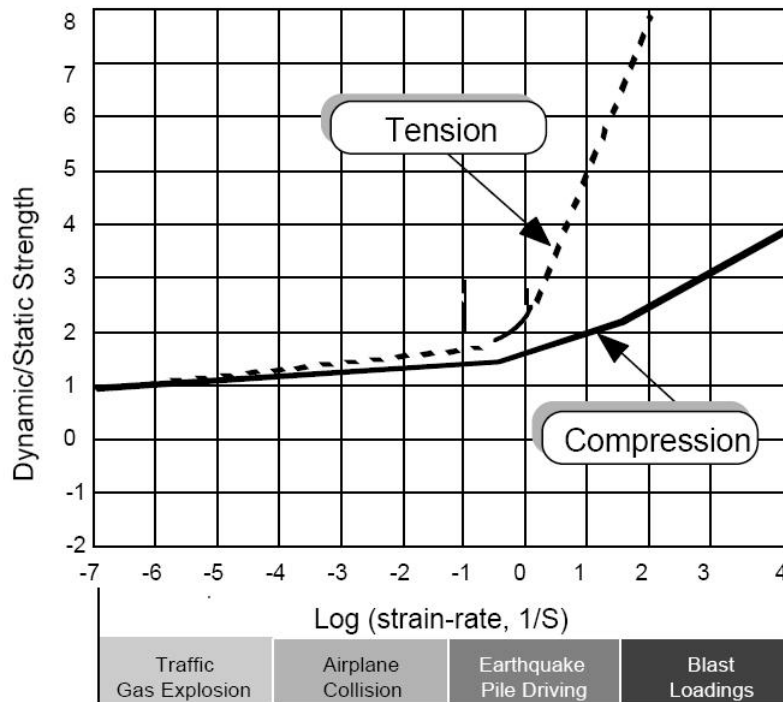


Figura 2.2: Curve sforzo di rottura-velocità di deformazione. Sono indicati gli intervalli di velocità di deformazione in funzione di eventi fisici caratteristici (grafico tratto da [50]).

Nel corso degli anni sono state sviluppate diverse procedure di prova per la caratterizzazione del comportamento dinamico dei materiali. Nel paragrafo 2.2 saranno descritte sinteticamente alcune di queste.

2.1.1 Effetto della velocità di deformazione

L'applicazione di carichi dinamici causa nei materiali deformazioni caratterizzate da elevate velocità di deformazione che influenzano in modo rilevante il comportamento elasto-plastico e di frattura.

Con particolare riferimento ai materiali metallici, all'aumentare della velocità di deformazione si osserva un aumento del valore dello sforzo di snervamento e di rottura, un prolungamento della fase elastica e un certo ritardo, rispetto al caso di sollecitazioni statiche, dello sviluppo di micro-fessure all'interno del materiale, mentre resta pressoché immutato il modulo elastico e quindi la rigidità della struttura. Per quanto riguarda l'allungamento a rottura, sono stati osservati comportamenti diversi a seconda del tipo di acciaio, anche se, in generale, è possibile osservare una riduzione del campo plastico.

Per caratterizzare la dipendenza delle proprietà meccaniche dei materiali dalla velocità di deformazione sono state sviluppate procedure sperimentali specifiche e opportune leggi costitutive. La scelta della legge costitutiva e la sua corretta calibrazione, in particolare, influenzano in modo significativo l'accuratezza dei risultati.

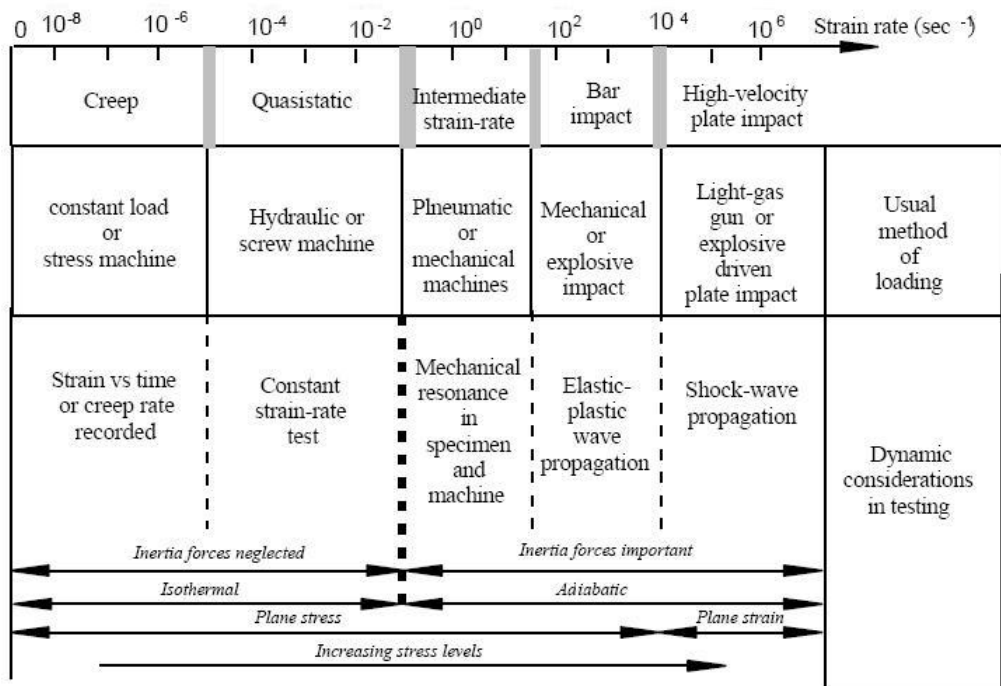


Figura 2.3: Caratteristiche dinamiche dei test meccanici (tratto da [50]).

2.2 Procedure di prova sperimentali

Nel corso degli anni sono state sviluppate diverse procedure di prova per caratterizzare la dipendenza delle proprietà meccaniche dei materiali dalla velocità di deformazione [50, 15].

Realizzare una prova che permetta di determinare la dipendenza delle proprietà meccaniche di un materiale dalla velocità di deformazione è un problema di non facile soluzione; la dinamica dell'evento è infatti complicata dalla presenza di altri fattori, quali: grandi deformazioni, variazioni di temperatura del materiale. Un solo tipo di prova, in generale, non è sufficiente per caratterizzare completamente il comportamento di un materiale.

La velocità di deformazione che caratterizzano fenomeni di interesse in campo ingegneristico spaziano su otto ordini di grandezza (da 10^{-8} a 10^6 s^{-1}): le macchine di prova convenzionali (idrauliche o pneumatiche) coprono un intervallo di velocità fra 0 e 10 s^{-1} , quindi piuttosto limitato.

Macchine per prove di caduta di dardi permettono di condurre prove con velocità di deformazione fra 10 e 10^3 s^{-1} . Macchine più sofisticate che permettono di raggiungere velocità di deformazione maggiori (da 10^3 a 10^4 s^{-1}), come la barra di Hopkinson, sono in genere prerogativa di centri di ricerca o di università e quindi meno diffuse delle precedenti.

In figura 2.3 sono riassunte le principali modalità di prova a seconda della velocità di deformazione.

La prova di Taylor

La prova di Taylor è stata sviluppata durante gli anni Trenta per valutare la resistenza dinamica a compressione di materiali duttili [51] e in seguito usata per la misura della dipendenza dalla velocità di deformazione delle proprietà meccaniche dei materiali.

La prova consiste nell'impatto di una barra cilindrica di metallo contro una piastra d'acciaio che può ritenersi rigida se paragonata alla barra. Le deformazioni permanenti causate dall'impatto portano a una forma finale della barra che dipende dalla velocità d'impatto e dalle caratteristiche del materiale. Tramite opportune ipotesi è possibile risalire in modo analitico a una formula che permette di valutare l'influenza della velocità di deformazione [51, 28].

In particolare, questa prova può essere usata per investigare gli effetti della compressione sui meccanismi di frattura e sui modi di rottura, poiché la barra è principalmente soggetta a sforzi di compressione durante il processo di impatto.

La prova di Taylor rappresenta un modo economico per ottenere alte velocità di deformazione (dell'ordine di 10^2 s^{-1}) ed è, di fatto, molto diffusa anche per la semplicità di esecuzione. Per condurre una prova di Taylor sono necessari solo l'attrezzatura per il lancio della barra e gli strumenti che permettono di misurare la sua deformazione con elevata accuratezza.

La barra di Hopkinson

Il funzionamento della barra di Hopkinson si basa sulla generazione e propagazione delle onde elastiche.

L'apparato è costituito da due barre snelle, denominate una incidente e l'altra trasmittente, tra le quali viene posizionato il provino. Le prove possono essere effettuate in trazione, compressione o torsione a secondo del tipo d'impulso che si genera nella barra incidente. Dallo studio della propagazione delle onde nelle barre si risale al comportamento del materiale.

La barra di Hopkinson si è diffusa a partire dagli anni Settanta ed è oggi la procedura di prova più diffusa per la caratterizzazione della dipendenza delle proprietà meccaniche dalla velocità di deformazione nell'intervallo di velocità compreso fra 10^3 e 10^4 s^{-1} [15].

Una descrizione dettagliata sul funzionamento sarà esposta nel paragrafo 2.4.2 di questo capitolo.

Elevatissime velocità di deformazione

Prove condotte usando esplosivi e/o prove balistiche permettono di raggiungere velocità di deformazione comprese fra 10^6 e 10^8 s^{-1} . Questi tipi di prove, sviluppate per applicazioni di interesse prevalentemente militare, vengono oggi usate anche in ambito civile e per la progettazione di scudi per satelliti.

Una prova molto diffusa è la prova di sparo del "piattello" (*flyer plate*) in cui un disco viene sparato su un provino del materiale da caratterizzare. Applicazioni tipiche di questa procedura di prova includono la misura della resistenza alla frammentazione (*spall*) e lo studio dei cambiamenti di fase dovuti a elevate compressioni nel materiale.

Altri tipi di prove molto diffuse sono le prove di balistica inversa, che consistono nello sparare il bersaglio contro il provino. Le prove di balistica richiedono la misura simultanea di un gran numero di variabili, dato che i problemi di balistica sono per loro natura tridimensionali e non riconducibili a schematizzazioni più semplici, quali per esempio quella assialsimmetrica. In questo senso avere un proiettile fisso permette di usare tecniche per il rilevamento delle grandezze di interesse che altrimenti sarebbe impossibile usare.

Tecniche ottiche

A margine delle tecniche fin qui descritte vale notare l'importanza crescente che vanno assumendo le tecniche ottiche, applicabili su un ampio intervallo di velocità di deformazione (da 10^{-3} a 10^5 s^{-1}).

Le misure basate su estensimetri sono caratterizzate da una grande accuratezza e buona risoluzione temporale, ma hanno il problema di dare informazioni puntiformi. Al contrario, le tecniche ottiche permettono di avere informazioni su tutto il campo di deformazione e senza interferire con il fenomeno.

Esistono molte tecniche di rilevazione ottica sia per gli spostamenti che per le deformazioni. Fra queste: le tecniche foto-elastiche, le frange di Moiré, la tecnica delle macchie laser, le tecniche interferometriche, la termografia.

2.3 Legame costitutivo

Sempre più spesso il progetto, lo sviluppo e l'ottimizzazione di strutture viene supportato da codici agli elementi finiti che implementano leggi costitutive in grado di tenere conto degli effetti della velocità di deformazione.

Il modo più semplice di descrivere la dipendenza delle proprietà meccaniche di un materiale dalla velocità di deformazione consiste nell'interpolare le curve sforzo/deformazione ottenute sperimentalmente a diverse velocità di deformazione.

A seconda delle velocità di deformazione caratteristiche del fenomeno analizzato, però, la dipendenza dalla velocità di deformazione può avere un andamento fortemente non lineare (figura 2.1). Questo tipo di dipendenza, potrà essere messa in luce tramite prove sperimentali eseguite nell'intervallo di velocità di deformazione tipico del fenomeno di interesse.

Un modo diffuso in letteratura per modellare la dipendenza dalla velocità di deformazione nello studio di urti o di impatti è attraverso la legge costitutiva di Johnson-Cook [29].

2.3.1 Il modello di Johnson-Cook

Gli impatti alle alte velocità sono caratterizzati da grandi deformazioni plastiche equivalenti¹, alte velocità di deformazione e aumenti della temperatura dovuti all'adiabaticità del fenomeno; l'interazione tra questi effetti rende difficile lo sviluppo di un modello costitutivo, così come rende complessa la determinazione delle costanti

¹Deformazione equivalente definita come:
 $\varepsilon_{eq} = \sqrt{2/3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2}$, dove ε_i con $i = 1, 2, 3$ sono le deformazioni principali.

per la sua calibrazione. La rapidità con cui questi fenomeni si verificano, qualche decina di microsecondi, consente di adottare l'ipotesi di adiabaticità.

Il modello di Johnson-Cook [29] è un legame costitutivo semi-empirico semplice, molto diffuso e implementato in alcuni codici di calcolo commerciali (per esempio Abaqus e LS-DYNA), che permette di riassumere in un'unica formula l'influenza della velocità di deformazione e della temperatura (sotto l'ipotesi di adiabaticità dell'evento) sul legame sforzo-deformazione di un materiale:

$$\sigma_{eq} = \left[A + B\varepsilon_p^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_R}{T_M - T_R} \right)^m \right] \quad (2.1)$$

dove:

- σ_{eq} è lo sforzo equivalente²;
- A è il limite elastico del materiale per velocità di deformazione prossime a zero;
- B e n sono parametri che caratterizzano il campo plastico e l'incrudimento del materiale;
- ε_p è la deformazione plastica equivalente;
- C è un parametro che caratterizza la dipendenza dalla velocità di deformazione;
- $\dot{\varepsilon}_p$ è la velocità di deformazione plastica equivalente;
- $\dot{\varepsilon}_0$ è una velocità di deformazione di riferimento ($\dot{\varepsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$);
- T è la temperatura del materiale;
- T_R è la temperatura di riferimento;
- T_M è la temperatura di fusione del materiale;
- m è un parametro caratteristico del materiale.

Tipicamente i fenomeni d'impatto sono assunti come processi adiabatici. Questo è verificato se il calore generato dal lavoro plastico in una regione ristretta non ha il tempo sufficiente per propagare nel materiale circostante. L'incremento di temperatura ΔT dovuto al lavoro plastico che si trasforma in calore può così essere espresso:

$$\Delta T = \int_V \frac{\chi}{\rho c_v} \sigma d\varepsilon^{pl} \quad (2.2)$$

dove σ e $d\varepsilon^{pl}$ rappresentano lo sforzo e la deformazione plastica; ρ la densità del materiale; c_v il calore specifico; χ la percentuale di lavoro plastico che si trasforma in calore (tipicamente si assume $\chi = 0.9$).

Nella tabella 2.1, sono riportati i valori delle costanti del modello, della densità e del calore specifico per alcuni materiali.

La legge (2.1) è di tipo moltiplicativo: la curva sforzo-deformazione ottenuta in prove statiche viene amplificata per effetto della velocità di deformazione e della variazione di temperatura.

Questo modello tiene conto dell'incrudimento dovuto alla velocità di deformazione e del softening termico in forma indipendente. Il primo dei tre termini dell'equazione (2.1) rappresenta il legame sforzo-deformazione a temperatura ambiente,

²Sforzo equivalente definito come:
 $\sigma_{eq} = \sqrt{3/2} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}$, dove σ_i con $i = 1, 2, 3$ sono gli sforzi principali.

Tabella 2.1: Costanti del modello di Johnson-Cook, densità e calore specifico per alcuni tipi di materiali (dati tratti da [29]).

Materiale	ρ	c_v	T_M	A	B	n	C	m
	kg/m ³	J/kgK	K	MPa	MPa			
Rame OFHC	8960	383	1356	90	292	0.31	0.025	1.09
Nichel 200	8900	446	1726	163	648	0.33	0.006	1.44
Ferro ARMCO	7890	452	1811	175	380	0.32	0.060	0.55
Acciaio 1006	7890	452	1811	350	275	0.36	0.022	1.00
Alluminio 2024-T351	2770	875	775	265	426	0.34	0.015	1.00
Alluminio 7039	2770	875	877	337	343	0.41	0.010	1.00
Acciaio 4340	7830	477	1793	792	510	0.26	0.014	1.03
Lega di tungsteno	17000	134	1723	1506	177	0.12	0.016	1.00
Acciaio Weldox 460 E	7850	452	1800	490	383	0.45	0.0123	0.94

$T \approx 293$ K, e per $\dot{\varepsilon}_0 = 1$ s⁻¹. Il secondo termine rappresenta gli effetti dell'incrudimento dinamico (strain-rate hardening). La dipendenza dalla temperatura viene presa in considerazione attraverso il terzo termine.

In particolare si osserva che, quando $T = T_M$, il materiale ha raggiunto la fusione e la sua rigidità si è notevolmente degradata; l'equazione (2.1) fornisce $\sigma_{eq} = 0$.

2.3.1.1 Calibrazione del modello

Il metodo di calibrazione esposto nel seguito è molto semplice e considera gli effetti combinati di velocità di deformazione e temperatura attraverso il prodotto dei tre termini in parentesi nell'equazione (2.1). Per tale motivo è necessario eseguire differenti test per isolare i parametri statici, dinamici e termici del modello.

Devono essere costruite tre curve di sforzo di Von Mises in funzione della deformazione plastica equivalente: una per la condizione quasi-statica e isoterma, due per la valutazione della velocità di deformazione (condizioni adiabatiche ad elevate velocità di deformazione) legate al fenomeno che si vuole studiare. Se gli effetti della temperatura devono essere presi in considerazione, dovrà essere prodotta una ulteriore curva a temperatura elevata. Le curve sperimentali saranno ricavate attraverso prove di trazione, compressione o torsione.

Il parametro A , corrispondente allo sforzo di snervamento per basse velocità di deformazione, si ottiene semplicemente dalla curva sforzo deformazione in condizioni quasi-statiche; punto 1 di figura 2.4. Per ottenere i parametri B e n , si può fare riferimento alla curva sforzo equivalente-deformazione plastica equivalente:

1. I dati corrispondenti al comportamento elastico ($\varepsilon < \varepsilon_y$, dove ε_y è la deformazione di snervamento) devono essere eliminati, e si deve considerare soltanto la parte plastica della curva.
2. I dati relativi alla curva sforzo-deformazione pertinenti al tratto plastico, $\sigma - \sigma_y$ (σ_y sforzo di snervamento), dovranno essere riportati in un grafico in scala bi-logaritmica. Il parametro B è il valore di $\sigma - \sigma_y$ in corrispondenza di

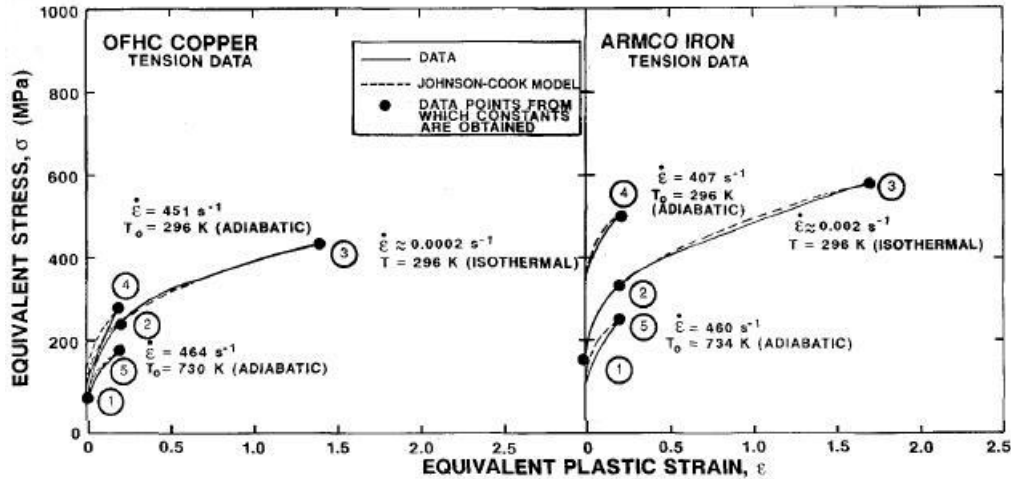


Figura 2.4: Individuazione dei punti caratteristici per la calibrazione del modello di Johnson-Cook (immagine tratta da [24]).

$\varepsilon_p = 1$; n rappresenta invece la pendenza della curva disegnata nel grafico bi-logaritmico.

Il parametro relativo alla velocità di deformazione, C , è determinato sulla base delle tre curve prima descritte a temperatura ambiente, T_R . La curva di sforzo in funzione della velocità di deformazione disegnata in scala logaritmica, è tracciata a partire dal valore di deformazione equivalente per il quale si evidenzia l'insorgere dell'incrudimento cinematico; punto 2 di figura 2.4 (per i materiali riportati, OFHC COPPER e ARMCO IRON, si ha [24]: $\varepsilon_{eq} = 0.2$). Il parametro C è la pendenza di questa curva.

Il parametro legato alla temperatura, m , è dedotto attraverso un semplice calcolo:

$$m = \frac{\log\left(1 - \frac{\sigma_{eq}}{\sigma_R}\right)}{\log T^*} \quad (2.3)$$

dove σ_R è lo sforzo equivalente in corrispondenza della medesima deformazione plastica equivalente utilizzata per il tracciamento della curva da cui ricavare C , T^* è la temperatura normalizzata secondo la seguente equazione:

$$T^* = \frac{T - T_R}{T_M - T_R} \quad (2.4)$$

e σ_{eq} è lo sforzo equivalente per la stessa deformazione plastica equivalente ma ad elevata temperatura; punto 5 di figura 2.4.

Test di compressione, trazione e torsione possono fornire le curve di cui si è discusso.

2.3.1.2 Discussione

Un buon modello deve essere in grado di rappresentare il comportamento del materiale con la migliore accuratezza possibile senza essere eccessivamente complesso.

La complessità del modello rende difficile la determinazione delle costanti che caratterizzano il materiale.

Comportamento sforzo-deformazione

La legge costitutiva di Johnson e Cook rappresenta accuratamente lo sforzo di snervamento e la sua evoluzione con le deformazioni plastiche.

Comportamento sforzo-velocità di deformazione

Con l'evoluzione delle conoscenze sui materiali, T.J. Holmquist e G.R. Johnson [24] hanno evidenziato che gli effetti della velocità di deformazione sulla resistenza del materiale non sono una funzione lineare del logaritmo naturale (come indicato nella versione originale), ma piuttosto una funzione esponenziale del logaritmo naturale (si veda equazione (2.1)). Infatti, l'andamento dell'incrudimento con la velocità di deformazione cresce rapidamente nell'intervallo delle alte velocità di deformazione per molti metalli. Questo comportamento è dovuto al cambiamento di meccanismo di deformazione che si sviluppa a livello microscopico che non è colto dal modello di Johnson-Cook.

W.R. Rule e S.E. Jones [46] hanno proposto e implementato una rivisitazione del modello originale di Johnson-Cook. La variazione consiste nel riuscire a rendere il modello più sensibile agli effetti delle alte velocità di deformazione ($>10^3 \text{ s}^{-1}$), senza però compromettere la buona accuratezza del modello originale per le basse e medie velocità di deformazione.

Ponendo per comodità di scrittura $\varepsilon^* = \dot{\varepsilon}_p / \dot{\varepsilon}_0$, l'equazione (2.1) originariamente proposta da Johnson e Cook diviene:

$$\sigma = \left[A + B\varepsilon_p^n \right] \left[1 + C_1 \ln \varepsilon^* + C_2 \left(\frac{1}{C_3 - \ln \varepsilon^*} - \frac{1}{C_3} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_R}{T_M - T_R} \right)^m \right] \quad (2.5)$$

dove C_1 corrisponde a C dell'equazione (2.1) mentre C_2 e C_3 sono due costanti caratteristiche aggiuntive. L'aumento di sensibilità alle alte velocità di deformazione è legato al termine $1/(C_3 - \ln \varepsilon^*)$.

L'equazione (2.5) fornisce per $\ln \varepsilon^* \rightarrow C_3$ un valore di sforzo che tende ad infinito. Per prevenire il verificarsi di tale situazione, Rule e Jones hanno individuato una limitazione superiore del termine legato alla velocità di deformazione:

$$\left[1 + C_1 \ln \varepsilon^* + C_2 \left(\frac{1}{C_3 - \ln \varepsilon^*} - \frac{1}{C_3} \right) \right] \leq C_4 \quad (2.6)$$

dove C_4 è una costante caratteristica del modello funzione del tipo di materiale. Gli stessi Rule e Jones proposero delle semplici procedure numeriche per la determinazione dei tre parametri aggiuntivi; dettagli in merito, possono essere trovati in [46]. Nella tabella 2.2 sono riportati i valori che assumono le costanti caratteristiche del modello di Johnson-Cook, così modificato, per alcuni materiali.

2.3.2 Criterio di frattura di Johnson-Cook

Assieme al modello costitutivo, Johnson e Cook [30] hanno proposto anche un criterio di frattura per carichi dinamici definito dalla seguente equazione:

Tabella 2.2: Parametri per il modello di Johnson-Cook modificato da Rule e Jones (dati tratti da [46]).

	7075-T6 Alluminium	OFHC copper	Wrought iron	Astralloy-V ^R steel
AMP _a	452.4	111.3	251.8	1657
BMP _a	457.1	239.7	584.7	271.5
n	0.3572	0.1047	0.3796	0.3334
C_3	1.085×10^{-2}	8.813×10^{-4}	9.681×10^{-7}	1.002×10^{-6}
C_4	0.01114	0.1893	0.1064	0.07431
C_5	10.29	10.02	9.268	10.79
m	1.131	1.010	0.4974	1.063
C_6	2.919	4.741	3.115	1.507

Tabella 2.3: Costanti del modello di Johnson-Cook per la frattura per alcuni materiali.

Materiale	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
Rame OFHC	0.54	4.89	-3.03	0.014	1.12
Ferro ARMCO	-2.20	5.43	-0.47	0.016	0.63
Acciaio	0.05	3.44	-2.12	0.002	0.61
Alluminio 2024-T351	0.13	0.13	-1.50	0.011	0.00
Acciaio Weldox 460 E	0.07	1.73	-0.53	0.015	0.00

$$\varepsilon_f = \left[D_1 + D_2 \exp \left(D_3 \frac{p}{q} \right) \right] \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 + D_5 \frac{T - T_R}{T_M - T_R} \right] \quad (2.7)$$

dove: D_1, \dots, D_5 sono cinque costanti caratteristiche del materiale; p è la parte idrostatica dello sforzo, q è lo sforzo equivalente di Mises e ε_f è la deformazione equivalente di frattura (per equivalente si intende una quantità scalare già definita nella nota a pagina 20). Il rapporto p/q rappresenta una quantità adimensionale che prende il nome di triassialità, indicata nel seguito con η .

Similmente a quanto fatto per la legge costitutiva del materiale, la deformazione di frattura è stata assunta come funzione della triassialità, della velocità di deformazione, e della temperatura in forma disaccoppiata.

Il primo termine in parentesi quadrate dell'equazione (2.7) è lo stesso proposto da Hancock e Mackenzie [21], e rappresenta il termine dominante nel definire il valore della deformazione di frattura per un provino sottoposto a condizioni di carico quasi-statiche a temperatura ambiente ed è rappresentato da una funzione continua della triassialità. La costante caratteristica del materiale, D_3 , è negativa, la funzione esponenziale è quindi decrescente: Johnson e Cook hanno dunque assunto che la deformazione di rottura decresce con l'aumento di triassialità.

Il secondo e terzo termine rappresentano gli effetti della velocità di deformazione e della temperatura sulla deformazione a rottura.

Nella tabella 2.3 sono riportate le cinque costanti del modello per alcuni materiali.

Johnson e Cook [30] hanno descritto le procedure di calibrazione per il rame OFHC, ferro Armco e l'acciaio 4340. La relazione tra deformazione di rottura e triassialità è stata costruita sulla base di test quasi-statici a temperatura ambiente. Furono portate a termine prove di trazione su provini assialsimmetrici che fornivano delle deformazioni di frattura in un intervallo di triassialità compreso tra $1/3$ e 1.2 . Johnson e Cook condussero anche dei test di torsione [27, 38, 39, 40] su provini opportunamente sagomati, per i quali si avevano dei valori di deformazione di frattura per valori di triassialità $\eta > 0,4$. Essi non riuscirono a ottenere valori della deformazione di frattura per triassialità nulla o negativa. Nonostante ciò, per esprimere la dipendenza dalla triassialità della deformazione di frattura fu utilizzata una curva esponenziale ricavata dall'interpolazione dei dati sperimentali in loro possesso per l'intervallo di triassialità testato. L'utilizzo di questa espressione anche per valori di triassialità negativa è quindi fortemente discutibile, anche per il fatto che potrebbero verificarsi diverse modalità di rottura. A riguardo, risultati di natura numerica possono essere trovati in [60].

In seguito al modello e alla calibrazione proposta da Johnson e Cook, Børvik et al. [10, 11, 25] eseguirono una serie di test su provini opportunamente sagomati per determinare le costanti del modello per l'acciaio Weldox 460 E. Siccome non furono eseguite né prove di compressione né prove di taglio, tutti i risultati sperimentali coprivano la deformazione di frattura nell'intervallo di triassialità superiore ad $1/3$. Similmente a quanto fatto da Johnson e Cook furono estratti i valori della deformazione di frattura anche per valori di triassialità negativa sulla base dei dati sperimentali in loro possesso.

Un possibile rimedio a questo inconveniente, consiste nell'eseguire un *cut-off*, cioè un taglio della curva esponenziale in corrispondenza del valore di triassialità $-1/3$ (si veda la figura 2.5); questa procedura è applicabile a tutti i metalli duttili e consente di eliminare l'eccessiva fragilità, attribuita dal modello di Johnson-Cook, per sforzi di prevalente compressione.

2.3.2.1 Calibrazione del criterio di frattura

Molti autori in letteratura utilizzano il criterio di danneggiamento di Johnson e Cook. Johnson et al. [31, 30] descrivono senza molti dettagli la tecnica usata per ottenere i parametri da usare in questo modello. Kay [34] presenta una completa descrizione delle caratteristiche che i test devono avere per poter ottenere i parametri del modello. Wierzbicki et al. [57] e Bao e Wierzbicki [5] si sono invece concentrati sullo sviluppo di test per caratterizzare il comportamento del materiale a partire da valori negativi fino ad arrivare ad elevati valori di triassialità, fornendo i primi tre parametri, D_1 , D_2 e D_3 , che sono i più significativi del modello.

Al fine di determinare le costanti del modello di danno, la deformazione a frattura deve essere espressa in funzione della triassialità. Questo fornirà le costanti D_1 , D_2 e D_3 . Dopo di ciò, il parametro relativo alla velocità di deformazione, D_4 , e quello della temperatura, D_5 , potranno essere determinati. Tutti i parametri del modello richiedono sperimentazione e analisi numeriche per poter essere correttamente determinati. Nel seguito verrà descritto un metodo semplice con il quale è possibile ottenere i parametri del modello

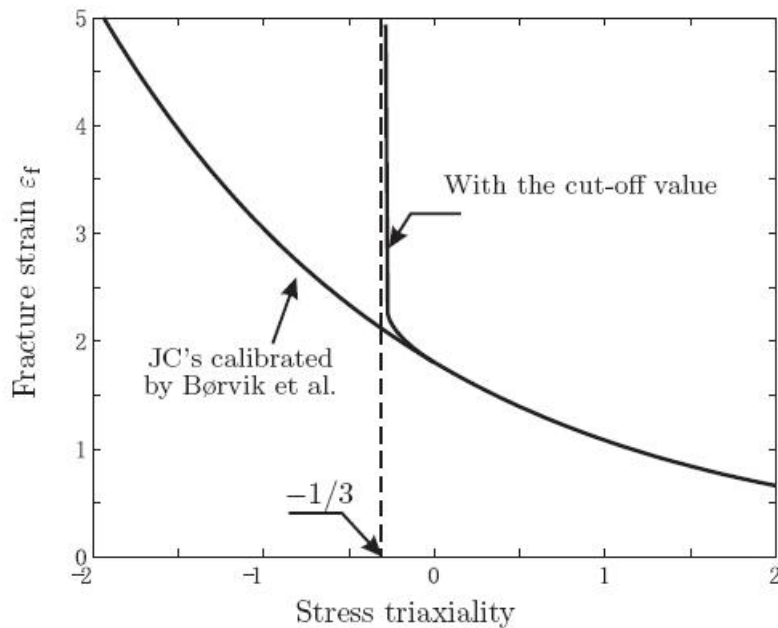


Figura 2.5: Limitazione inferiore del valore di triassialità (tratto da [60]).

Parametri della triassialità (D_1 , D_2 , D_3)

Per poter costruire la curva esponenziale che lega la deformazione di frattura alla triassialità dovranno essere costruite tre diverse curve attraverso delle prove sperimentali. Le curve saranno tracciate per prove quasi-statiche e in condizioni isoterme, in quanto l'effetto della velocità di deformazione e della temperatura è in generale trascurabile.

Le tre prove da eseguire sono prove di trazione su provini assialsimmetrici. Per ricercare i valori di triassialità in corrispondenza della frattura i provini dovranno avere forme diverse. I tre provini avranno lo stesso diametro minimo, ma uno sarà una barra liscia, e gli altri due saranno invece opportunamente sagomati per mostrare una maggiore dipendenza dalla triassialità (figura 2.6).

Lo stato di sforzo che prevale all'interno del provino è praticamente impossibile da misurare durante l'esecuzione della prova, così come è difficile ottenere una espressione analitica del primo termine in parentesi quadrate dell'equazione (2.7) sulla base dei dati ottenuti dalla prova. Oltretutto, la triassialità può cambiare durante il processo di carico per effetto della strizione che si verifica sul provino in funzione della sua forma iniziale. Un possibile rimedio a questo inconveniente consiste nel disporre dei misuratori di deformazione (*strain-gauge*) e di sforzo longitudinalmente e trasversalmente sulla superficie della zona centrale del provino.

Dopo aver ottenuto la triassialità per ogni provino, è possibile ottenere una curva continua che lega la deformazione di frattura alla triassialità attraverso, per esempio, una stima ai minimi quadrati. Sono a questo punto noti i tre parametri cercati.



Figura 2.6: Foto di provini necessari per i test di calibrazione del criterio di frattura Johnson-Cook (immagine tratta da [33]).

Alte velocità di deformazione (D_4)

Per la determinazione della costante D_4 è sufficiente realizzare delle prove di sola torsione, a differenti velocità di deformazione di taglio. I test dovranno essere eseguiti esplorando tutto l'intervallo di velocità di deformazioni relativo al fenomeno che si intende modellare. I dati relativi alla deformazione di taglio in corrispondenza della rottura del provino per diverse velocità di deformazione dovranno essere convertiti attraverso le seguenti equazioni:

$$\begin{aligned}\sigma &= \sqrt{3}\tau \\ \varepsilon &= \frac{\gamma}{\sqrt{3}} \\ \dot{\varepsilon} &= \frac{\dot{\gamma}}{\sqrt{3}}\end{aligned}\tag{2.8}$$

dove τ e γ sono rispettivamente lo sforzo e la deformazione a taglio nel provino.

Con i dati in possesso si costruisce una curva in cui si rappresenta la deformazione a rottura in funzione della velocità di deformazione, a partire dalla condizione quasi-statica fino ad arrivare ad elevate velocità di deformazione. Per ottenere la costante D_4 , dovrà essere disegnata una curva “ridotta”, ottenuta ricavando D_4 dall'equazione (2.7) e ponendo $T = T_R$, della deformazione a rottura $((\varepsilon_f - (D_1 + D_2))/(D_1 + D_2))$ in funzione della velocità di deformazione in un piano semi-logaritmico. D_4 rappresenta la pendenza di questa curva. Bisogna osservare che queste curve sono state ottenute da test eseguiti a temperatura ambiente.

Alta temperatura (D_5)

La costante D_5 è determinata con la stessa procedura utilizzata per la costante D_4 . A questo punto, deve essere tracciata la curva di deformazione a rottura in funzione della velocità di deformazione per diverse temperature. Queste prove dovranno essere eseguite per temperature prossime a quelle che si avranno nel problema da modellare.

Il parametro, D_5 , viene determinato disegnando la curva “ridotta”, ottenuta ricavando D_5 dall’equazione (2.7), di deformazione a rottura $((\varepsilon_f - (D_1 + D_2)(1 + D_4 \ln(\dot{\varepsilon}_p/\dot{\varepsilon}_0)))/((D_1 + D_2)(1 + D_4 \ln(\dot{\varepsilon}_p/\dot{\varepsilon}_0)))$ in funzione della temperatura. Tutti questi dati dovranno essere raccolti per alte velocità di deformazione.

2.3.2.2 Discussione

L’evoluzione del danneggiamento e della deformazione a rottura è fortemente collegata alla triassialità. Per tale motivo, le critiche esposte nel seguito sono volontariamente incentrate sul primo termine tra parentesi del modello di danno, equazione (2.7).

Dipendenza dalla triassialità

Il parametro adimensionale triassialità fu introdotto da Hancock e Mackenzie [21], e da Hancock e Brown [20]. Essi dimostrarono gli effetti della triassialità sulla deformazione di rottura attraverso prove quasi-statiche, su provini intagliati soggetti a trazione. Mostrarono inoltre che la deformazione a frattura decresce all’aumentare dello sforzo idrostatico come mostrato nella parte a triassialità elevata del grafico di figura 2.5. Questo vuol dire che per stati di sforzo negativi (compressione), la deformazione di frattura è più alta che in caso di trazione. Questo comportamento si riflette sul valore del parametro D_3 che è sempre negativo. In figura 2.7 si individua anche una zona denominata “*mixed mode*”, nella quale la deformazione di frattura dipende dalla differenza tra due valori di effettiva deformazione a frattura; quella alla fine della zona in cui si ha rottura per taglio (“*Shear Fracture*”), $\eta = 0$, e quella in cui si ha l’inizio della crescita dei vuoti (“*Void Growth*”), $\eta \approx 0,4$.

Wierzbicki et al. [5, 57, 4, 58] hanno studiato sperimentalmente e numericamente in dettaglio la dipendenza della deformazione a frattura dalla triassialità dimostrando che una dipendenza di tipo esponenziale non è del tutto corretta. Proposero un legame tra deformazione a frattura e triassialità del tipo riportato in figura 2.7, e ricavarono delle equazioni (2.9) per la lega di alluminio 2024-T351:

$$\begin{cases} \infty & \eta \leq -1/3 \\ 0.1225(\eta + 1/3)^{-0.46} & -1/3 < \eta \leq 0 \\ 1.9\eta^2 - 0.18\eta + 0.21 & 0 \leq \eta \leq 0.4 \\ \exp(-1.944\eta) & 0.4 \leq \eta \end{cases} \quad (2.9)$$

Johnson e Holmquist [32] hanno considerato prove di trazione con elevati valori di triassialità per ottenere le costanti D_1 , D_2 e D_3 per molti materiali. Essi hanno eseguito anche delle prove di pura torsione (triassialità nulla). Al contrario Wierzbicki et al. hanno eseguito prove su un vasto intervallo di triassialità con diverse forme di provini per ottenere, per esempio, i dati sperimentali riportati in figura 2.7.

Dall’esame della figura 2.5, si osserva che il modello di Johnson-Cook rappresenta adeguatamente la frattura soltanto per valori elevati di triassialità. Esso non è in grado di cogliere in maniera adeguata la rottura causata da sforzi di taglio e il comportamento evidenziato nella zona “*mixed mode*”. Bao e Wierzbicki [5] hanno dimostrato che esiste una certa impossibilità di raggiungere la rottura per valori di triassialità inferiore a $-1/3$ per i materiali metallici. È quindi stato proposto

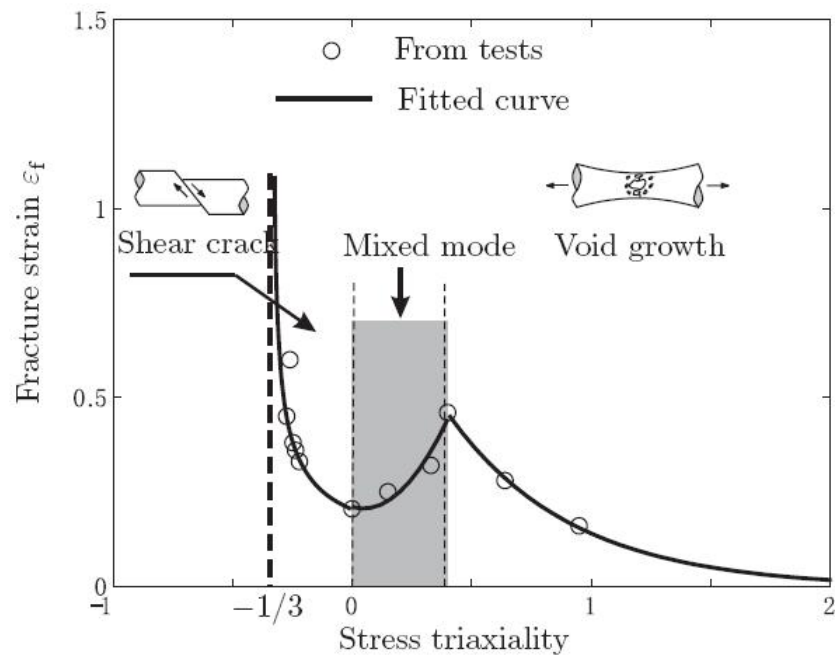


Figura 2.7: Modello di frattura di Bao-Wierzbicki per la lega di alluminio 2024-T351 (tratto da [60]).

un *cut-off* (taglio) in corrispondenza di tale valore di triassialità, ben visibile in figura 2.7.

Wierzbicki et al. [57] hanno quindi presentato un nuovo modello di frattura: il modello Xue-Wierzbicki (X-W). Teng e Wierzbicki [53] compararono il modello X-W con il Johnson-Cook e con il modello di deformazione a frattura costante ($\varepsilon_f = \bar{\varepsilon}_f$) per alte velocità di perforazione in travi snelle. In questo studio, il materiale era soggetto a velocità di deformazione superiori a 10^4 - 10^5 s⁻¹. Teng e Wierzbicki conclusero che il modello di Johnson-Cook e quello a deformazione di rottura costante portavano ad attribuire una minore resistenza alla rottura del materiale situato nella zona d'impatto, la quale è soggetta prevalentemente ad elevati valori di pressione. Essi confrontarono numerosi livelli di deformazione di rottura e conclusero che il processo di perforazione è particolarmente sensibile al valore di *cut-off*, il quale governa la resistenza del materiale in corrispondenza di triassialità negative molto elevate (alte pressioni).

Dipendenza dalla velocità di deformazione e dalla temperatura

Sperimentalmente, Johnson e Holmquist [32], Lesuer [37], Johnson e Cook [30], Anderson et al. [3], hanno dimostrato che il ruolo della velocità di deformazione e della temperatura sulla deformazione a frattura è molto meno marcato rispetto a quello della triassialità, per una vasta tipologia di materiali.

2.4 Caratterizzazione dell'acciaio per i dispositivi usati nella perforazione dei pozzi petroliferi mediante il modello di Johnson-Cook

In [9] è stato analizzato sperimentalmente il comportamento meccanico in regime dinamico di deformazione di un acciaio impiegato per la costruzione dei tubi (carrier) utilizzati per la realizzazione dei dispositivi necessari allo scavo di pozzi petroliferi (perforating gun). A tale scopo, nei laboratori dell'università di Cassino, sono state effettuate prove di trazione quasi-statiche, di trazione dinamica alla barra di Hopkinson e prove d'impatto del "cilindro di Taylor".

Il materiale su cui sono state eseguite le prove è stato ricavato dai tubi prodotti dagli stabilimenti della società Tenaris per due diverse diametri: 5.08 cm e 11.43 cm (rispettivamente 2 e 4.5 pollici). Lo scopo dei test era sostanzialmente quello di valutare un eventuale differente comportamento dei due tubi ed inoltre verificare la presenza o meno di una risposta anisotropa (risposta longitudinale differente da quella trasversale) strettamente legata al processo di fabbricazione.

Lo scopo che ci si propone in questa sede è in primo luogo ottenere una ulteriore conferma della bontà dei parametri caratteristici stimati in [9] per l'acciaio in questione. Pertanto, si riproducono le medesime prove con l'ausilio del codice ABAQUS/Explicit e si verifica il riscontro con i risultati sperimentali. In secondo luogo, tramite uno studio parametrico, si vogliono identificare i parametri per il criterio di danno alla Johnson-Cook (non essendo presenti in [9]), traendo spunto da calibrazioni di acciai simili presenti in letteratura.

Nei paragrafi che seguono sono descritte le prove sperimentali e, per confronto, i risultati numerici ottenuti.

2.4.1 Prova quasi-statica

I test sperimentali sono stati eseguiti in controllo di spostamento. Durante la prova è stata acquisita la risposta carico-spostamento della traversa. In aggiunta, è stata misurata la deformazione sul provino. Questa misura ha consentito di depurare la misura sperimentale di spostamento della traversa dal contributo dovuto alla cedevolezza della catena di misura.

I risultati sperimentali in [9] non possono qui essere riportati in quanto il documento che ci è stato fornito riguarda un contratto di ricerca tra Tenaris e i laboratori dell'Università di Cassino i cui dati non possono essere divulgati.

2.4.1.1 Risultati delle simulazioni

Per le prove di caratterizzazione quasi-statica sono state eseguite delle analisi facendo uso di un modello solido con elementi finiti assialsimmetrici a quattro nodi con integrazione ridotta (un solo punto di Gauss, CAX4R).

Il modello geometrico è riportato in figura 2.8, in cui è mostrata anche la discretizzazione geometrica adottata.

In Abaqus il legame di Johnson-Cook può essere utilizzato solamente con un processo di integrazione esplicita. Lo svantaggio di questo algoritmo, per la simulazione di una prova quasi-statica, è legato alla durata delle simulazioni stesse: il passo

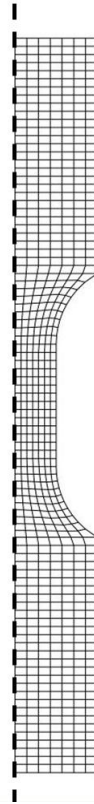


Figura 2.8: Modello geometrico e discretizzazione adottata per la simulazione della prova quasi-statica.

utilizzato per l'integrazione delle equazioni del moto deve essere sufficientemente piccolo per ridurre gli errori di natura numerica. Il problema, infatti, è di tipo non lineare per geometria e per materiale; l'algoritmo esplicito richiede passi temporali ridotti per il rispetto di condizioni di stabilità, inoltre non esegue iterazioni per verificare la convergenza delle equazioni che governano il problema nel singolo passo di integrazione, quindi, per ridurre l'imprecisione così introdotta è necessario ricorrere ad incrementi temporali molto piccoli (dell'ordine di 10^{-6} - 10^{-7} s). Simulare una prova in campo statico richiede l'applicazione lenta del carico. Questo si traduce in analisi che, in termini di intervallo temporale, si aggirano attorno alla decina di secondi. Pertanto si hanno delle simulazioni che con il codice esplicito risultano molto onerose in termini di tempi di calcolo. Per velocizzare il calcolo si è fatto uso dell'opzione di "mass scaling", disponibile in Abaqus, che sostanzialmente permette di "scalare" la massa e velocizzare, anche di molto, il tempo di calcolo.

Si confronteranno i risultati in termini di curve sforzo-deformazione. Lo sforzo e la deformazione vengono determinati come valori medi sul tratto utile del provino. La deformazione è definita come il rapporto tra la differenza di spostamento verticale tra un punto posto in sommità e uno alla base del provino stesso; lo sforzo è stato, invece, ricavato attraverso la procedura di seguito descritta. Dovendo ricavare una grandezza mediata sul tratto utile del provino si è dapprima ricavata l'area della sezione trasversale, che si suppone rimanere costante nonostante la strizione che si verifica in prossimità della rottura, per adeguarsi alla metodologia di calcolo adottata

in [9]. A questo punto nota l'area, è necessario ricavare la forza sollecitante in modo da poter calcolare lo sforzo. Per ricavare la forza complessiva che sollecita il provino sono dapprima stati calcolati gli andamenti nel tempo delle reazioni vincolari verticali alla base (mostrate in figura 2.9) effettuando la somma di tali valori si ottiene, istante dopo istante, la forza complessiva agente. A questo punto è sufficiente dividere la forza per l'area della sezione trasversale per ottenere lo sforzo.

Il risultato ottenuto in termini di curva sforzo-deformazione è riportato nel grafico di figura 2.10. L'evidente ramo di softening, è in larga parte dovuto al fenomeno della strizione del provino nella parte centrale (*necking*), mostrato in figura 2.11, e in parte al rammollimento del materiale per l'aumento di temperatura (softening termico) che si verifica sempre nella stessa zona.

2.4.2 La barra di Hopkinson

È la prova più importante perché indaga sul comportamento meccanico dell'acciaio in regime di deformazioni veloci. Nel seguito si descrivono le procedure di simulazione adottate.

2.4.2.1 Descrizione dell'apparato di prova

L'apparato è costituito da due barre snelle, denominate una incidente e l'altra trasmettente, tra le quali viene posizionato il provino (si veda la figura 2.12). Le prove possono essere effettuate in trazione, compressione o torsione a secondo del tipo d'impulso che si genera nella barra incidente.

Nella parte sinistra della barra incidente, grazie ad una ganascia (*clamp*) e a un pistone idraulico si accumula un precarico di deformazione elastica, la cui intensità è misurata da uno *strain gauge*. Una volta raggiunto, in condizioni quasi-statiche, il livello di deformazione desiderato, si rilascia istantaneamente la ganascia permettendo all'impulso di trazione di propagare verso destra. L'intensità dell'impulso sarà pari alla metà del livello di deformazione raggiunto nel precarico e la sua lunghezza pari al doppio della lunghezza del tratto della barra a sinistra della ganascia.

L'impulso viaggia lungo la barra incidente fino a raggiungere il provino. All'interfaccia con questo, parte dell'impulso è trasmesso e parte riflesso, in rapporto alle impedenze meccaniche della barra e del provino. L'impedenza meccanica di un corpo cilindrico è data dal prodotto della sua sezione A , per la densità del materiale, ρ , che lo costituisce e la velocità di propagazione dell'impulso al suo interno, c . L'impulso trasmesso, dopo aver attraversato il provino, all'interfaccia con la barra trasmettente, è ancora in parte riflesso e in parte trasmesso. Poiché la lunghezza dell'impulso è diversi ordini di grandezza superiore alla lunghezza del provino, le ripetute riflessioni che si realizzano garantiscono che, nel provino stesso, per tutto il resto della durata dell'impulso, la deformazione e la velocità di deformazione possano ritenersi uniformi.

La barra incidente e trasmettente devono essere sufficientemente snelle da garantire l'instaurarsi di uno stato di sforzo quanto più prossimo a quello uniassiale. La sezione delle barre è stata scelta per fare in modo che queste restino in campo elastico durante l'intera durata della prova. Al contrario, il provino si deforma plasticamente fino a giungere, se l'impulso è sufficientemente intenso e prolungato,

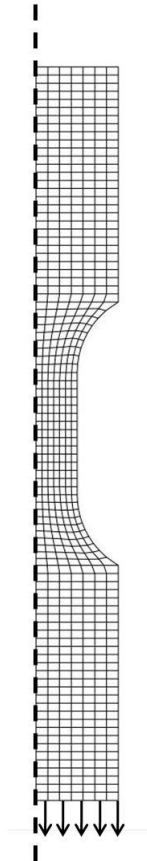


Figura 2.9: In figura sono evidenziate le reazioni vincolari utilizzate per il calcolo della forza agente sul provino.

2.4. CARATTERIZZAZIONE DELL'ACCIAIO COL MODELLO DI JOHNSON-COOK35

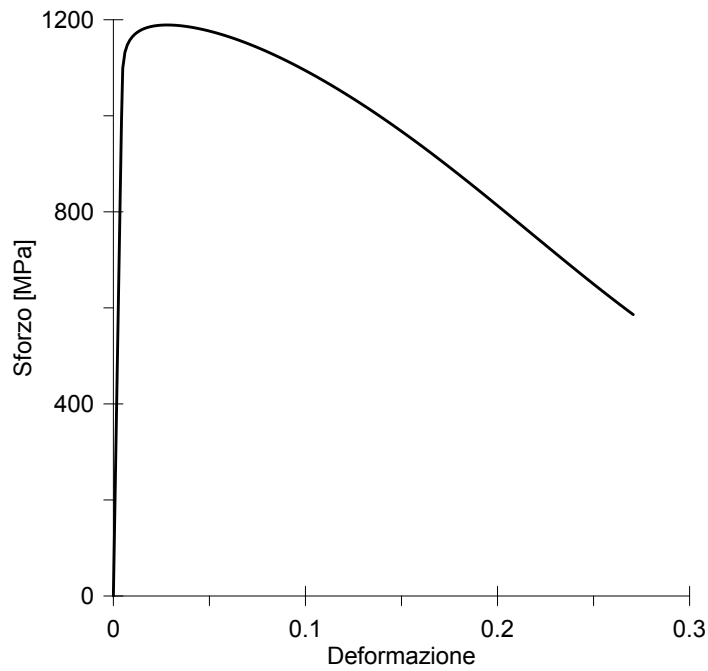


Figura 2.10: Curva sforzo-deformazione ottenuta numericamente simulando la prova quasi-statica per l'acciaio di Tenaris.

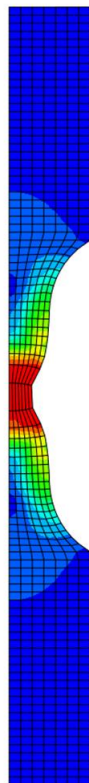


Figura 2.11: L'immagine mostra le strizione che si verifica nella parte centrale del provino prima della rottura.

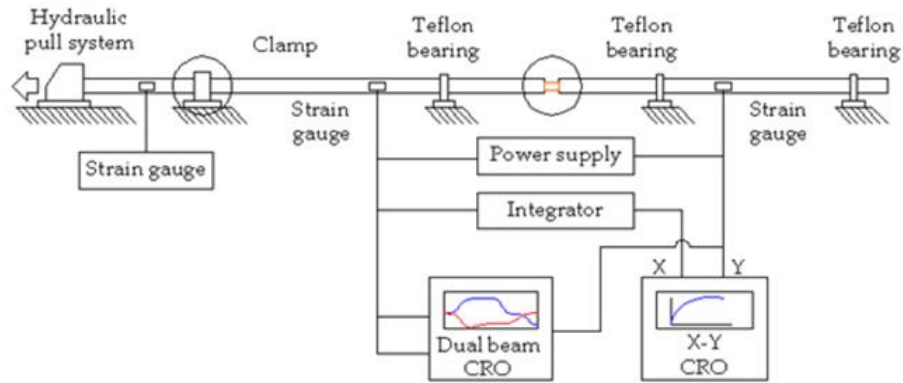


Figura 2.12: Schema relativo alla macchina per eseguire il test: Hopkinson bar. Immagine tratta da materiale fornitoci da Tenaris.

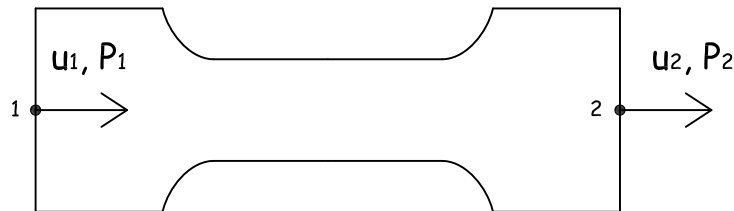


Figura 2.13: Individuazione dei punti 1 e 2 per la determinazione degli spostamenti e delle forze sul provino.

alla completa rottura. Tramite due estensimetri montati nella mezzeria delle barre di input e output si misurano le onde, descritte in termini di deformazione nel tempo, incidente (ε_i), riflessa (ε_r) e trasmessa (ε_t) e da queste si risale allo stato di tensione e deformazione e velocità di deformazione che si realizza nel provino durante la prova tramite le equazioni riportate nel seguito.

È necessario introdurre alcune ipotesi semplificative: sollecitazione monoassiale, lunghezza del provino trascurabile, propagazione monoassiale delle onde lungo le barre. Applicando la teoria monodimensionale delle onde elastiche, si possono ottenere gli spostamenti u_1 e u_2 delle facce laterali del provino e le forze P_1 e P_2 scambiate sulle facce stesse con le barre (i pedici 1 e 2 rappresentano l'interfaccia di sinistra e di destra rispettivamente, si veda figura 2.13):

$$u_1(t) = c \int_0^t [\varepsilon_r(\tau) - \varepsilon_i(\tau)] d\tau \quad (2.10a)$$

$$u_2(t) = -c \int_0^t \varepsilon_t(\tau) d\tau \quad (2.10b)$$

$$P_1(t) = A_s E_b [\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t)] \quad (2.10c)$$

$$P_2(t) = A_s E_b \varepsilon_t(t) \quad (2.10d)$$

dove c e E_b indicano rispettivamente la velocità di propagazione dell'onda elastica ed il modulo di Young delle barre, mentre A_s rappresenta la sezione trasversale del

2.4. CARATTERIZZAZIONE DELL'ACCIAIO COL MODELLO DI JOHNSON-COOK37

provino. Dalle equazioni (2.10) si possono ottenere i valori medi della deformazione, della velocità di deformazione e della tensione nel provino:

$$\varepsilon(t) = \frac{u_2(t) - u_1(t)}{L_s} = \frac{c}{L_s} \int_0^t [\varepsilon_i(\tau) - \varepsilon_r(\tau) - \varepsilon_t(\tau)] d\tau \quad (2.11a)$$

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{1}{L_s} \frac{d[u_2(t) - u_1(t)]}{dt} = \frac{c}{L_s} [\varepsilon_i(t) - \varepsilon_r(t) - \varepsilon_t(t)] \quad (2.11b)$$

$$\sigma(t) = \frac{P_1(t) + P_2(t)}{2A_s} = \frac{A_b E_b}{2A_s} [\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t) + \varepsilon_t(t)] \quad (2.11c)$$

dove L_s e A_s rappresentano rispettivamente i valori iniziali della lunghezza e dell'area del provino. Se $P_1(t) = P_2(t)$, allora il provino si trova in equilibrio dinamico e le precedenti relazioni possono essere semplificate e scritte nella forma più usuale:

$$\dot{\varepsilon}(t) = -\frac{2c}{L_s} \varepsilon_r(t) \quad (2.12a)$$

$$\varepsilon(t) = -\frac{2c}{L_s} \int_0^t \varepsilon_r(\tau) d\tau \quad (2.12b)$$

$$\sigma(t) = E \frac{A_b E_b}{A_s} \varepsilon_t(t) \quad (2.12c)$$

Eliminando il tempo dalle equazioni (2.12) (ossia sincronizzando opportunamente i segnali riflesso e trasmesso) si ricava la legge tensione-deformazione del materiale alla velocità di deformazione raggiunta durante la prova (si noti che essa è funzione del tempo).

Come illustrato nel paragrafo precedente, la risposta del materiale in termini di curva sforzo-deformazione per una determinata velocità di deformazione, è ottenuta dalla lettura delle onde di deformazione elastica riflessa e trasmessa che è effettuata rispettivamente sulle barre incidente e trasmittente.

Un problema tipico che interessa tutte le prove di trazione è la determinazione del legame sforzo-deformazione, inficiata dal verificarsi della strizione che altera lo stato tensionale nella zona di strizione localizzata, facendo venir meno le ipotesi di uniassialità e uniformità dello sforzo di cui si è parlato. Queste ipotesi sono imprescindibili per poter trasformare misurazioni istantanee di forza e spostamento (o riduzione di area) nei corrispondenti valori di tensione equivalente e deformazione plastica equivalente sul provino. Più avanti si parlerà di come è stato affrontato questo problema nella prova.

2.4.2.2 Risultati delle simulazioni

Le informazioni raccolte sulle modalità di esecuzione della prova si sono rilevate esaustive per una fedele simulazione numerica. La geometria è stata riprodotta mantenendo inalterate le dimensioni di tutti i componenti; l'unica semplificazione è costituita dall'adottare una schematizzazione assialsimmetrica per geometria, carico e vincoli che non introduce, però, alcuna approssimazione.

I vincoli, in parte figli dell'assialsimmetria del problema, lasciano libera di scorrere in direzione assiale la barra trasmittente, così che questa possa trasmettere l'impulso

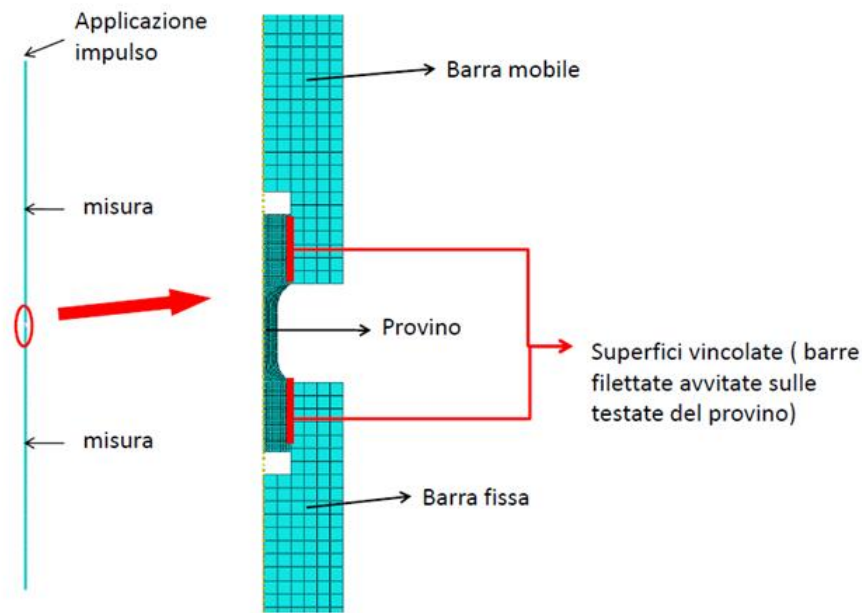


Figura 2.14: Discretizzazione adottata per simulare la Hopkinson bar test.

di trazione al provino, mentre la barra fissa è incastrata in corrispondenza dell'estremità opposta rispetto alla faccia attaccata al provino. Il vincolo barre-provino, che nella realtà è costituito da testate filettate avvitare, viene ottenuto impedendo lo scorrimento relativo lungo la superficie di contatto fra le testate del provino e le ganasce.

La sollecitazione “impulsiva” si è rivelato un aspetto delicato da trattare. Nella realtà della prova la porzione estrema della barra trasmittente, trattenuta da una ganasca, viene precaricata da un pistone idraulico per poi essere rilasciata, permettendo all'impulso di propagare per tutta la sua lunghezza in direzione del provino. Non si ha a disposizione l'entità del precarico ma solo l'impulso incidente sotto forma di storia di deformazione, riferito al punto di misura nella mezzeria della barra, caratterizzato da un'ampiezza di $\varepsilon_i = 1.5 \times 10^{-3}$, una durata di $300 \mu s$ e un “tempo di incremento” (*rise time*) di $50 \mu s$. A partire da queste informazioni si è ricavato il valore del carico f , di trazione distribuita, da applicare all'estremo della barra ed avente un andamento temporale $\alpha(t)$ come quello riportato nella figura 2.15, che corrisponde alla storia di deformazione descritta. La necessità di ricorrere all'applicazione di un carico in luogo di una deformazione, risiede nell'impossibilità di applicare spostamenti e deformazioni impresse quando si utilizza il modulo esplicito di Abaqus. L'intensità del carico varia quindi nel tempo secondo la relazione: $\alpha(t) \cdot f$.

La mesh adottata è la medesima di quella usata nella simulazione della prova quasi-statica avendo il provino le stesse dimensioni (si veda la figura 2.8), più fitta nel tratto utile, dove andranno a concentrarsi gli sforzi per il fenomeno della strizione, e più rada altrove.

Le costanti elastiche e quelle plastiche per il modello di Johnson-Cook sono quelle riportate in [9]. Le costanti del criterio di danno alla Johnson-Cook non si conoscono. Tuttavia, non si possono ignorare perché altrimenti non si potrebbe

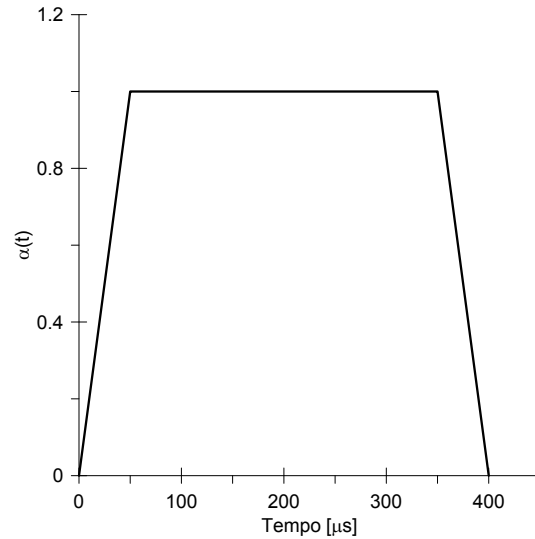


Figura 2.15: Andamento della funzione $\alpha(t)$ nel tempo.

Tabella 2.4: Costanti caratteristiche per il modello di frattura alla Johnson-Cook per i tre acciai considerati.

Acciaio	D_1	D_2	D_3	D_4	D_4
Weldox 460 E	0,0705	1,732	-0,54	0,015	0
4340 Steel	-0,8	2,1	-0,5	0,002	0,61
S 7 tool Stell	0	0,56	-1,5	0	0

simulare la rottura, che è presente nella prova. Si sono recuperate in letteratura delle calibrazioni del criterio di danno per il modello in questione di vari acciai, leggermente diversi per caratteristiche come duttilità e resistenza ma comunque tutti abbastanza prossimi all'acciaio prodotto da Tenaris (alta resistenza e buona duttilità).

Gli acciai testati con le loro costanti sono elencati nella tabella 2.4 ordinati dal più duttile al più fragile, dal meno resistente al più resistente.

Tra i tre acciai, quello che ha avuto un miglior riscontro con i risultati sperimentali è stato il Weldox 460 E, quello più duttile. Pertanto da qui in avanti si sono adottate le costanti di questo acciaio. Si rinvia al paragrafo 2.4.2.3 per uno studio parametrico al variare di queste costanti e per alcune considerazioni in merito al criterio di danno alla Johnson-Cook.

Il risultato ottenuto come storia degli impulsi di deformazione, incidente, trasmesso e riflesso, nei punti di misura è rappresentato in figura 2.16.

Gli impulsi incidente e riflesso sono trasmessi al provino fino al punto in cui questo raggiunge snervamento; a quel punto si avrebbe un tratto a valore costante se non fosse per l'insorgere della strizione (figura 2.17), che riduce la sezione del provino e così la sua impedenza meccanica, diminuendo progressivamente la quota parte di impulso trasmesso; l'andamento discendente dell'impulso trasmesso segue fino a rottura, preceduta da un aumento di pendenza (in concomitanza all'insorgere della frattura); il resto dell'impulso incidente viene riflesso (ramo negativo della

curva incidente), passando per il medesimo punto di misura.

L'andamento corrisponde abbastanza bene a quello sperimentale, soprattutto come ampiezze e istanti di tempo, meno per quanto riguarda l'andamento discendente che corrisponde alla strizione. Infatti si osserva che questo è descritto da un andamento che si avvicina più ad un tratto a deformazione costante nel tempo che ad una retta discendente fino a frattura, ovvero la strizione si verifica in forma meno evidente stando ai risultati della prova sperimentale.

Si è indagato sul perché di questa discrepanza tramite altre simulazioni, per capire a cosa fosse dovuto il problema. Si sono considerati i seguenti casi, in ordine di complessità crescente nel tentativo di separare i vari fenomeni:

- comportamento elastico lineare;
- comportamento elastico perfettamente plastico;
- comportamento plastico incrudente;
- comportamento plastico incrudente con softening termico.

Tutte le analisi sono state effettuate sia in piccoli che in grandi spostamenti.

Si tralasciano i risultati delle prove in elasticità lineare che, come ci si aspettava, comportano che l'impulso riflesso risulti identico all'incidente, cioè non si riscontra il ramo discendente presente in figura 2.17 poiché non si verifica plasticizzazione e rottura del provino. Nel caso di analisi in piccoli spostamenti il fenomeno della strizione non può essere colto.

A questo punto ci si chiede quanto il criterio di danneggiamento sia influente sull'andamento del ramo decrescente della curva tratteggiata in figura 2.16. Tale argomento sarà affrontato nel prossimo paragrafo.

2.4.2.3 Studio parametrico del modello di danno

Non avendo a disposizione le costanti caratteristiche per il criterio di frattura di Johnson-Cook, relativamente all'acciaio in questione, ciò che si può dire con certezza è che le costanti dell'acciaio Weldox 460 E comportano un istante di rottura che, nell'ambito delle prove di trazione uniassiale, coincide con quello osservato sperimentalmente per l'acciaio utilizzato per la costruzione dei dispositivi atti allo scavo di pozzi petroliferi prodotto da Tenaris.

Nel grafico di figura 2.18 si fa un confronto fra le risposte dei tre acciai considerati in merito alla prova della barra di Hopkinson. Si nota una differenza nell'istante di frattura, che è anticipato quanto più il metallo è di tipo fragile. L'andamento che precede la rottura, ovvero il tratto *post-necking*, non cambia in nulla, e la risposta di ciascun metallo ricalca esattamente lo stesso andamento fino ad arrivare all'istante di collasso.

La differenza di comportamento dei tre acciai è da attribuire esclusivamente alla diversa deformazione a frattura; dall'esame del grafico di figura 2.19, essa differisce nei tre acciai in corrispondenza del valore di triassialità della prova (trazione uniassiale, $\eta = 0.5$). In particolare, tanto più l'acciaio è di tipo fragile (come l'acciaio S7 Tool Steel) tanto più piccola è la deformazione a frattura, e tanto più sarà anticipato l'istante di rottura.

Nel grafico di figura 2.20 si riporta uno studio di sensitività al variare delle costanti D_1 , D_2 e D_3 del criterio di danno per l'acciaio Weldox 460 E. Per quanto

2.4. CARATTERIZZAZIONE DELL'ACCIAIO COL MODELLO DI JOHNSON-COOK41

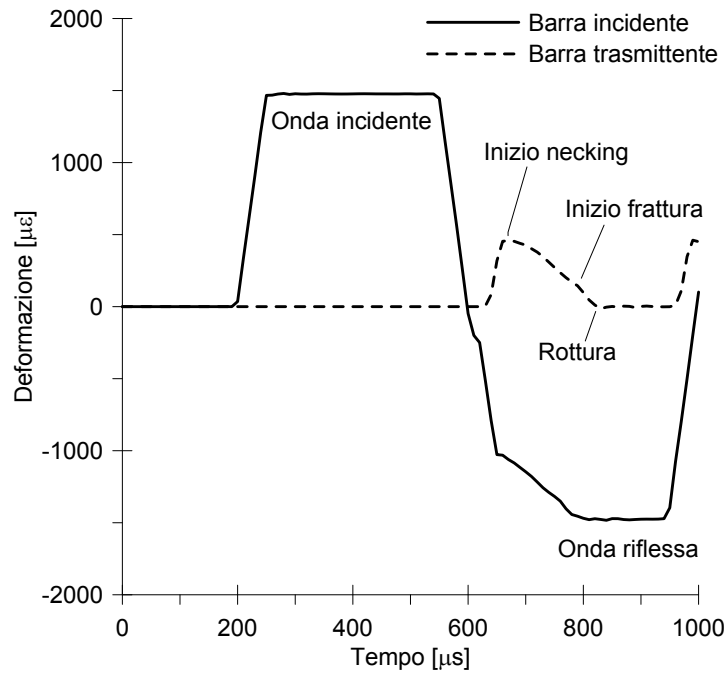


Figura 2.16: Andamento temporale delle deformazioni lette sulla barra incidente e su quella trasmittente.

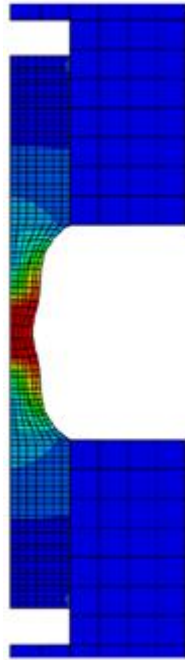


Figura 2.17: L'insorgere della strizione nelle simulazioni numeriche.

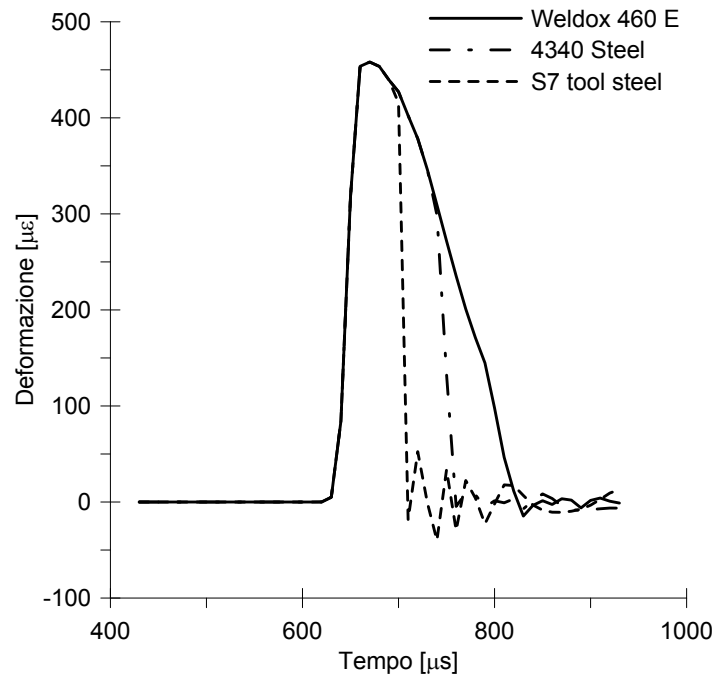


Figura 2.18: Andamento temporale dell'impulso trasmesso letto sulla barra fissa. Per diversi tipi di acciaio si assiste ad un cambiamento dell'istante di rottura.

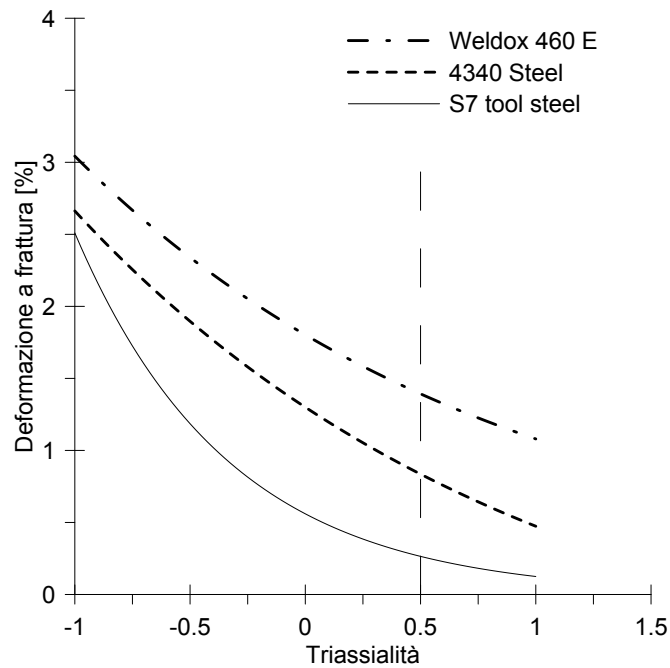


Figura 2.19: Grafico della deformazione a frattura ϵ_f in funzione della triassialità per i tre diversi acciai presi in considerazione.

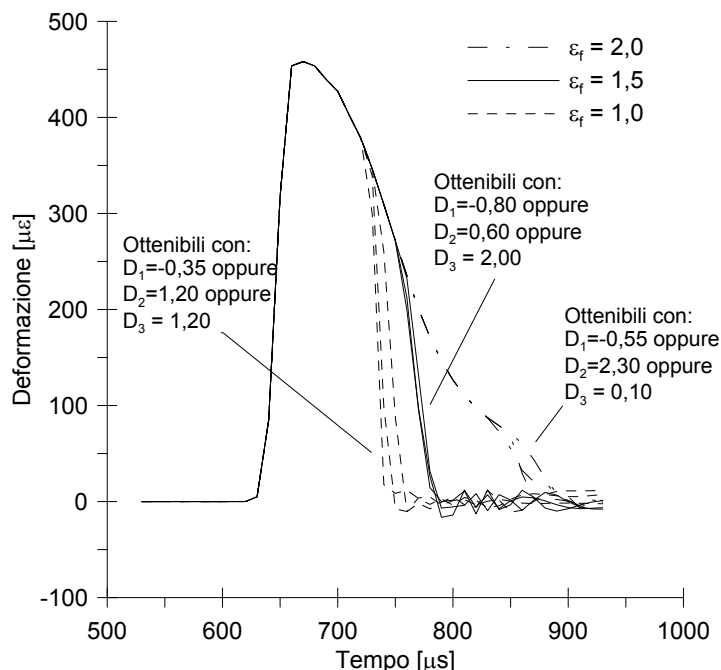


Figura 2.20: Curva di sensibilità: viene messa in evidenza la dipendenza dell'istante di rottura al variare delle costanti D che caratterizzano il materiale.

già detto precedentemente, il criterio di frattura di Johnson-Cook risente poco dei termini legati alla velocità di deformazione e alla temperatura, le costanti D_4 e D_5 non vengono quindi variate. Ancora una volta si dimostra come cambi l'istante di frattura ma non l'andamento che lo precede.

Per concludere, in questo caso di pura trazione uniassiale il criterio di danno comanda solo l'istante di frattura, tramite la deformazione a frattura. Questa è una funzione della triassialità corretta da termini di natura empirica che dipendono dalla velocità di deformazione e dal softening termico. Infatti, il criterio di danno alla Johnson-Cook, come si è già avuto modo di dire, consiste nella definizione di una deformazione limite a cui viene associato l'insorgere della frattura. La storia di tensione e deformazione che precede la rottura non dipende in nessun modo dal criterio di danno per i casi in cui lo stato tensionale dominante si discosti poco da un preciso valore di triassialità.

Se si avesse un problema più complesso, con passaggio attraverso diversi stadi di triassialità, l'andamento della deformazione a frattura con la triassialità potrebbe anche condizionare il modo di frattura e le successive distribuzioni di tensioni nel continuo.

Si rimanda al paragrafo 3.3.2.2, dove, nell'ambito di una simulazione di una prova di Taylor, si coglie l'occasione per fare una ulteriore osservazione sul criterio di danno alla Johnson-Cook. In breve si afferma che il problema del modello è che cerca di predire la deformazione a frattura sulla base di pochi risultati sperimentali in un intervallo ristretto di triassialità, per lo più solo positive, interpolando con una semplice curva esponenziale su tutto il campo di triassialità. In particolar modo attribuisce una fragilità eccessiva al materiale in regime prevalente di compressione,

Tabella 2.5: Costanti del modello di Johnson-Cook adottate per le simulazioni che saranno svolte successivamente.

Proprietà fisiche	E [MPa]	ν	$\rho[\text{kg}/\text{m}^3]$	$c_v[\text{J}/\text{kg}/\text{K}]$	$T_M[\text{K}]$
	205 000	0,30	7600	452	1800
Plasticità	A [MPa]	B [MPa]	n	C	q
	490	383	0,45	0,0123	0,94
Danno	D_1	D_1	D_1	D_1	D_1
	0,0705	1,73	-0,54	0,014	0

il che non trova riscontro con la realtà degli esperimenti.

2.4.3 Caratterizzazione finale dell'acciaio

A conclusione del nostro lavoro di indagine sulla caratterizzazione dell'acciaio usato per il dispositivo, più volte menzionato, secondo il modello adottato di Johnson-Cook, si riportano le costanti finali (tabella 2.5) adottate in tutto il lavoro di simulazione svolto ed esposto nei capitoli a seguire.

Capitolo 3

Il problema del getto perforante

In questo capitolo ci si propone di svolgere un'indagine numerica per investigare la risposta meccanica di tubi di acciaio sollecitati da getti perforanti (schematizzati come corpi rigidi). Questo problema in realtà fa parte di un quadro più generale che riguarda i dispositivi utilizzati per la perforazione di pozzi petroliferi (*perforating gun*) e per i quali si hanno diversi tipi di sollecitazione tra cui quella da getto perforante (*perforating jet*).

Inizialmente si fa un rapido cenno a osservazioni sperimentali e a modelli analitici [44] recentemente messi a punto per la descrizione del fenomeno dell'impatto di getti contro materiali metallici.

Successivamente ci si concentra maggiormente sul problema di interesse (*perforating jet*), raccogliendo quanto più materiale bibliografico possibile al fine di ottenere il maggior numero di informazioni relative al getto: massa, velocità iniziale, forma, materiale, attrito tra tubo e getto stesso.

Prima di passare alla modellazione del problema in esame viene fatta una digressione su fenomeni affini: impatti e perforazioni di piastre. È in questa fase che viene verificata l'ipotesi di adiabaticità del fenomeno (in quanto estremamente rapido), e vengono esposti i risultati di alcuni casi prova riprodotti per testare le capacità predittive del codice di calcolo commerciale in merito a questo genere di problemi.

In seguito, si passa alla descrizione del modello del getto perforante messo a punto con il programma di calcolo Abaqus, il quale fa uso degli strumenti e delle tecniche di calcolo sinteticamente esposte nell'appendice A.

A questo punto si espone il lavoro di simulazione vero e proprio iniziando dalla semplificazione geometrica che si è resa necessaria per ridurre l'onere computazionale e, quindi, i tempi di calcolo. Questa si articola in tre fasi: dal modello geometrico costituito da una porzione di tubo con tre indebolimenti (*scallop*) si è passati ad un modello con un solo indebolimento; successivamente da quest'ultimo si è passati ad un modello provvisto solamente di una porzione di tubo attorno all'indebolimento; infine, sfruttando la simmetria rispetto all'asse del getto si è considerato solamente un quarto del precedente modello. Ogni fase è stata giustificata attraverso opportune considerazioni meccaniche: bilanci energetici, configurazioni deformate del tubo, andamento della velocità del getto perforante nel tempo.

Tabella 3.1: Ordine di grandezza delle variabili che entrano in gioco nel fenomeno della jet perforating (estratta da [44]).

Velocità del getto		2.5 - 10 kn/s
Diametro del getto		2 - 4 mm
Densità del getto (rame)	ρ_j	$8.9 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$
Desistenza a rottura (acciaio)	σ_Y	2 GPa
Mmodulo di taglio (acciaio)	μ	80 GPa
Modulo di compressibilità (acciaio)	K	140 GPa
Costante di Lamé (acciaio)	$\lambda = K - 2\mu/3$	110 GPa
Coefficiente di poisson	$\mu = \lambda/(2(\lambda + \mu))$	0.28
Densità acciaio	ρ_t	$9 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$
Penetrazione		0.3 - 1 m
Diametro della cavità	a	7.5 - 15 mm
Velocità di propagazione delle onde di taglio (acciaio)	$c_s = \sqrt{\mu/\rho}$	3 km/s
Velocità di propagazione delle dilatazionali (acciaio)	$c_p = \sqrt{(\lambda + 2\mu)/\rho}$	5.4 km/s
Modulo di poisson	$\mu = \lambda/(2(\lambda + \mu))$	0.28
Rapporto di velocità	$\gamma = c_p/c_s$	1.8

A valle della semplificazione geometrica si è svolto, sul modello semplificato, uno studio di sensitività su diversi parametri: massa del getto, attrito getto-tubo, spessore dell'indebolimento e materiale di cui è costituito il tubo. La necessità di uno studio parametrico si è resa necessaria per la scarsa certezza con cui sono noti i valori di massa e attrito; contemporaneamente però, ha permesso di investigare la risposta meccanica al variare dei parametri stessi.

Infine, si sono evidenziati i principali modi di frattura riscontrati durante le simulazioni numeriche classificati sulla base di quanto riportato in [59]. Essenzialmente si espone l'influenza della velocità del getto perforante e del tipo di acciaio sul modo di frattura.

3.1 Il fenomeno fisico del getto perforante

Quanto segue è estratto da [44]. Il fenomeno consiste nella penetrazione ad elevata velocità di una piastra metallica da parte di un getto di rame fuso proiettato ad altissima velocità da un dispositivo a carica esplosiva (*shaped charge*). Il getto è generato dalla rapida plasticizzazione di un guscio tronco conico di rame (*liner*), in seguito all'innesco della carica.

La tabella 3.1 dà un'idea di quali siano le grandezze in gioco nel fenomeno. Si riferisce al caso di un getto di rame su un solido di acciaio omogeneo ad alta resistenza. Si sottolinea che, essendo la pressione del getto perforante dell'ordine di 20-100 GPa, il fenomeno differisce sostanzialmente dalla penetrazione di getti d'acqua ad alta velocità su piastre metalliche e mostra piuttosto maggiori affinità con la penetrazione fra oggetti solidi.

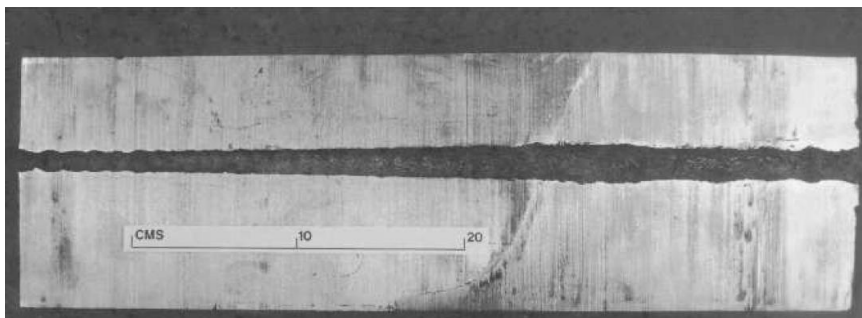


Figura 3.1: Profilo della penetrazione di un oggetto metallico da parte di un getto perforante (tratto da [44]).

Esistono molte osservazioni sperimentali tratte dall'analisi metallurgica “post facto” (si veda figura 3.1) eseguita nei laboratori dell'Università di Oxford. Si sono riscontrate delle “micro bande” in una regione cilindrica intorno alla cavità, presumibilmente indotte dal passaggio a velocità “shock” di onde di taglio propagatesi dalla cavità. Sebbene non si sia verificata nessuna importante fusione, si è evidenziata la presenza di una ristretta zona soggetta a “ricristallizzazione dinamica” intorno alla cavità, così come in altri fenomeni di impatto di proiettile ad alta velocità. Questo è da attribuire ad un riscaldamento estremamente localizzato fino a $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$. Infatti si sono recuperate anche prove di softening termico e di incrudimento estremamente localizzati.

Le considerazioni più importanti sulla risposta delle piastre metalliche soggette a getti perforanti sono le seguenti:

- cavità di forma cilindrica con un raggio confrontabile a quello del getto;
- insorgere di scorrimento plastico e frattura, con il primo decisamente prevalente eccetto che per una sottile regione intorno alla cavità;
- serie di microfratture radiali fino ad un raggio di 1 mm dalla cavità;
- formazione di “imbozzamento” pronunciato nell'intorno della cavità, con una estensione paragonabile alla cavità stessa.

L'obiettivo che si è perseguito all'università di Oxford [44] è mettere a punto un modello matematico macroscopico che fosse il più semplice possibile compatibilmente con le evidenze sperimentali.

Una prima versione di questo modello consiste in una regione infinitamente estesa di metallo, isotropo e elastico, soggetta ad una forza unidirezionale elevatissima e estremamente localizzata (figura 3.2). Con questo modello è stato possibile ricavare una stima dell'estensione delle diverse regioni di sforzo residuo, sia elastico che plastico, in funzione della velocità di penetrazione. Quest'ultima si definisce “subsonica” quando è inferiore alla velocità delle onde di taglio ($c_s \approx 3000 - 4000\text{ m/s}$), “transonica” quando compresa fra le velocità delle onde di taglio (c_s) e di compressione ($c_p \approx 5000 - 6000\text{ m/s}$) e, infine, “supersonica” se superiore alla velocità delle onde di compressione (c_p).

Il campo di sforzi che ne è risultato dimostra come una efficace penetrazione si può ottenere solo quando la pressione nella cavità è molto più alta della resistenza del solido metallico, e ciò si verifica a partire dal regime transonico di perforazione.

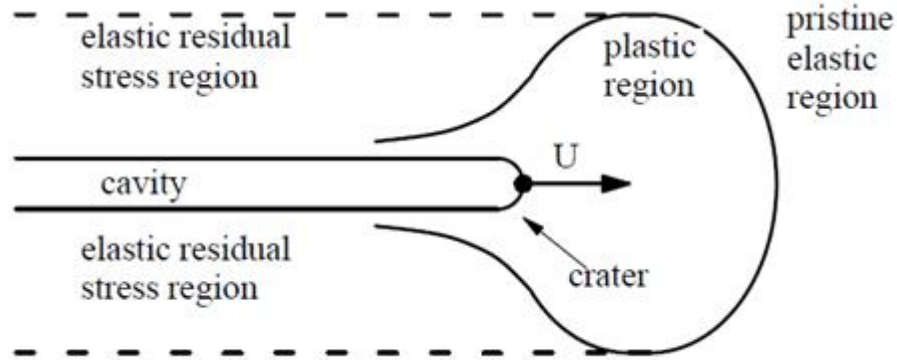


Figura 3.2: Suddivisione fra la zona elastica e plastica in prossimità della penetrazione (tratto da [44]).

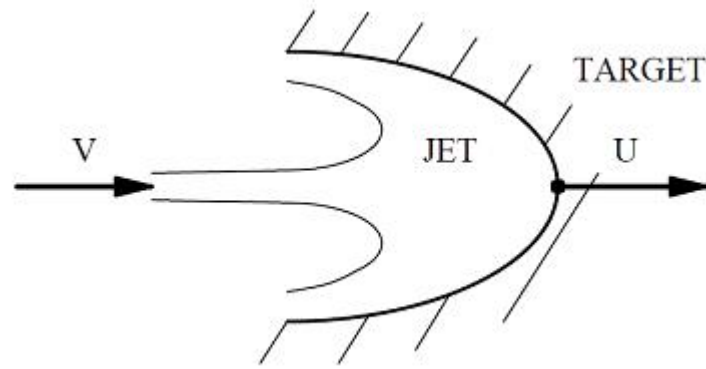


Figura 3.3: Meccanismo di formazione del cratere con un modello idrodinamico (tratto da [44]).

In questo regime di velocità l'estensione della zona di plasticizzazione è tale rispetto alla cavità che la regione di metallo a diretto contatto con il getto è stata modellata come un fluido viscoso incomprimibile, sul modello di Birkhoff et al. [8].

Questo modello descrive la velocità del fronte di penetrazione U tramite l'equazione di Bernoulli, la quale si riferisce al punto di stagnazione, ovvero il punto a velocità relativa nulla fra getto e metallo (figura 3.3):

$$\frac{1}{2}\rho_j(V - U)^2 = \frac{1}{2}\rho_t U^2 \quad (3.1)$$

dove:

ρ_j, ρ_t sono le densità del metallo e del getto;

V è la velocità del getto;

U è la velocità di penetrazione, che si può ottenere dall'equazione:

$$\frac{V}{1 + \sqrt{\rho_t/\rho_j}} \quad (3.2)$$

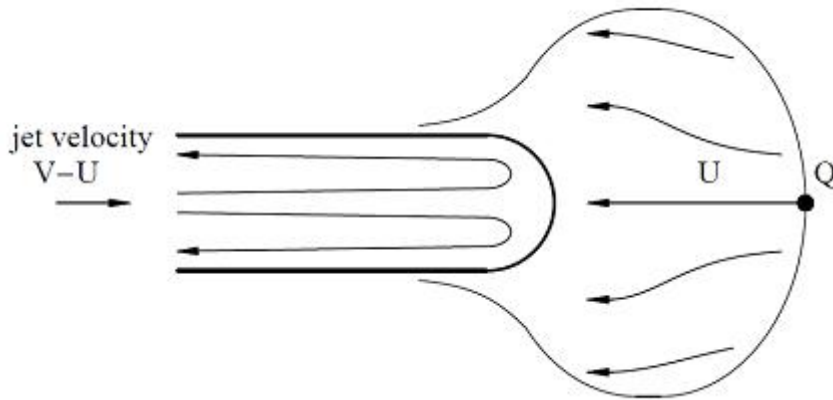


Figura 3.4: Un altro meccanismo di formazione del cratere con un modello idrodinamico (tratto da [44]).

Un modello più recente e completo, di Eichelberg e Pugh [14] parte dal presupposto che la resistenza del metallo, per quanto altamente plasticizzato, non sia trascurabile, per cui risulta (figura 3.4):

$$\frac{1}{2}\rho_j(V-U)^2 + \sigma_j = \frac{1}{2}\rho_t U^2 + \sigma_t \quad (3.3)$$

Dove σ_j e σ_t misurano la resistenza del getto e del target alla deformazione plastica.

Tutti questi modelli puntano a modellare il comportamento del metallo quando è soggetto a velocità di perforazioni superiori a quelle di propagazione delle onde di taglio al suo interno. In queste condizioni l'estensione della zona plasticizzata nel metallo è tale che il metallo scorre idrodinamicamente. Le condizioni per l'applicabilità di questi modelli sono:

- confine zona plastica/elastica molto lontano dal fronte di penetrazione;
- pressione del getto $\rho_j(V-U)^2/2 \gg \sigma_Y$, dove con σ_Y si indica la resistenza del metallo;
- velocità V variabile nel tempo, a patto che non vari sensibilmente in un lasso di tempo pari a quello di perforazione.

Nonostante questo inquadramento teorico, le simulazioni numeriche del fenomeno del getto perforante esposte in questo lavoro di tesi restano nel campo delle perforazioni fra solidi. Il motivo sta nei limiti del codice commerciale che si è avuto a disposizione, il quale non ha gli strumenti per trattare problemi di perforazione supersonica e scorrimento idrodinamico nei metalli. Per questo genere di problemi esistono in commercio codici di calcolo appositi (*Hydrocode*). Tuttavia si vuole far notare che l'intervallo delle velocità dentro il quale si muove il fenomeno, che va da 800 a 8000 m/s, include tutti i regimi di perforazione, dal subsonico al transonico al supersonico. Pertanto le simulazioni che saranno presentate si possono almeno in parte definire "fisicamente fondate", stabilendo come velocità "spartiacque" la velocità di propagazione delle onde di taglio nei metalli, c_s , intorno ai 4000 m/s. Nei paragrafi relativi al lavoro di simulazione si richiamerà questo limite e si spiegherà come è stato tenuto in considerazione.

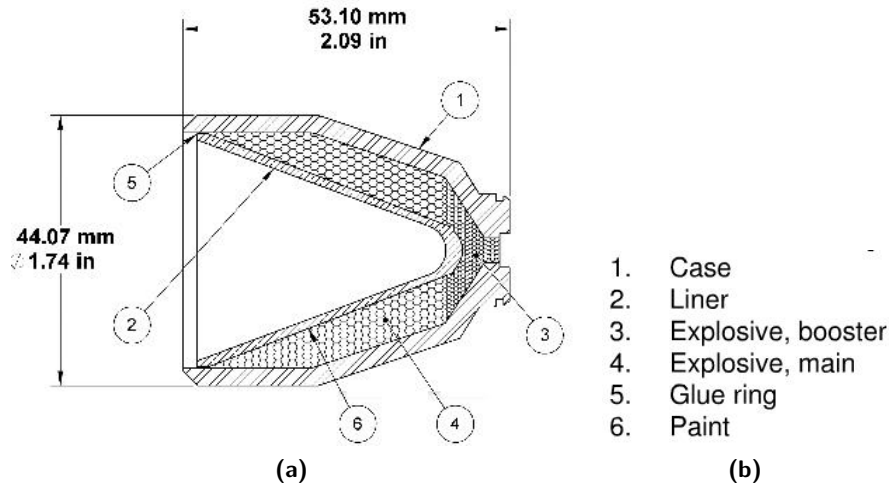


Figura 3.5: Sezione trasversale della carica di esplosivo (fonte: sito internet Schlumberger).

3.2 Grandezze che caratterizzano il fenomeno

Si descrivono le principali grandezze che descrivono il fenomeno.

Massa del getto perforante

Per effettuare la stima della massa del getto perforante si è partiti dalla geometria della forma conica cava di rame posta a contatto con la carica e quindi fatta esplodere per formare il getto.

Dalle pubblicazioni disponibili sul sito internet della Schlumberger [47, 18] si è recuperata la geometria tipo del dispositivo di esplosione, rappresentato in figura 3.5. Data la geometria della forma conica cava si è stimata una massa intorno ai 2.2 g. Tuttavia non tutta la massa del liner andrà a costituire il getto perforante finale, parte verrà persa in seguito alla deflagrazione dell'esplosivo. Pertanto nelle simulazioni numeriche si farà variare il valore suddetto di massa per tenere conto di questa incertezza.

Velocità del getto perforante

Dalle diverse pubblicazioni recuperate emerge che l'intervallo di velocità attribuibile al liner varia da 700 a 8000 m/s, secondo le specifiche del prodotto. Ciò che è certo è che esiste un gradiente di velocità dalla coda alla punta, quest'ultima più veloce, il quale è necessario per conferire la forma allungata e aghiforme al getto. Per esempio, misurazioni effettuate ai raggi X dimostrano che per una punta che si muove a 7-8 km/s la coda sfiora 1 km/s. Questa differenza di velocità viene conferita al getto perforante grazie alla forma conica assegnata al liner (figura 3.5). Tuttavia nel modello si è dovuto trascurare questo dettaglio assumendo l'ipotesi che il getto sia un corpo rigido, non essendo rilevante, per il nostro scopo, comprendere il comportamento del liner.

Pressione sul tubo

Sono state recuperate diverse stime dei valori di pressione registrati sulle pareti del tubo per effetto del getto perforante; si va dai 4-5 GPa ai 20 GPa, certamente

più che sufficienti per garantire la perforazione. Questi valori sono serviti a fornire un'idea dell'ordine di grandezza delle pressioni a fronte di un riscontro con le analisi.

Attrito tubo-getto

Presumibilmente l'attrito non gioca un ruolo marginale, soprattutto se si pensa alla dissipazione dell'energia di impatto del getto durante la perforazione del tubo. Dalla letteratura risulta che l'attrito dinamico fra rame e acciaio sia circa 0.29. Tuttavia bisogna fare una considerazione: il getto perforante non è completamente solido, si trova in una fase intermedia fra solido e liquido, dunque l'attrito potrebbe essere anche molto più piccolo. Così si è deciso di considerare dei valori di attrito minori di 0.29, che è il valore massimo che si avrebbe idealmente se il getto perforante fosse completamente solido. Considerato lo stadio intermedio fra solido e liquido del getto si è pensato di riferirsi ad un valore di attrito dimezzato, pari a 0.15. Chiaramente anche questo parametro, così come la massa, non costituisce un dato noto con certezza.

3.3 Problemi di impatto, perforazione e casi prova

Il problema degli impatti ad alta velocità nei metalli sono stati studiati in passato sotto vari aspetti. In letteratura esistono molte pubblicazioni e libri a riguardo. In una di queste Woodward [59] sulla base di vari esperimenti classificò oltre dieci modi di frattura macroscopici per l'impatto di un proiettile rigido contro una generica piastra ad alta velocità. Woodward mise anche in evidenza il fatto che il verificarsi di uno dei modi piuttosto che di altri dipendesse sostanzialmente da una combinazione di diversi fattori:

- velocità e forma del proiettile;
- rapporto massa proiettile/massa zona di impatto;
- materiali, se duttili o fragili.

Gli aspetti principali che devono essere considerati per una adeguata simulazione di questi fenomeni sono tre: un adeguato modello costitutivo che tenga conto le elevate velocità di deformazione e il rammollimento termico dovuto all'alto tasso di plasticizzazione; il tipo di analisi usato nel modello di calcolo (accoppiata termo-meccanica piuttosto che meccanica adiabatica); il modello di frattura.

Sul primo aspetto, quello del legame costitutivo, si è già ampiamente relazionato nel capitolo 2 e la scelta è caduta sul modello di Johnson-Cook.

Per quanto riguarda il secondo aspetto, nel paragrafo che segue, viene verificata l'ipotesi di adiabaticità di questi fenomeni sulla base di risultati numerico/sperimentali legati alla prova del cilindro di Taylor eseguiti da Johnson e Cook e illustrati in [30]. Per lo stesso modello si adotta sia l'analisi termo-meccanica che quella adiabatica confrontando i risultati ottenuti.

In merito al terzo aspetto vengono espone due interessanti simulazioni numeriche di esperimenti condotti su impatti e perforazioni da parte di Teng [60], anche questi da annoverare nell'ambito delle prove sul cilindro di Taylor. La novità è rappresentata dall'introduzione di un modello di danno, capace di predire diversi modi di frattura macroscopici.

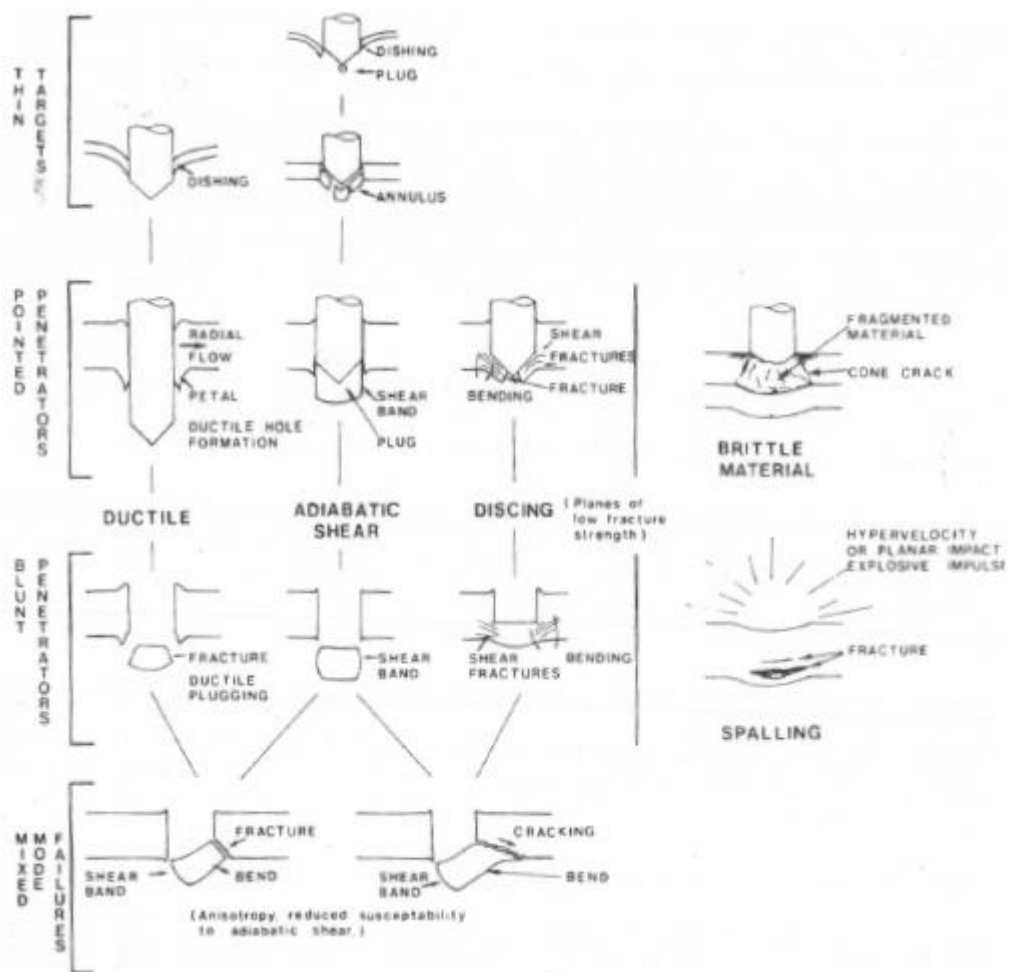


Figura 3.6: Principali modi di frattura nei metalli (immagine tratta da [60]).

3.3.1 L'ipotesi di adiabaticità delle analisi

Nei fenomeni in cui sono coinvolti impatti ad elevate velocità tipicamente si riscontrano:

- elevate velocità di deformazione;
- aumenti, anche considerevoli, della temperatura con conseguente softening termico;
- grandi deformazioni;
- incrudimento cinematico.

L'evento si esaurisce generalmente nel giro di poche decine di microsecondi. In assenza di attrito l'unico meccanismo di generazione del calore è correlato all'energia di dissipazione plastica mediante la formula:

$$\Delta T = \int \frac{\chi}{\rho c_v} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^{pl} \quad (3.4)$$

Tabella 3.2: Accorciamento subito dal cilindro durante la prova di Taylor, tratti da [29].

	130 m/s	197 m/s	208 m/s
OFHC COPPER	4.80 mm	5.69 mm	8.18 mm
ARMCO IRON	5.26 mm	6.25 mm	8.58 mm
4340 STEEL	2.92 mm	4.76 mm	6.40 mm

Tabella 3.3: Costanti per il modello di Johnson-Cook adottate per simulare la prova di Taylor, tratte da [29].

	A [MPa]	B [MPa]	n	C	q
4340 STEEL	792	510	0,26	0,014	1,03

Questa formula, che coinvolge il calore specifico c_v e la densità del materiale ρ , assume che una quota parte dell'energia di dissipazione plastica, pari al coefficiente χ (generalmente assunto pari a $\chi = 0.9$), venga direttamente convertita in calore.

Vista la brevissima durata del fenomeno, però, il calore non ha tempo sufficiente per poter diffondere nel materiale circostante e il fenomeno può quindi essere trattato come adiabatico. Tale assunzione è stata confermata confrontando i risultati numerici, ottenuti da una serie di analisi agli elementi finiti svolte con Abaqus/Explicit, con altri disponibili in letteratura (si veda [29]) al fine di mettere in luce questo tipo di comportamento.

Come caso prova si è adottata la prova di Taylor: una barra di materiale metallico viene lanciata a diverse velocità contro una piastra metallica che può essere assunta come rigida. La validazione del codice di calcolo è stata eseguita confrontando i risultati ottenuti con quelli numerici e sperimentali riportati in [29].

Descrizione del modello Il provino che viene lanciato contro la piastra metallica rigida ha un diametro iniziale di 0.762 cm e una lunghezza iniziale di 2.54 cm. Nell'articolo [30] la prova di Taylor viene riprodotto per tre diversi tipi di materiale e per tre diverse velocità, l'accorciamento del provino dovuto all'impatto è confrontato con i risultati sperimentali osservati da Johnson e Cook [30]; questi valori sono riportati nella tabella 3.2.

Nella presente tesi ci si è in particolar modo concentrati sul comportamento dell'acciaio, ed è quindi di questo materiale che sarà costituita la barra oggetto di simulazione numerica. In particolar modo l'acciaio utilizzato nella pubblicazione sopra citata è il 4340 STEEL, ed è il materiale che fra i tre ha avuto un migliore riscontro con i dati sperimentali nella pubblicazione. Ciò si può osservare nella figura 3.7, dove la deformata sperimentale (punti di misura in grassetto) viene confrontata con la deformata ricavata numericamente.

Il legame costitutivo utilizzato per caratterizzarne il comportamento è quello di Johnson-Cook, le cui costanti caratteristiche e le proprietà termo-meccaniche possono essere trovate in [29], e sono riassunte nelle tabelle 3.3 e 3.4.

Data l'assialsimmetria del problema, per geometria e carichi, si è optato per l'utilizzo di elementi finiti assialsimmetrici a quattro nodi con integrazione ridotta e

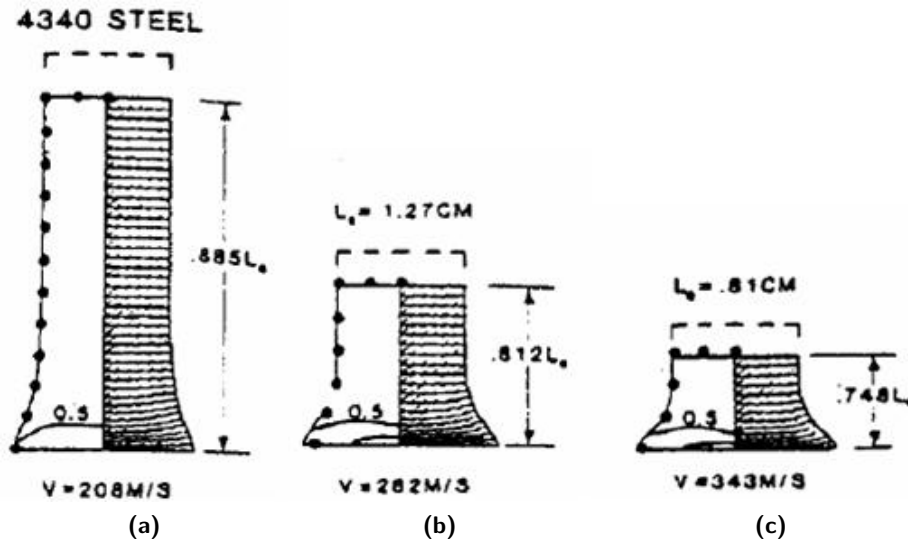


Figura 3.7: Confronto tra i risultati numerici e sperimentali nel Taylor test per l'acciaio 4340 STEEL (tratto da [29]).

Tabella 3.4: Proprietà fisiche dell'acciaio usato per simulare la prova di Taylor, tratte da [29].

	E [MPa]	ν	ρ [kg/m ³]	c_v [J/kg/K]	λ [J/m/s/K]	T_M [K]
4340 STEEL	200 000	0,33	7830	477	30	1800

con controllo dei “modi a clessidra” (individuati in Abaqus con la sigla CAX4R). La mesh di calcolo adottata è riportata in figura 3.11. Si è considerata all’inizio l’ipotesi di adiabaticità. Nel grafico di figura 3.8 sono confrontati i valori di spostamento ottenuti con la simulazione numerica adiabatica e quelli riportati nella già citata pubblicazione (rette tratteggiate in orizzontale).

Dall’esame del grafico in questione si osserva un buon accordo tra risultati numerici ottenuti con Abaqus/Explicit e quelli sperimentali riportati nell’articolo. Le oscillazioni sono dovute al fenomeno della trasmissione delle onde di compressione da un capo all’altro del cilindro. Se consideriamo infatti che la velocità di propagazione dell’onda di compressione è:

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (3.5)$$

ed il fatto che questa percorre due volte la lunghezza del cilindro prima di tornare nello stesso punto in cui si è misurato lo spostamento, quindi un tratto pari a:

$$2 \cdot h = 2.54 \cdot 2 = 5.08 \text{ cm} \quad (3.6)$$

il periodo di oscillazione che ne risulta è pari a:

$$T_s = \frac{2 \cdot h}{c} = 10 \mu s \quad (3.7)$$

Tale valore ha un buon riscontro con quanto si può osservare nel grafico di figura 3.9 in cui si è effettuato un ingrandimento delle oscillazioni per la velocità 343 m/s.

A questo punto si è deciso di svolgere un'analisi accoppiata termo-meccanica, che, a differenza di quella precedente, prevede la possibilità che il calore possa espandersi nelle zone circostanti alla zona in cui si è verificato l'aumento di temperatura. Gli elementi finiti utilizzati per questa analisi sono indicati in Abaqus con la sigla CAX4RT, che rispetto ai precedenti presentano un grado di libertà in aggiuntivo costituito dalla temperatura. Nel grafico di figura 3.10 è riportato il confronto tra gli spostamenti ottenuti con l'analisi adiabatica e quelli ottenuti con l'analisi accoppiata.

Gli spostamenti del problema accoppiato sono più piccoli di quello adiabatico; il fatto che nel primo problema il calore possa diffondersi comporta un abbassamento dei picchi di temperatura e quindi una riduzione del fenomeno di softening termico (si ricorda infatti che nel modello di Johnson-Cook si prevede la presenza di un termine legato alla temperatura e quindi di un softening termico che riduce la rigidità del materiale). Infatti dall'esame della figura 3.12 che mostra la distribuzione di temperatura nel cilindro per i due tipi di analisi, se da una parte si osserva una distribuzione pressoché identica della temperatura, dall'altra si può notare che il suo valore massimo è ridotto di circa 1.2% nell'analisi accoppiata rispetto all'adiabatica. Ad ogni modo, considerando una analisi adiabatica, la differenza di spostamento per una fissata velocità iniziale, è piuttosto contenuta e risulta essere sostanzialmente nulla nel caso di velocità pari a 208 m/s.

Si vuole fare adesso una verifica del fenomeno di diffusione del calore. Nelle figure che seguono sono messi a confronto gli andamenti della temperatura in testa, in una sezione di mezzeria e in coda al provino (punti A, B e C di figura 3.11). Nel grafico di figura 3.13 si osserva una differenza di temperatura, anche se molto modesta in un nodo posto nella testa (zona di impatto) del cilindro. La differenza può essere imputata alla fuga di calore dagli elementi più caldi a quelli freddi per via del meccanismo della conduzione termica. Dalla figura 3.14 si può osservare il meccanismo suddetto: la temperatura che si registra nel caso di analisi accoppiata è leggermente superiore a quella che si ottiene per quella adiabatica. La coda (zona lontano dall'impatto) risulta quindi leggermente più calda. Osservando la figura 3.15 si può notare che il flusso di calore che evolve dalla testa alla coda inizia già in corrispondenza di un nodo posto a metà altezza del cilindro.

In tutti e tre i punti presi come riferimento, la differenza di temperatura tra l'analisi accoppiata e quella meccanica è comunque molto modesta. La sostanziale differenza tra le due analisi è che in quella adiabatica il calore generato è legato al lavoro plastico (equazione (3.4)), mentre in quella accoppiata termo-meccanica il calore è un grado di libertà in più del problema. Inoltre nel problema accoppiato il calore ha la possibilità di diffondersi secondo il meccanismo della conduzione termica. La durata tipica di un Taylor test è di qualche decina di microsecondi; l'intervallo temporale è quindi molto ridotto e il fenomeno della conduzione non ha tempo sufficiente per manifestarsi.

A questo punto ci si chiede se questa, seppur piccola, differenza di temperatura dipenda solo dal meccanismo di conduzione che si instaura nell'analisi termo-meccanica. Per effettuare tale verifica si è eseguita un'analisi accoppiata con conduttività nulla, posta a confronto con quella a conduttività reale e con quella adiabatica.

La figura 3.16 mostra come la temperatura in un nodo posto in testa al cilindro

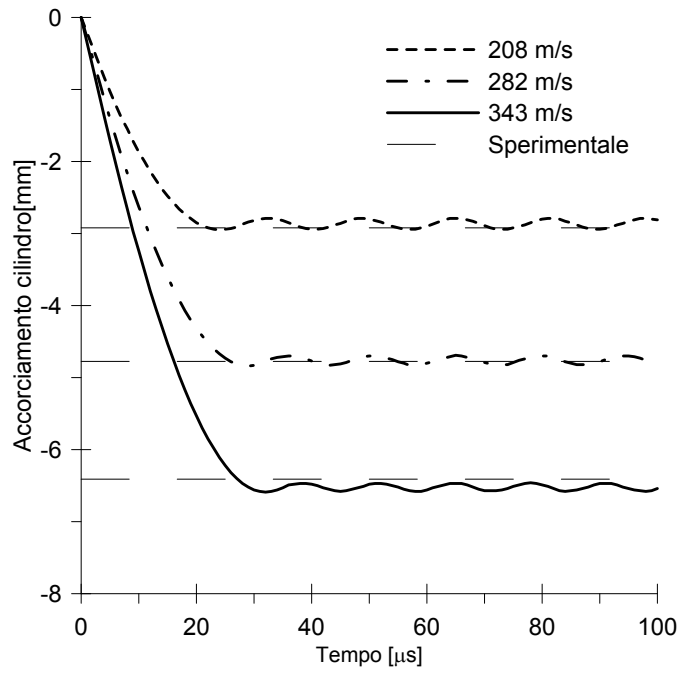


Figura 3.8: Accorciamento del cilindro rispetto alla lunghezza iniziale (25.4 mm) per le diverse velocità iniziali e con analisi adiabatica. Le linee tratteggiate orizzontali rappresentano i risultati sperimentali.

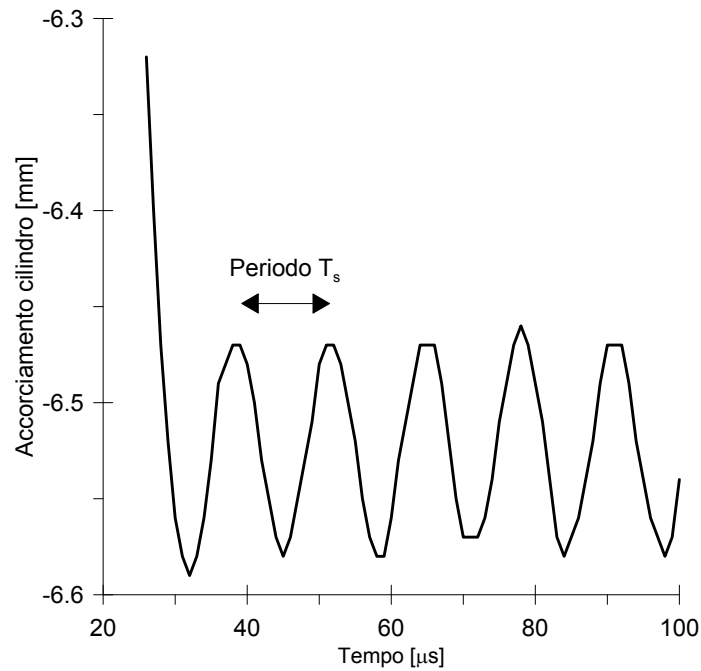


Figura 3.9: Ingrandimento delle oscillazioni che si verificano nel cilindro in seguito all'impatto.

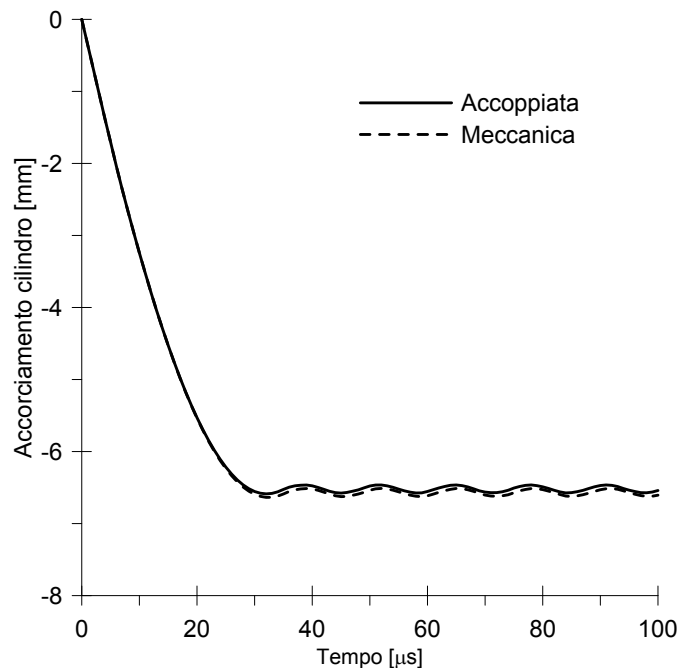


Figura 3.10: Confronto tra l'accorciamento del provino ottenuto dall'analisi adiabatica e da quella accoppiata termo-meccanica.

sia sostanzialmente analoga nelle due analisi. Questo mette in evidenza il fatto che il meccanismo di conduzione non ha il tempo sufficiente per permettere al calore di propagare dalla zona ad elevata temperatura (la punta) alla zona più fredda (la coda). Nella figura 3.17 viene eseguito il medesimo confronto su un nodo della mesh posto in coda al cilindro. Si osserva una differenza di temperatura praticamente nulla durante tutta la durata dell'analisi.

In conclusione, per questa prova, la risposta sembra dipendere poco dal coefficiente di conduttività termica vista l'irrilevante differenza di temperatura tra l'analisi termo-meccanica e quella adiabatica. Tenendo presente che tutte le analisi che saranno svolte in questo capitolo prevedono la simulazione di fenomeni che hanno delle caratteristiche analoghe alla prova in esame (breve durata, impatti ad elevata velocità, elevate velocità di deformazione), si decide di adottarla, da qui in avanti, l'utilizzo dell'analisi adiabatica. Questa scelta permetterà di ridurre l'onere computazionale e quindi i tempi di calcolo.

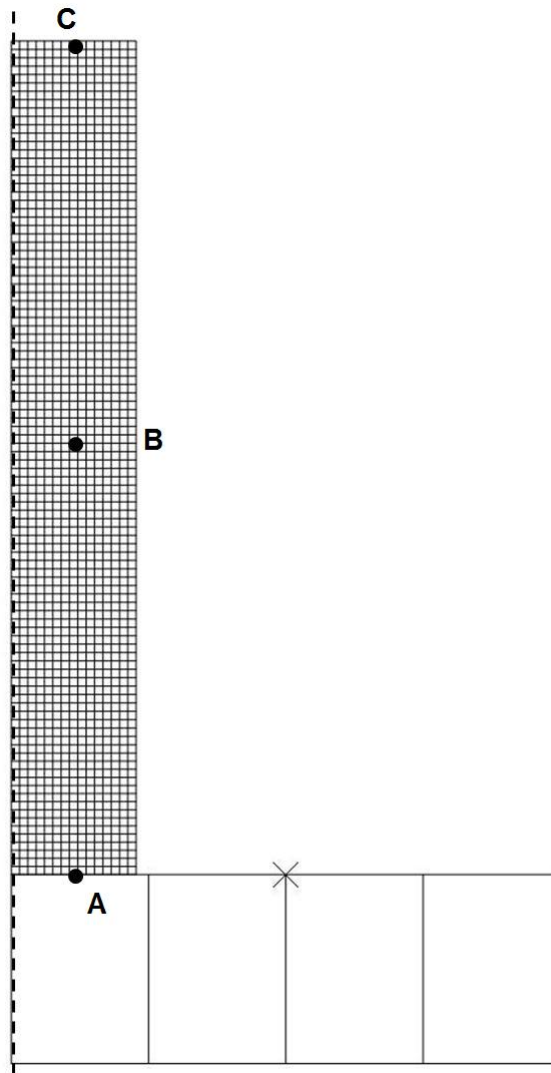


Figura 3.11: Punti in cui sono stati valutati gli andamenti della temperatura nel tempo.

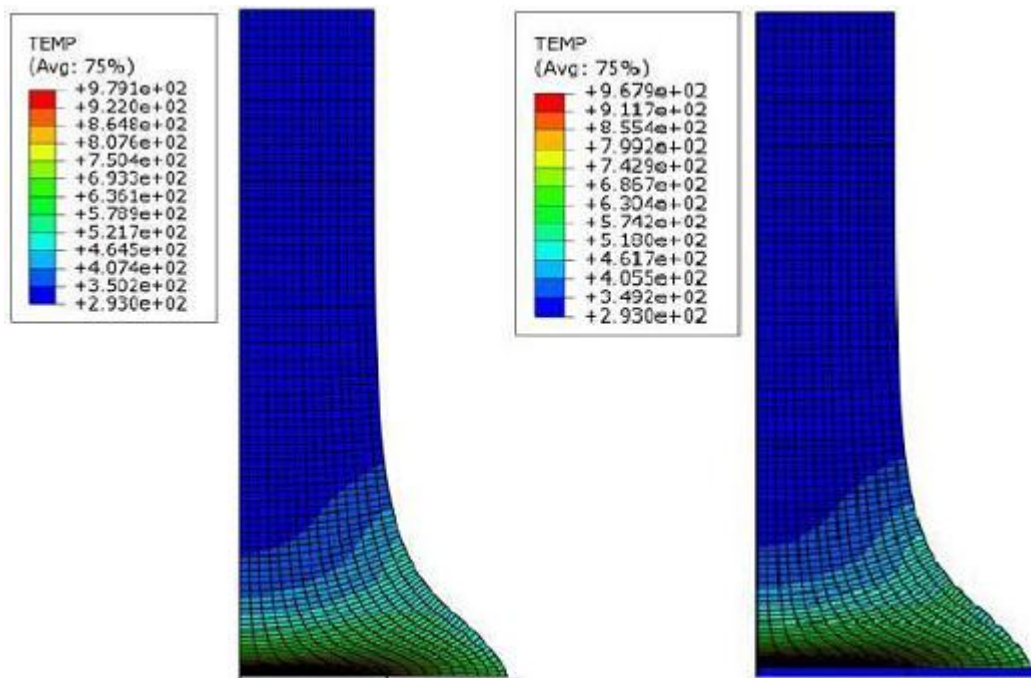


Figura 3.12: Distribuzione di temperatura nel cilindro per i due tipi di analisi. A sinistra è riportato il risultato per l'analisi adiabatica; mentre a destra quello per l'analisi accoppiata.

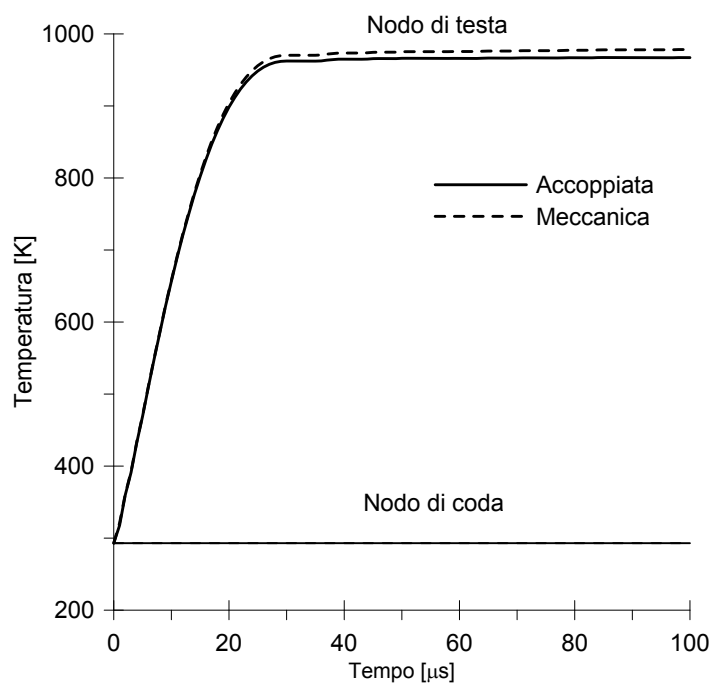


Figura 3.13: Andamento della temperatura nel tempo per un nodo della mesh posto nella testa e nella coda del cilindro. Vengono messi a confronto i risultati delle due analisi.

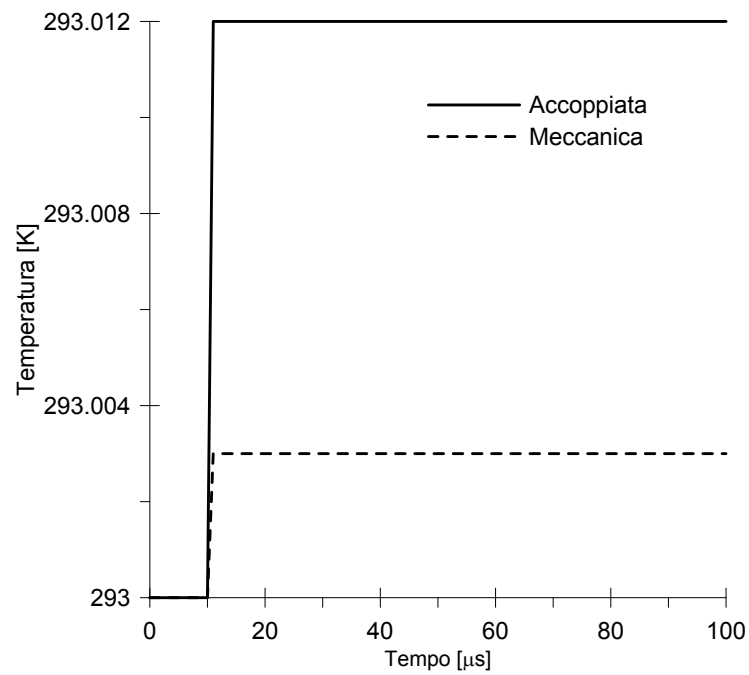


Figura 3.14: Ingrandimento del grafico di figura 3.13 per il nodo posto nella coda del cilindro. La differenza di temperatura ottenuta tra le due analisi è sostanzialmente nulla.

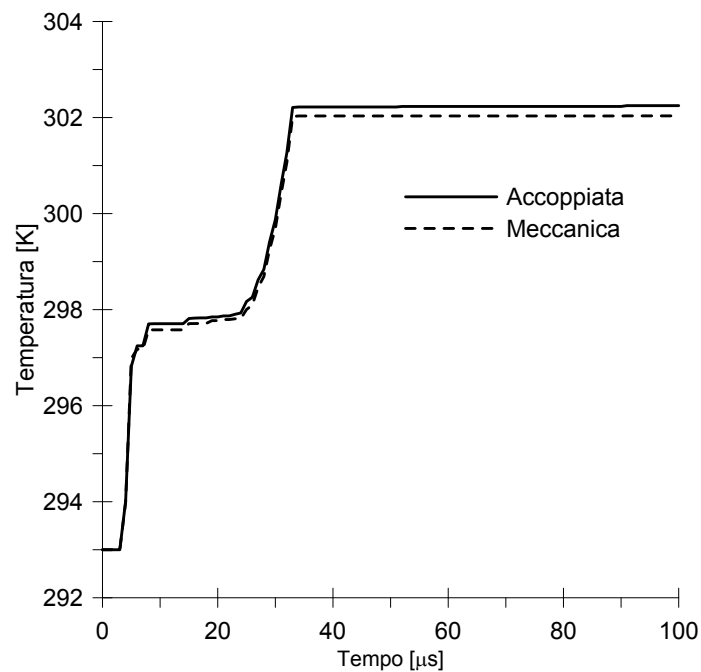


Figura 3.15: Andamento della temperatura nel tempo per un nodo della mesh posto nella mezzeria del cilindro. Vengono messi a confronto i risultati delle due analisi.

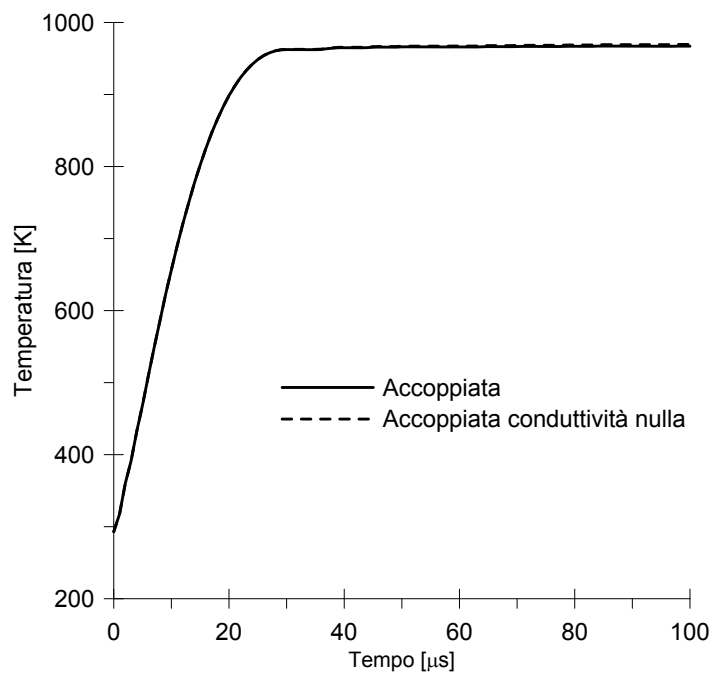


Figura 3.16: Andamento della temperatura nel tempo per un nodo della mesh posto nella testa del cilindro. Vengono messi a confronto i risultati delle analisi termo-meccaniche con valore della conduttività reale e nulla.

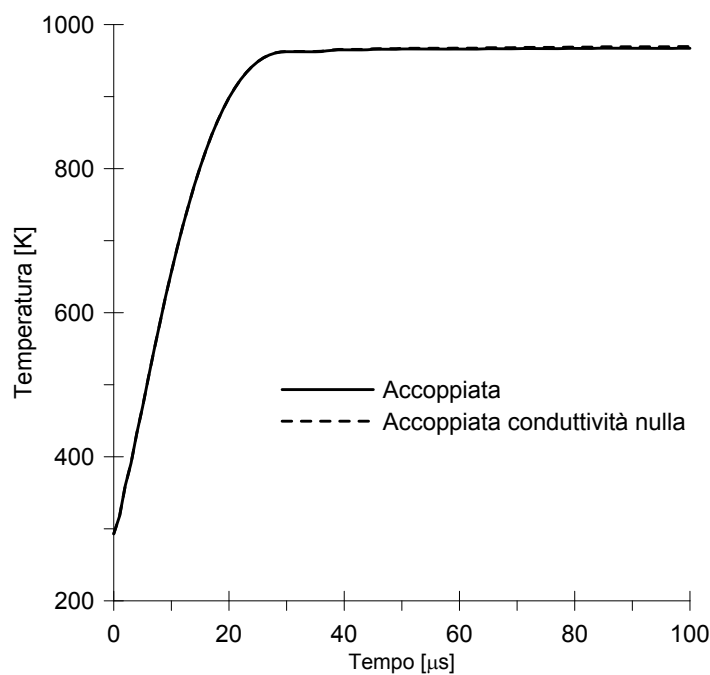


Figura 3.17: Andamento della temperatura nel tempo per un nodo della mesh posto nella coda del cilindro. Vengono messi a confronto i risultati delle analisi termo-meccaniche con valore della conduttività reale e nulla.

3.3.2 Casi prova sul modello di frattura

Teng [60] svolge diversi esperimenti e simulazioni numeriche allo scopo di verificare se un unico criterio di frattura, nella fattispecie di tipo “duttile” per i metalli, possa predire tutti i diversi modi di frattura macroscopici che si possono verificare nei problemi di impatto fra metalli. Ciò è possibile a patto che il criterio di frattura riesca a predire il meccanismo di collasso basilare di tutti i modi di frattura macroscopici, ovvero la nucleazione, crescita e coalescenza di vuoti nel continuo. I due casi studiati da Teng, che sono stati adottati come casi prova, rappresentano sostanzialmente riproduzioni numeriche di diversi esperimenti condotti su impatti e perforazioni.

Si è optato per questi casi prova in quanto fanno uso dello stesso modello costitutivo esaminato nel capitolo precedente, tanto nella versione di plasticità che in quella di danneggiamento e del medesimo codice di calcolo. Pertanto rappresentano un’ottima opportunità di valutare la nostra capacità di modellazione in Abaqus in merito a questo genere di fenomeni. Il primo di questi riguarda la perforazione di una trave per mezzo di un proiettile rigido sparato ad alta velocità, il tutto modellato in deformazione piana. Il secondo è relativo ad un cilindro compatto d’acciaio contro una piastra rigida, stavolta in un modello tridimensionale, per cogliere dati modi di frattura.

3.3.2.1 Massa rigida contro trave deformabile

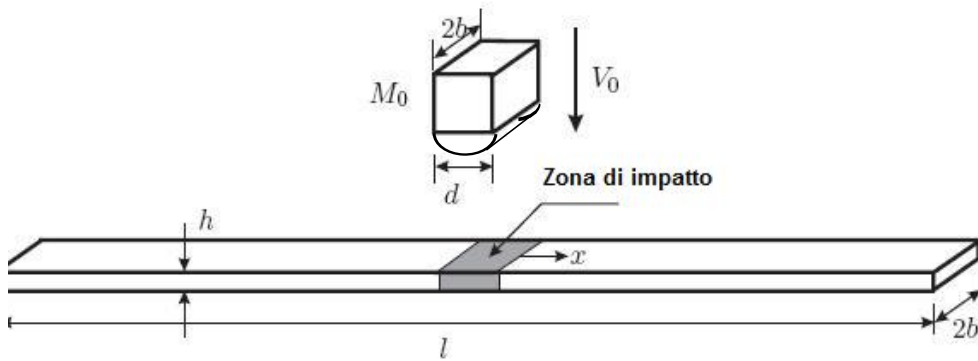
Il problema dell’impatto di un proiettile rigido a punta sferica contro una trave deformabile è stato studiato in una gran varietà di esperimenti ma si può trovare solo un numero esiguo di simulazioni numeriche. La velocità d’impatto del proiettile viene fatta variare in un intervallo che va da 180 m/s a 600 m/s per coprire tutti i meccanismi di frattura sperimentalmente riscontrati. Questi sono essenzialmente due per ordine di gravità: flessione, stiramento e strappo; taglio laterale e formazione di un cuneo di rottura.

Geometria e modellazione. La trave di figura 3.18 ha una sezione trasversale rettangolare larga $2b = 100$ mm e alta $h = 10$ mm, ed è lunga $l = 1000$ mm. Il proiettile rigido ha un diametro di $d = 20$ mm.

La geometria comporta un rapporto di massa fra proiettile e zona di impatto (si veda a riguardo la figura 3.18) pari a $\mu = 0.1$. La trave è incastrata agli estremi; la tipologia di vincolo gioca comunque un ruolo molto limitato nel caso di impatti ad alta velocità perché la frattura coinvolge una ristretta porzione di trave in prossimità della zona di impatto lasciando altrove uno stato di sforzo e deformazione sostanzialmente nullo.

I materiali impiegati sono due e assunti uguali per i due elementi (trave e proiettile). Il primo, più duttile, è un acciaio di medie prestazioni che nella classificazione americana prende il nome di Weldox 460 E, il quale presenta le caratteristiche riassunte in tabella 3.5. Il secondo, più fragile, è la lega di alluminio 2024-T351 le cui caratteristiche sono riportate nella tabella 3.6. La diversa risposta meccanica dei due metalli metterà in evidenza due modi di frattura differenti.

Queste proprietà meccaniche, fatta eccezione per la densità, non hanno alcuna rilevanza per il proiettile essendo modellato come corpo rigido.

**Figura 3.18:** Proiettile rigido contro trave deformabile.**Tabella 3.5:** Caratteristiche meccaniche Weldox 460 E.

	E [MPa]	ν	ρ [kg/m ³]	c_v [J/kg/K]	λ [J/m/s/K]	T_M [K]
Weldox 460 E	200 000	0,33	7850	452	30	1800

La calibrazione di questi materiali secondo il modello di Johnson-Cook è stata fatta ad opera di Borvik et al. [12]. È stato calibrato sia il modello di plasticità che il criterio di danneggiamento per entrambi i materiali; le costanti sono riportate nelle tabelle 3.7 e 3.8.

Poichè ci si focalizza sulla predizione della formazione di una frattura lungo lo spessore della trave, è stato riprodotto un modello agli elementi finiti con una mesh molto più fitta nella zona d'impatto che altrove, con elementi di taglia 0.2 x 0.2 mm, così che gli elementi lungo lo spessore raggiungono il numero di 50, ritenuto sufficiente per predire correttamente i modi di frattura di interesse (sulla base anche di quanto riportato in [60]). Per ridurre il costo computazionale, visto che la trave ha una base che è pari a dieci volte l'altezza, ci si è ricondotti ad un problema piano nelle deformazioni, impiegando elementi finiti piani a 4 nodi ad integrazione ridotta (CPE4R).

Il contatto è modellato come *contact pair* da superficie (il proiettile rigido) a "regione nodale" (la zona di impatto della trave sottoposta a eliminazione degli elementi) e definito un comportamento tangenziale privo di attrito. È stata adottata la tecnica dell'eliminazione degli elementi finiti, in quanto è l'unica messa a disposizione da Abaqus/Explicit per modellare la crescita e propagazione di fratture con il modello di Johnson-Cook (alcuni dettagli a riguardo sono riportati in appendice A). Alcuni strumenti offerti dal programma si sono rilevati determinanti per portare a buon fine le analisi. L'utilizzo di una mesh "adattativa" (*adaptive meshing*) e il

Tabella 3.6: Caratteristiche meccaniche alluminio 2024-T351.

	E [MPa]	ν	ρ [kg/m ³]	c_v [J/kg/K]	λ [J/m/s/K]	T_M [K]
2024-T351	74 660	0,30	2700	875	30	775

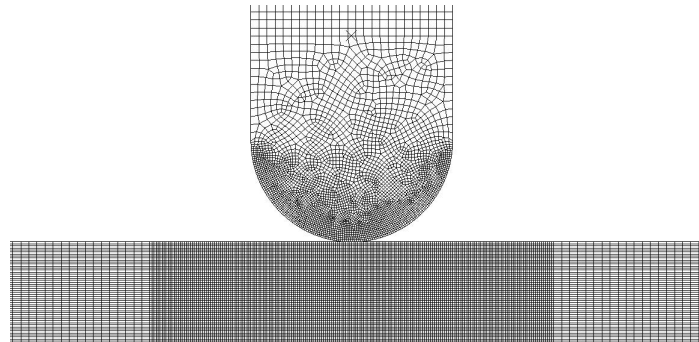
Tabella 3.7: Costanti per il modello di plasticità.

Plasticità	A [MPa]	B [MPa]	n	C	q
Weldox 460 E	490	383	0,45	0,0123	0,94
2024-T351	352	440	0,42	0,0083	1

Tabella 3.8: Costanti per il modello di frattura.

Plasticità	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
Weldox 460 E	0,0705	1,732	0,54	0,015	0
2024-T351	0,13	0,13	1,5	0,011	0

controllo dei modi a clessidra (*hourglass control*) combinati insieme hanno permesso di superare i problemi dovuti all'eccessiva distorsione degli elementi e la conseguente interruzione prematura dell'analisi.

**Figura 3.19:** Mesh utilizzata per il benchmark: proiettile rigido contro trave deformabile.

Rottura per strappo. Questo tipo di rottura (*tensile tearing*) Si verifica tipicamente per velocità poco superiori a quelle di limite balistico per metalli duttili e per velocità anche molto inferiori in quelli fragili¹. Siccome è un modo di frattura tipicamente duttile la simulazione che segue riguarda l'acciaio ed una velocità di $V = 350$ m/s. All'inizio la zona d'impatto è dominata da compressione e taglio in bande di scorrimento laterali che si formano quasi ad individuare un cuneo "da arare" (figura 3.20a). Avendo il metallo un comportamento abbastanza duttile per le deformazioni plastiche conseguenti a questa velocità, questa fase viene superata senza rottura e si passa ad un altro meccanismo. Così la zona d'impatto viene profondamente indentata dal proiettile provocando flessione localizzata e stiramento assiale (figura 3.20b) fino al punto in cui una frattura insorge nelle fibre inferiori (figura 3.20c) e comincia a propagarsi dal basso verso l'alto (figura 3.20d). La figura 3.21 è estratta dalla pubblicazione originale e attesta un ottimo riscontro visivo con i nostri risultati.

Un confronto più dettagliato tra i risultati da noi ottenuti e quelli di Teng [60] può essere fatto diagrammando l'andamento della triassialità (rapporto tra lo sforzo idrostatico, σ_h , e sforzo di equivalente di Mises, $\bar{\sigma}$; si è operato un cambiamento di notazione per adeguarsi a quella utilizzata in [60]) e delle deformazioni plastiche per un punto posto in prossimità della zona di frattura. I risultati sono riportati in figura 3.22. Da questi si osserva che la triassialità raggiunge, quasi da subito, un valore pari a circa 0.5 che poi rimarrà pressoché costante fino alla rottura. $\sigma_h/\bar{\sigma} = 1/\sqrt{3} = 0.57$ rappresenta il valore esatto per un problema piano nelle deformazioni per una sollecitazione uniassiale. L'istante in cui avviene la frattura non coincide nei due grafici; in [60] non si forniscono informazioni dettagliate su quale sia il punto in cui i risultati sono stati raccolti. L'andamento nel tempo delle curve, nonché gli ordini di grandezza delle quantità in gioco appare in ogni caso confrontabile.

¹Il limite balistico rappresenta la velocità oltre la quale il proiettile attraversa completamente la piastra.

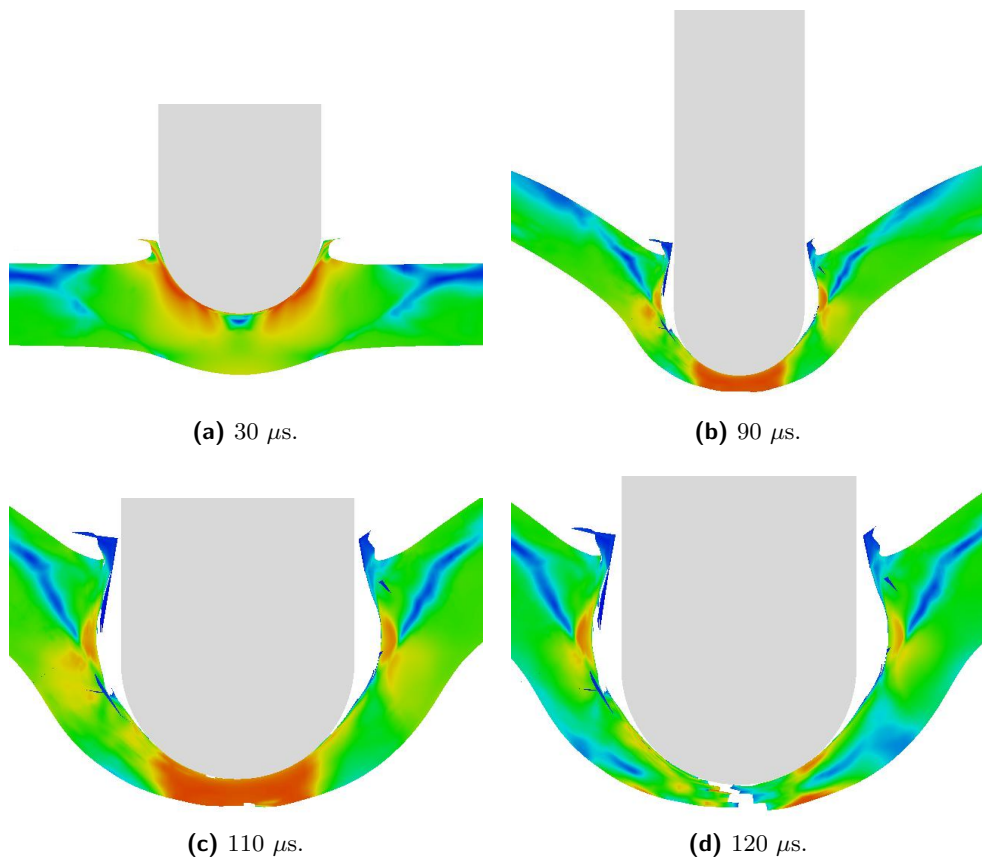


Figura 3.20: Evoluzione della frattura nel problema dell'impatto di proiettile rigido contro trave deformabile per l'acciaio Weldox 460 E.

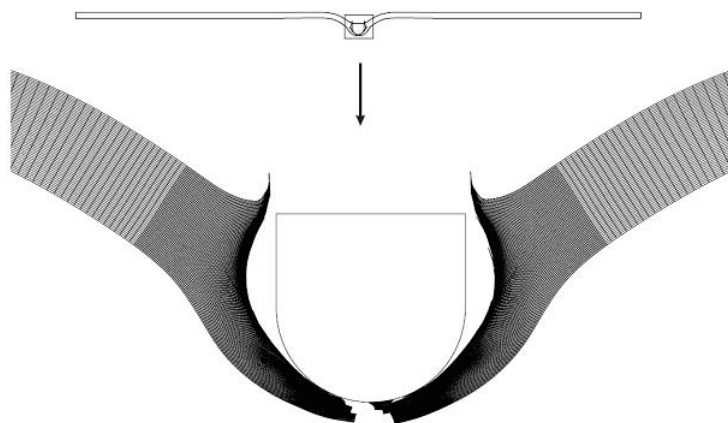
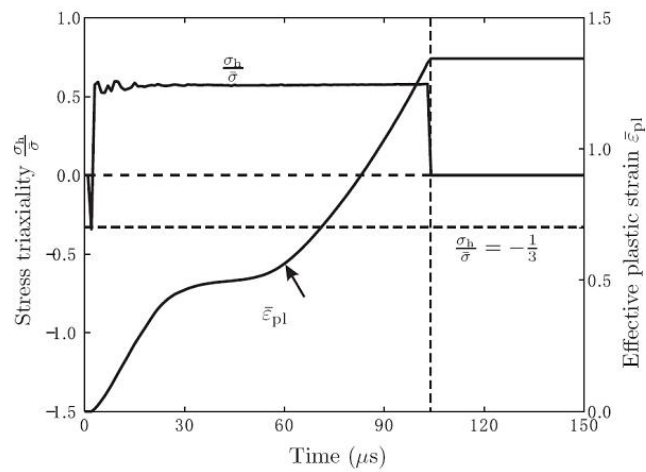
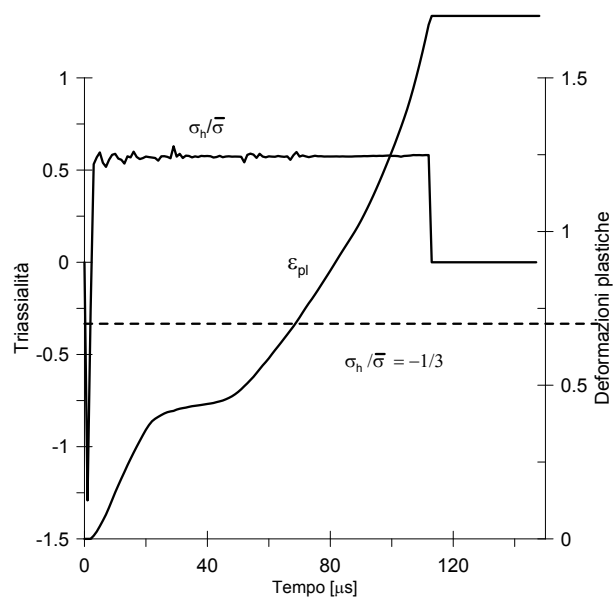


Figura 3.21: Risultati tensile tearing ottenuti da Teng [60].



(a) Risultati di Teng.



(b) Risultati simulazioni.

Figura 3.22: Confronto tra i risultati ottenuti in [60] e quelli ottenuti con le nostre simulazioni.

Rottura per taglio. Ad una velocità superiore al limite balistico cambia il meccanismo di frattura (si ha rottura per taglio, o *shear plugging*) perché la duttilità è insufficiente per superare la prima fase critica descritta nel precedente paragrafo. Le due bande di taglio seguono il loro corso e ospitano le due fratture che partono dal basso e individuano il “cuneo arato” di trave (*plug*). È un modo di frattura che interessa tipicamente metalli fragili. Per l'acciaio Weldox bisogna arrivare a velocità superiori ai 450 m/s per evidenziarlo, mentre per la lega d'alluminio bastano anche velocità di 300 m/s. Così la simulazione che segue si riferisce all'alluminio e ad una velocità di 300 m/s; i risultati ottenuti sono riportati nella figura 3.23.

Nella figura 3.24 sono messi a confronto i risultati delle nostre simulazioni con quelli di Teng. Si dimostra che la velocità di spartiacque fra i due modi di frattura si aggira, per questo caso, intorno a $V = 375$ m/s. In [60], si riescono a riprodurre numericamente osservazioni sperimentali, come per esempio il fatto che il cuneo “arato” aumenti in dimensioni aumentando la velocità d'impatto, e che nel primo modo di frattura l'energia plastica è dissipata in una regione molto più estesa e in quantità nettamente maggiore che nel secondo, come è intuitivo pensare.

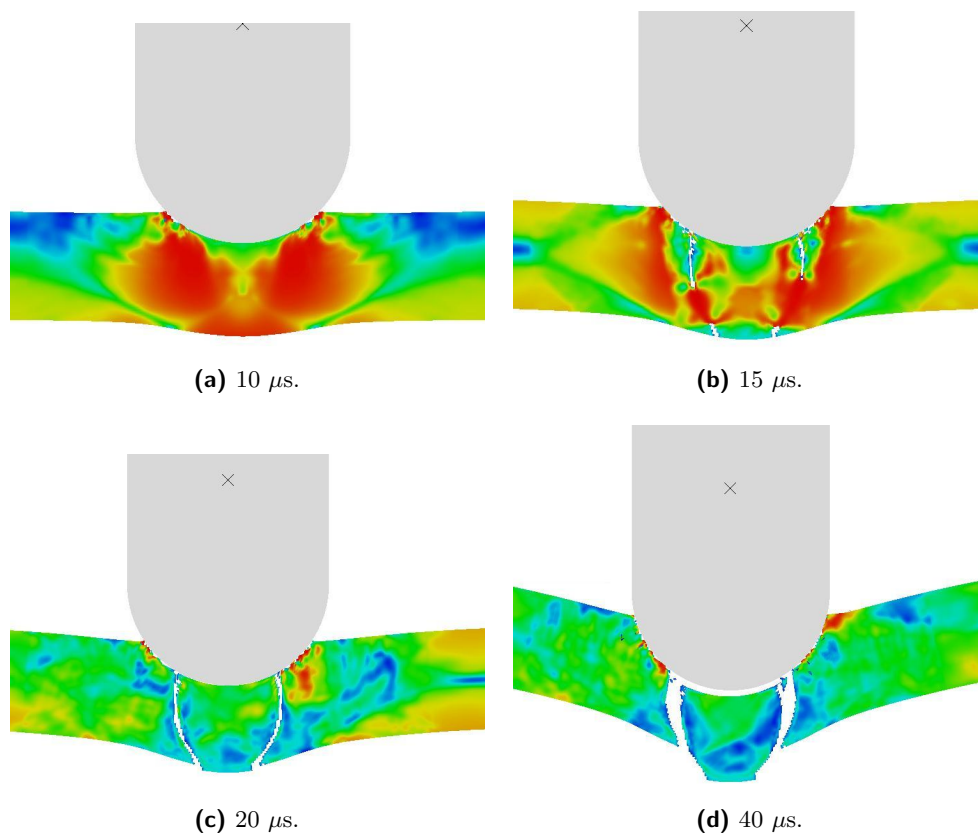
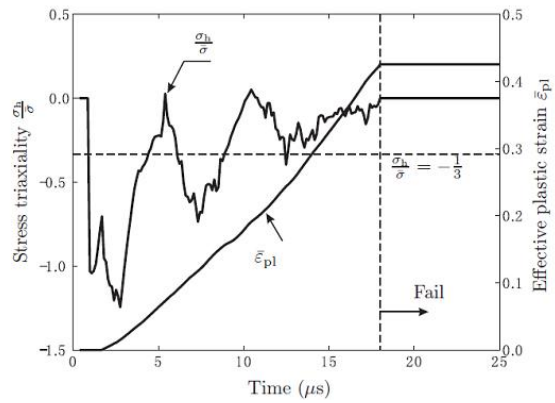
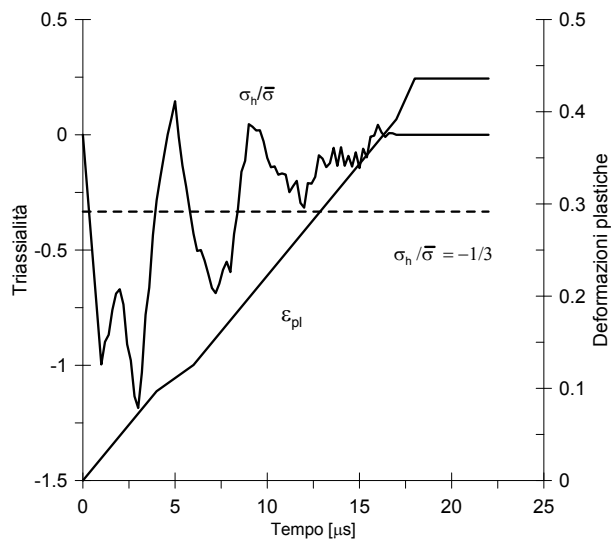


Figura 3.23: Evoluzione della frattura nel problema dell'impatto di proiettile rigido contro trave deformabile per la lega di alluminio.



(a) Risultati Teng.



(b) Risultati simulazioni.

Figura 3.24: Confronto tra i risultati tratti da [60] e quelli qui ottenuti.

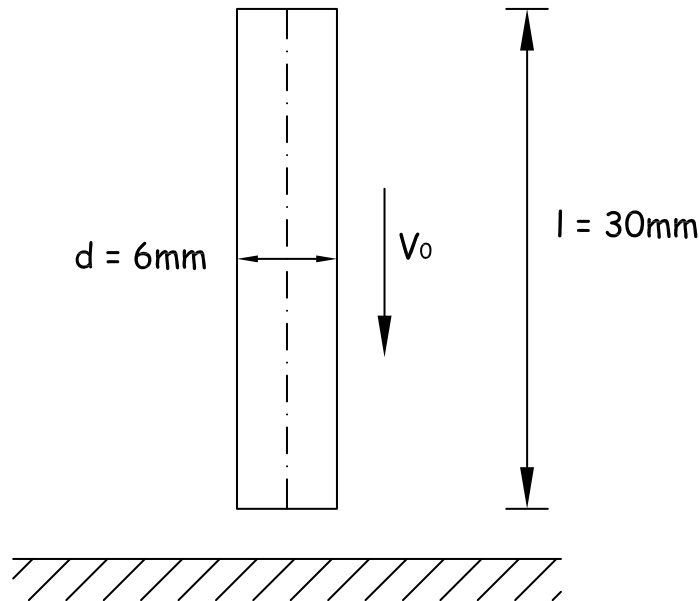


Figura 3.25: Geometria adottata per la prova di Taylor.

3.3.2.2 La prova di Taylor per indagare i modi di frattura

La prova di Taylor viene impiegata, solitamente, per ricavare sperimentalmente la resistenza in campo dinamico o per calibrare dei modelli costitutivi sulla base delle osservazioni sperimentali dei fenomeni di grandi deformazioni plastiche, incrudimento cinematico e rammollimento termico che caratterizzano il test. Tuttavia poche pubblicazioni si sono orientate allo studio dei diversi modi di frattura che si verificano nel cilindro.

È dunque in questa direzione che Teng [60] ha voluto indagare per restare fedele al proposito di verificare la validità del criterio di frattura duttile. Si possono verificare vari modi di frattura passando per varie velocità d'impatto e, le osservazioni sperimentali dimostrano che possono essere concomitanti. Le simulazioni numeriche che seguono, muovendosi in un intervallo di velocità che va da 250 m/s a 600 m/s, ne mettono in luce due, che in ordine di gravità sono: frattura confinata e petalatura.

Geometria, vincoli e modello. La geometria del problema è quella definita in figura 3.25. È stato definito un modello agli elementi finiti tridimensionale. La mesh (figura 3.26) impiega elementi a 8 nodi lineari a integrazione ridotta (C3D8R) ed è molto più fitta nella zona frontale d'impatto, dove la taglia degli elementi raggiunge $0,2 \times 0,2 \times 0,2$ mm, e va diradandosi verso la coda. Il muro è modellato come piastra circolare rigida. Si è adottato il tipo di contatto *contact pair* con l'opzione *kinematic contact* per permettere al cilindro di separarsi dalla zona impattata nel caso di rimbalzo. Il materiale è un acciaio di medie prestazioni, il 4340 Steel secondo normativa americana, avente le caratteristiche riportate nelle tabelle 3.9 e 3.10.

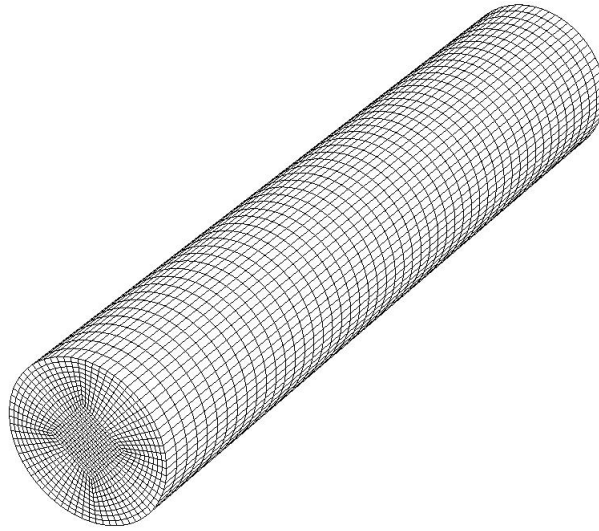


Figura 3.26: Mesh adottata per simulare il Taylor test.

Tabella 3.9: Proprietà fisiche dell'acciaio 4340 Steel.

	E [MPa]	ν	ρ [kg/m ³]	c_v [J/kg/K]	λ [J/m/s/K]	T_M [K]
2024-T351	200 000	0,33	7830	477	30	1800

Tabella 3.10: Costanti del modello di Johnson-Cook adottate per la simulazione della prova.

	A[MPa]	B[MPa]	n	C	q
Plasticità	792	510	0,26	0,014	1,03
	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
Frattura	-0,8	2,1	-0,5	0,002	0,61

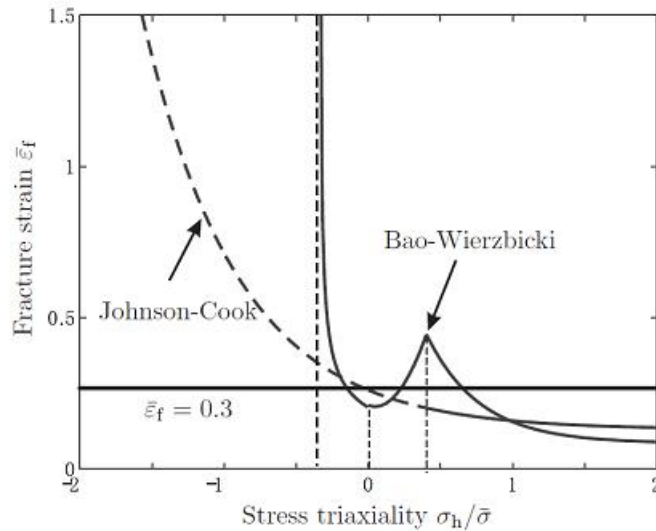


Figura 3.27: Confronto tra il modello di Johnson-Cook e quello di Bao-Wierzbicki (estratto da [60]).

Nota critica sul criterio di danno alla Johnson-Cook. Questo problema evidenzia in particolar modo la deficienza del criterio di danno alla Johnson-Cook nel trattare problemi dove è prevalente uno stato di compressione. Pertanto, per questo e altri problemi Teng [60] ha applicato un altro criterio di danno, il Bao-Wierzbicki. Anche questo, come il Johnson-Cook, si basa sul calcolo di una deformazione a frattura, ε_f , la quale dipende da diversi fattori, strain rate, softening termico, ma il più influente è la triassialità. È proprio nell'andamento $\varepsilon_f - \sigma_h/\bar{\sigma}$ che si distinguono i due modelli, soprattutto nell'area a triassialità negativa. Il grafico in figura 3.27 mostra qualitativamente la differenza di andamenti.

In particolare la ε_f tende ad infinito oltre un certo valore di triassialità negativa (compressione dominante), contrariamente a quanto succede con il Johnson-Cook, dove la ε_f cresce parecchio ma sempre restando su valori finiti. Il Bao-Wierzbicki si fonda sull'osservazione sperimentale che gli elementi prossimi a compressione isotropa non possono collassare, mentre il Johnson-Cook vi attribuisce una fragilità irrealistica.

Introdurre nel codice di calcolo il criterio di Bao-Wierzbicki esula da questo lavoro di tesi; si è simulato comunque il problema con il criterio di frattura alla Johnson-Cook. Essendo il modello da noi adottato diverso da quello usato da Teng nelle sue simulazioni, i risultati di seguito riportati dovranno essere interpretati come un confronto tra due diversi modelli di frattura. Viene anche riportata una serie di immagini che dimostrano, quanto meno qualitativamente, che è stato comunque possibile cogliere i modi di frattura previsti e avvicinarsi agli ordini di grandezza osservati.

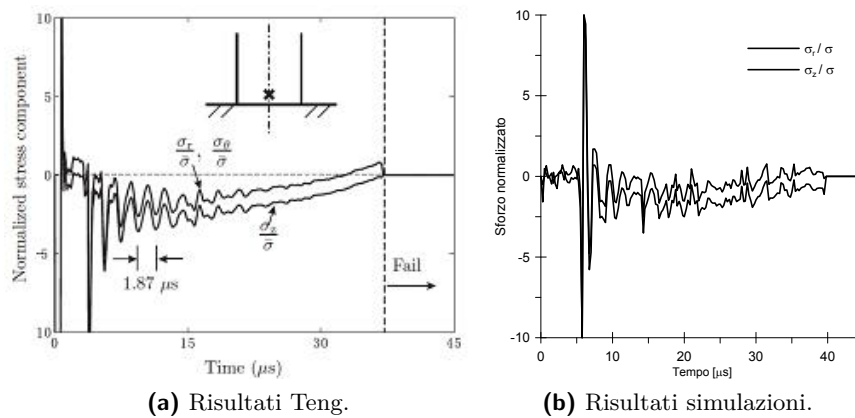
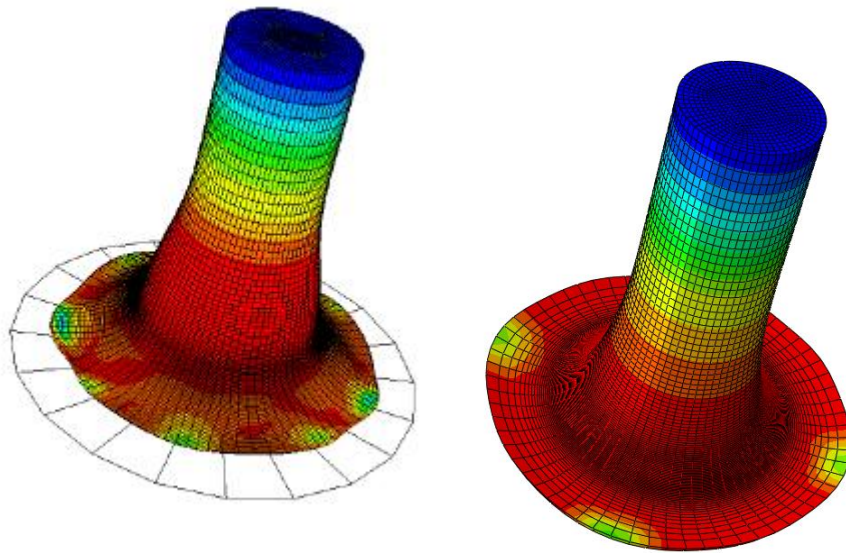


Figura 3.28: Confronto tra i risultati presenti in [60] e quelli qui ottenuti.

Frattura confinata. Ad una velocità prossima a 400 m/s si verifica sperimentalmente il modo di frattura “confinato” (*confined fracture*), con formazione di vuoti e fratture interne, in genere non visibili sulla superficie esterna. Il termine “confinato” si riferisce al fatto che le fratture sono comprese fra il muro rigido e la zona esterna del cilindro ancora intatta. La simulazione si riferisce ad un cilindro di acciaio Weldox 460 E sparato ad una velocità di 400 m/s. Le figure 3.29 mettono a diretto confronto visivo le deformate ottenute e quelle estratte dall’articolo originale.

Il grafico di figura 3.28 si riferisce ad un punto prossimo alla superficie preso sull’asse di simmetria del cilindro e ne illustra la storia tensionale. Immediatamente in seguito all’impatto delle onde di compressione si propagano nelle direzioni assiale e radiale. Quando raggiungono le superfici laterali libere e la coda si riflettono e tornano indietro. Ciò comporta delle oscillazioni che vanno smorzandosi fino a rottura dell’elemento. Il periodo di queste oscillazioni è circa $2 \mu s$. Dal confronto fra i risultati di Teng e quelli ottenuti si può osservare come sia stato colto l’ordine di grandezza e il periodo delle oscillazioni.



(a) Risultati Teng.

(b) Risultati simulazioni.



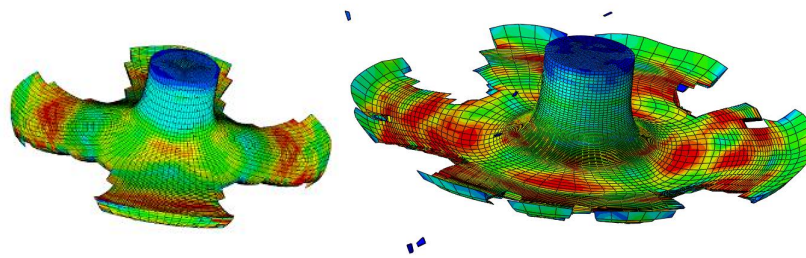
(c) Risultato sperimentale.

Figura 3.29: Confronto tra i risultati riportati in [60] e quelli qui ottenuti.

Petalatura. Ad una velocità intorno ai 600 m/s insorge un altro modo di frattura (*petaling*) che comporta al principio un numero di piccole lesioni nella zona frontale generate dalle onde di tensione che si propagano radialmente. In seguito agli elevati sforzi di trazione in direzione perpendicolare alla radiale si generano delle fratture che si dipartono dal bordo fino all'asse centrale a formare dei "petali". Il numero di petali è funzione della velocità d'impatto e del materiale. Per il nostro cilindro costituito da acciaio 4340 Steel e per una velocità di 600 m/s si sono riprodotti risultati sostanzialmente in accordo con quanto ricavato nell'articolo, a partire dal confronto delle deformate (figura 3.30).

Il grafico in figura 3.31 mostra la storia di triassialità in un punto di bordo sul fronte in prossimità di una delle quattro grandi fratture radiali. Si evidenzia come lo stato di tensione sia prossimo al valore di 0.5, ovvero di tensione uniassiale e sia stato colto nella nostra analisi come anche il valore di deformazione plastica finale.

Comunque bisogna osservare che la simulazione di fratture in Abaqus può avvenire solo tramite "erosione" di elementi, invece che per separazione del materiale a livello micro e macroscopico come avviene sperimentalmente. Pertanto le aperture delle lesioni potrebbero essere più larghe di quelle reali.



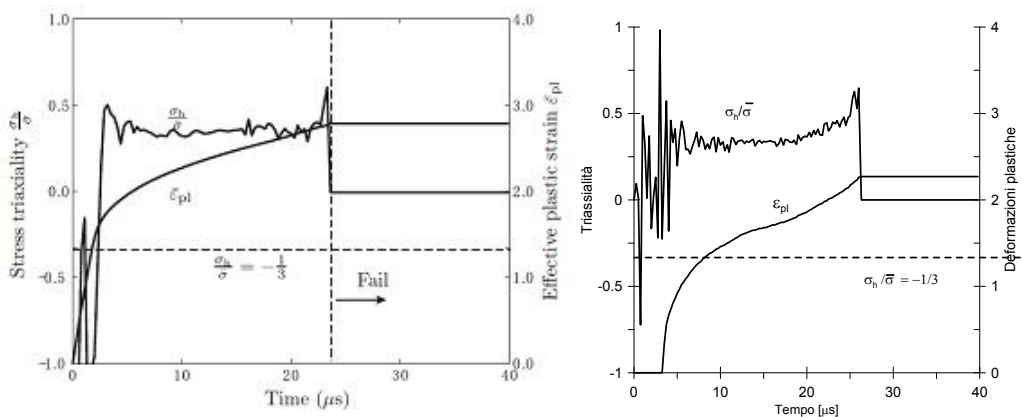
(a) Risultati Teng.

(b) Risultati simulazioni.



(c) Risultato sperimentale petaling.

Figura 3.30: Confronto tra i risultati ottenuti in [60] e quelli ottenuti con le nostre simulazioni.



(a) Risultati Teng.

(b) Risultati nostre simulazioni.

Figura 3.31: Confronto tra i risultati ottenuti in [60] e quelli ottenuti con le nostre simulazioni.

3.4 Modellazione del getto perforante mediante codice commerciale

Il lavoro svolto esposto nei paragrafi precedenti, ha permesso di acquisire le conoscenze necessarie per affrontare in maniera quanto più corretta possibile lo studio numerico relativo alla risposta meccanica di tubi metallici soggetti a penetrazione da parte di getti perforanti.

Ci si è concentrati su uno dei componenti (*carirer*) che fa parte di un dispositivo utilizzato per la realizzazione di pozzi petroliferi (in breve denominato *perforating gun*) costruiti con i prodotti tubolari della società Tenaris. Si tratta del modello “4.5 in HSD” (High Shot Density), uno fra quelli che non si possono azionare in ambiente gassoso senza assisterne all’esplosione in frammenti. Si è adottata la versione “mediamente indebolita” (figura 3.32b) con una disposizione di scallops a 60° lungo due spirali “intrecciate”, il che comporta 12 indebolimenti (*scallops*) per piede di lunghezza (32 cm). Una versione meno critica possiede una spirale di indebolimenti per un totale di 6 per piede (figura 3.32a), fino ad arrivare alla versione “Big Shot” con 21 indebolimenti per piede (3 spirali a ridotta distanza longitudinale, figura 3.32c). Altre versioni molto meno indebolite hanno una fase di 120° e poche scallop per piede.

Si descriveranno nel seguito, le fasi seguite durante la modellazione del problema all’interno del codice di calcolo agli elementi finiti.

La geometria del problema. Per modellare inizialmente il solo fenomeno del getto perforante si è considerato un tratto di tubo che contenesse almeno tre indebolimenti consecutivi sulla stessa elica come illustrato nella figura 3.33. Il produttore ha fornito informazioni sulla geometria riportate nella figura 3.34. Per quanto riguarda gli indebolimenti non si hanno informazioni precise, si sono recuperate poche informazioni in merito. Si è allora optato per la semplice soluzione rappresentata nella figura 3.34.

La geometria del getto perforante (figura 3.35) tiene in considerazione quanto scoperto in merito al fenomeno ed esposto nel paragrafo 3.2. In particolare la forma adottata è cilindrica a punta ogivale, il diametro è un valore intermedio fra quelli osservati sperimentalmente e la lunghezza è stata fissata sulla base della densità del materiale (rame) e della massa del liner (circa 2 g).

Le condizioni di vincolo. Onde evitare di modellare un intero dispositivo (un tubo provvisto di indebolimenti che può arrivare fino a 5-6 m), si è deciso di considerare la sola porzione centrale. Pertanto si è reso necessario pensare ad un adeguato vincolamento per le sezioni estremali individuate. La forma tubolare è abbastanza allungata (variando fra 1 m e 3 m, per 10 cm di diametro) da lasciar supporre che nella sezione centrale non si senta l’effetto dei vincoli agli estremi (il tubo è sigillato alle estremità). Per riprodurre al meglio possibile l’effetto dei tratti mancanti superiormente e inferiormente, si è pensato di bloccare gli spostamenti assiali e lasciare libere le espansioni radiali del tubo.

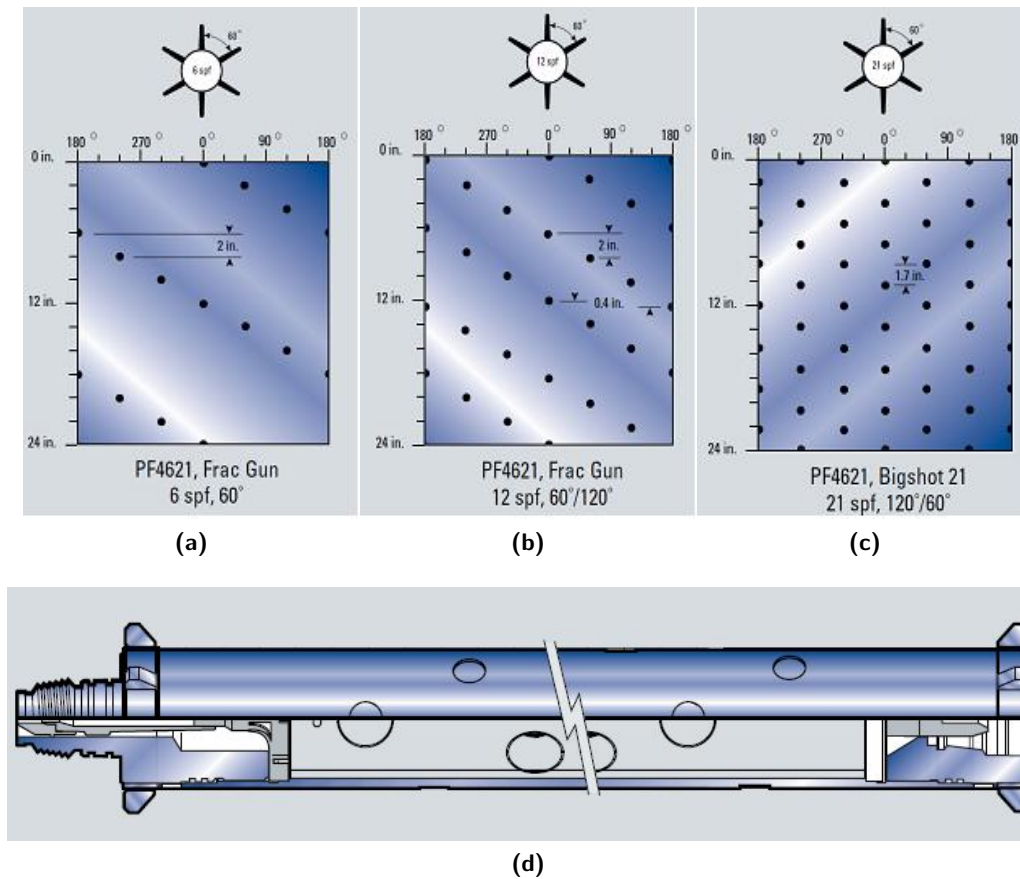


Figura 3.32: Diverse possibilità di disporre le scallop lungo il carrirer (fonte: sito internet Schlumberger).

Il legame costitutivo. Il legame costitutivo adottato è il Johnson-Cook, sul quale si è ampiamente relazionato nel capitolo 2. Nelle tabelle 3.11, 3.12 e 3.13 sono contenuti i parametri adottati nelle analisi per gli acciai Weldox 460 E e S7 Tool steel mentre, per l'acciaio prodotto da Tenaris si rimanda a [9].

Le sollecitazioni da getto perforante. Si è assunto che il tubo avverta praticamente come rigido il getto perforante. Si consideri infatti che quest'ultimo assume un profilo aghiforme, ha una densità considerevole e, soprattutto, raggiunge una velocità che è anche superiore a quella di propagazione delle onde di taglio e compressione nei metalli. A queste condizioni il fatto che il proiettile sia rigido o deformabile non incide sull'evoluzione del fenomeno. Questo trova conferma nei modelli analitici sulla

Tabella 3.11: Proprietà meccaniche e fisiche per i tre acciaio considerati.

	E [MPa]	ν	ρ [kg/m ³]	c_v [J/kg/K]	λ [J/m/s/K]	T_M [K]
Weldox 460 E	200 000	0.33	7830	452	30	1800
S7 tool steel	207 000	0.33	7850	477	30	1763

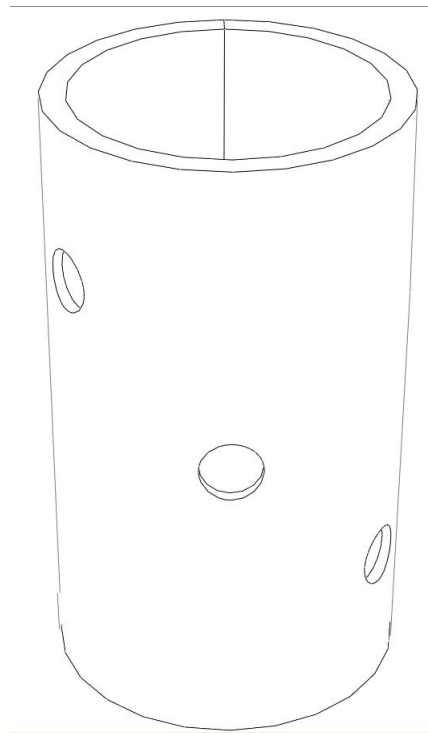


Figura 3.33: Geometria adottata per la simulazione del fenomeno del getto perforante.

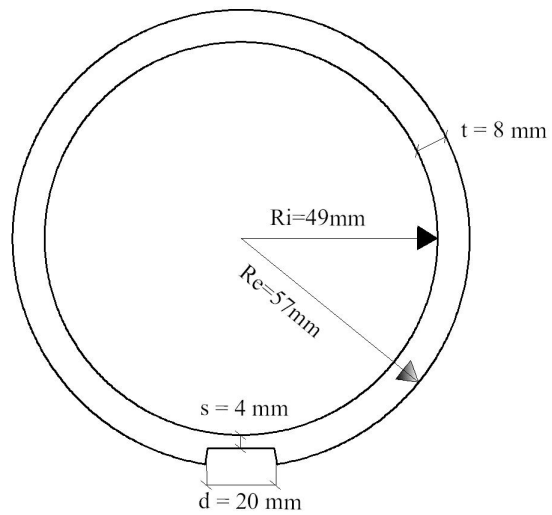


Figura 3.34: Dettaglio sulle dimensioni della sezione trasversale del tubo e di quelle degli indebolimenti.

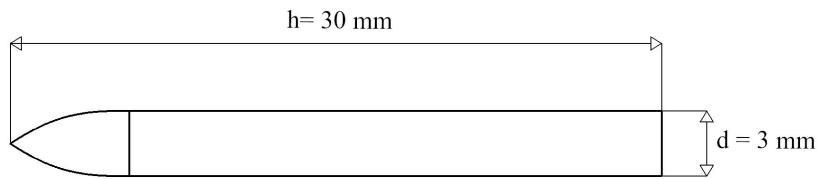


Figura 3.35: Geometria adottata per il perforating jet.

Tabella 3.12: Costanti per il modello di plasticità.

Plasticità	A [MPa]	B [MPa]	n	C	q
Weldox 460 E	490	383	0.45	0.0123	0.94
S7 tool steel	1539	477	0.18	0.012	1

perforazione di getti recuperati in letteratura ed esposti nel paragrafo 3.1. In questi modelli non si tiene in conto la deformabilità del getto, ma questo viene descritto mediante l'applicazione di una forza unidirezionale, funzione della densità e velocità.

Il tipo di analisi. L'analisi si è stat eseguita mediante un codice di calcolo esplicito, sotto le ipotesi di grandi spostamenti e adiabaticità. Si è già relazionato sul fatto che in fenomeni così rapidi l'ipotesi di adiabaticità comporti un errore trascurabile rispetto ad una equivalente analisi termo-meccanica. Infatti il fenomeno è così rapido (qualche decina di microsecondi) da rendere praticamente impossibile la migrazione del calore dalle zone plasticizzate, come anche il trasferimento di calore dal getto al tubo.

La discretizzazione spaziale (*mesh*). Per la mesh (figura 3.36a) si è fatto uso di elementi tridimensionali a 8 nodi con integrazione ridotta. La mesh è infittita soprattutto nella zona in cui è previsto l'indebolimento del tubo (figura 3.36b), ovvero nelle zone sottoposte a sollecitazioni critiche di impatto e perforazione a velocità elevata, per cogliere l'elevatissimo gradiente di sforzo e prevenire problemi di eccessiva deformazione ed eccessiva velocità di deformazione degli elementi finiti. Come è si appreso dai casi prova riprodotti (paragrafo 3.3), si è adottato il controllo dei modi a clessidra (*hourglass control*) per prevenire l'insorgere di elementi eccessivamente deformati, soprattutto nella zona centrale di impatto.

In figura 3.37 è illustrato il modello a elementi finiti da cui si è partiti per la simulazione del fenomeno.

Tabella 3.13: Costanti per il modello di frattura.

Danneggiamento	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
Weldox 460 E	0.0705	1.732	-0.54	0.015	0
S7 tool steel	0	0.56	-1.50	0	0

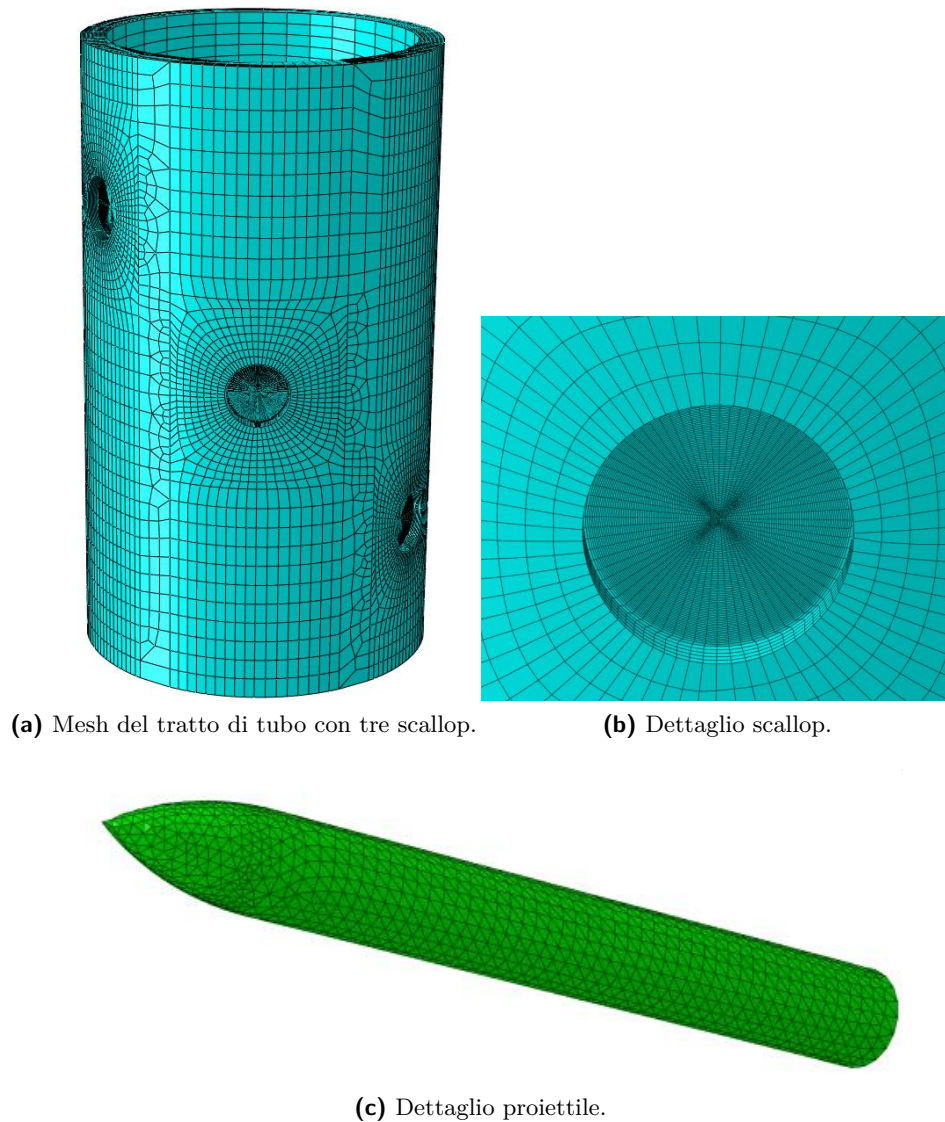


Figura 3.36: Alcuni dettagli sulle mesh utilizzate durante le simulazioni del perforating gun.

3.4.1 Le forme di energia presenti nel modello

Per quanto già detto nel paragrafo 3.1 per velocità del getto perforante superiori a 4000 m/s, il comportamento dell'acciaio che costituisce il tubo, a rigore, non potrebbe più essere trattato con le equazioni della meccanica dei solidi. Tuttavia si è deciso di effettuare delle analisi anche per velocità superiori, avendo però cura di effettuare un bilancio energetico per verificare l'attendibilità dei risultati.

All'istante iniziale l'unica forma di energia presente nel modello è quella cinetica: l'unico corpo in movimento è infatti il getto perforante. A seguito dell'impatto di quest'ultimo con la parete del tubo si generano altre forme di energia che sono sintetizzate nella tabella 3.14 (la notazione qui introdotta verrà utilizzata anche nel seguito). Con il termine energia "artificiale" si intende una forma di energia "numerica", cioè prodotta dall'algoritmo numerico per controllare i modi a clessidra.

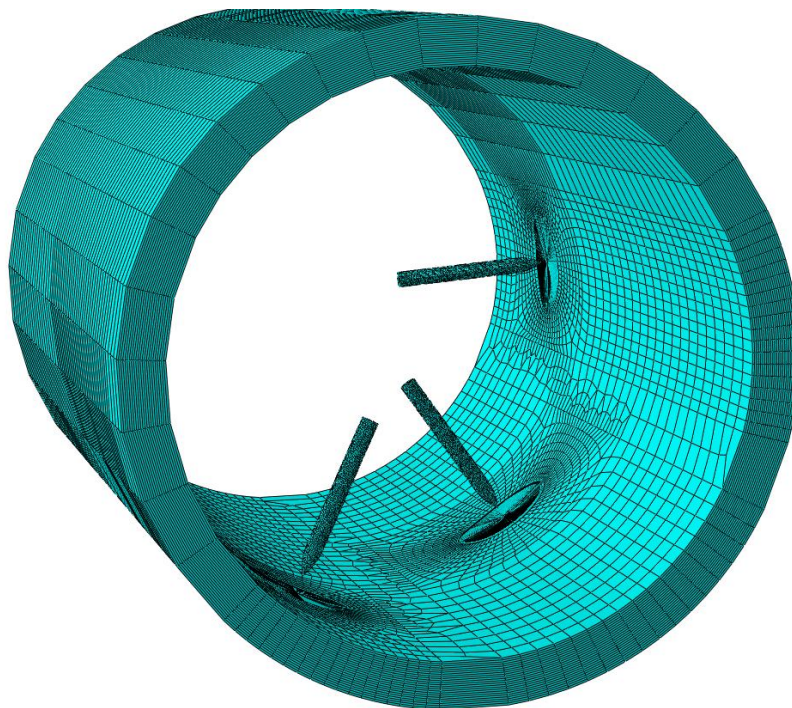


Figura 3.37: Mesh adottata per il perforating jet.

L'algoritmo di calcolo esplicito, utilizzato nelle analisi, ha la caratteristica di non controllare la convergenza delle equazioni che governano il problema ed è quindi in grado di fornirne una soluzione. Non sempre però risulta essere quella corretta. Verificare la correttezza dei risultati di una analisi è un'operazione molto importante che, nel caso in esame, può essere eseguita controllando il valore dell'energia totale del modello. Nella documentazione di Abaqus [2] viene considerata come accettabile una variazione dell'energia totale pari all'1%.

3.5 Semplificazione geometrica del problema

La quantità di casi che ci si è proposto di trattare ha richiesto un numero consistente di simulazioni. Pertanto si è ritenuto necessario ridurre quanto più possibile

Tabella 3.14: Forme di energia presenti nel modello e valutate dal codice di calcolo.

Forma di energia		Notazione
Energia di deformazione elastica	Strain energy	SE
Dissipazione plastica	Plastic dissipation	PD
Energia di danneggiamento	Damage dissipation energy	DMD
Dissipazione per attrito	Frictional dissipation energy	FD
Energia cinetica	Kinetic energy	KE
Energia "artificiale"	Artificial energy	AE
Energia totale	Total energy	ETOTAL

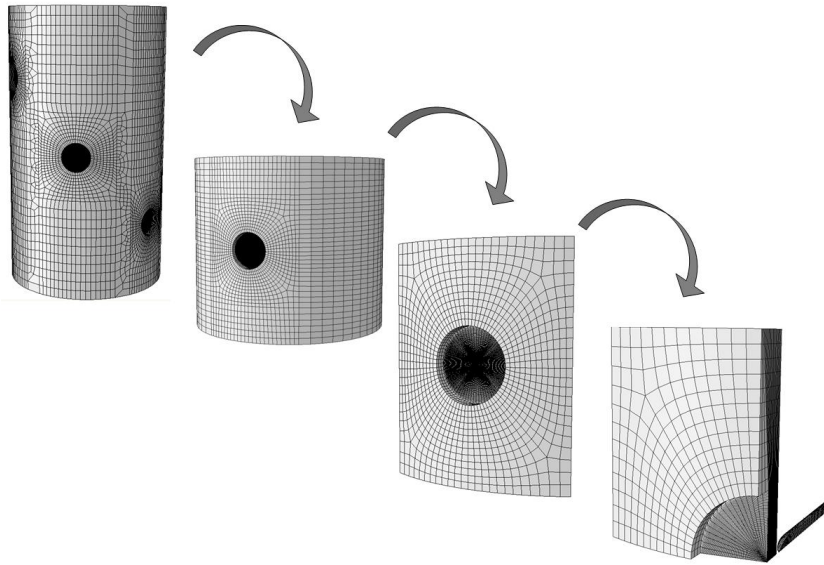


Figura 3.38: Fasi seguite per la semplificazione del modello.

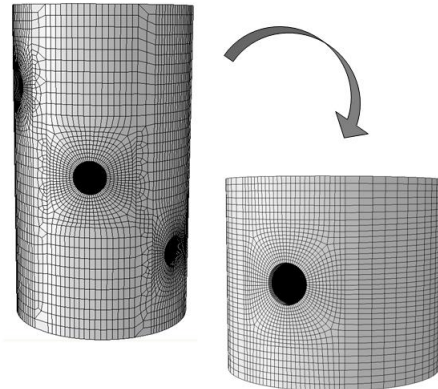
l'onere computazionale della singola simulazione. La semplificazione geometrica si articola su più passaggi. I casi considerati per ordine progressivo di semplificazione sono i seguenti:

- sezione di tubo con tre indebolimenti;
- sezione di tubo con un solo indebolimento;
- porzione di tubo attorno all'indebolimento;
- porzione di tubo ridotta ad un quarto per simmetria.

Per prevenire eventuali discrepanze nei risultati, che dipendessero da qualcosa che non fosse il solo schema meccanico, il passaggio da un modello all'altro è stato fatto mantenendo la stessa identica mesh, come si può osservare nella figura 3.38. Sempre nella stessa figura si illustrano le tre fasi su cui si è articolata la semplificazione.

Nella prima fase si vuole dimostrare che il fenomeno del getto perforante sia estremamente localizzato e che si può escludere ogni interazione fra indebolimenti, almeno in questo fase del fenomeno in cui l'onda d'urto conseguente alla esplosione deve ancora sopraggiungere. Questo ci consentirà di passare dal modello con tre scallop a quello con una sola. Per lo stesso motivo nella seconda fase si dimostra come ci si possa ricondurre alla simulazione della sola porzione di tubo nell'intorno dell'indebolimento. Nella terza e ultima fase si sfrutta la simmetria del problema per ridurre ad un quarto la stessa porzione e il getto perforante.

Il getto perforante come fenomeno estremamente localizzato



Si è pensato di partire da una porzione di tubo con tre indebolimenti per non escludere a priori eventuali interazioni tra questi. Ci si propone adesso di mettere al vaglio l'ipotesi di interazione tramite un confronto fra due simulazioni: un tubo con tre scallops, e i rispettivi getti perforanti, e il medesimo tubo ma fornito solo di quella centrale. Il confronto fra i due diversi modelli verrà fatto confrontando l'andamento della velocità nel tempo e la distribuzione di energia dopo che il getto perforante è completamente fuoriuscito dal tubo.

Il grafico di figura 3.39 illustra il confronto in termini di velocità del getto. La curva continua rappresenta la storia di velocità per il modello con un solo indebolimento, mentre le tre curve denominate V_1 , V_2 e V_3 rappresentano la medesima per i tre getti perforanti, uno per ogni scallop, del modello con tre indebolimenti (che dovrebbe rappresentare la “migliore” soluzione del problema). Queste ultime presentano un andamento temporale identico tra loro, ma traslato lungo l'asse dei tempi poiché i tre getti iniziano il loro moto verso la parete del tubo a diversi istanti temporali. Dall'esame del grafico traspare un buon accordo tra risultati forniti dai due modelli.

Considerazioni analoghe possono essere tratte dalla figura 3.40 dove, in un grafico identico al precedente, sono diagrammate le storie di velocità dei getti perforanti per una velocità iniziale di 3000 m/s.

I grafici di figura 3.41 riportano la situazione energetica finale che emerge quando i getti perforanti hanno ormai completamente forato il tubo per una velocità iniziale di 700 m/s. I dati sono stati riportati in percentuale, così da normalizzare i risultati rispetto al valore dell'energia totale del modello all'istante finale dell'analisi e poter quindi mettere a confronto le due geometrie adottate. Analogamente si è operato il confronto per una velocità di 3000 m/s; i risultati sono riportati in figura 3.42.

Ciò che si evince da questi grafici è che non esistono interazioni fra scallops, non differendo le quantità cinematiche ed energetiche del fenomeno se non di quantità assolutamente trascurabili.

Si vuole dimostrare adesso che gli sforzi e gli spostamenti restano localizzati in un'area ristretta all'interno degli indebolimenti anche per velocità alte. Per approfondire numericamente la questione si riportano in forma grafica gli andamenti

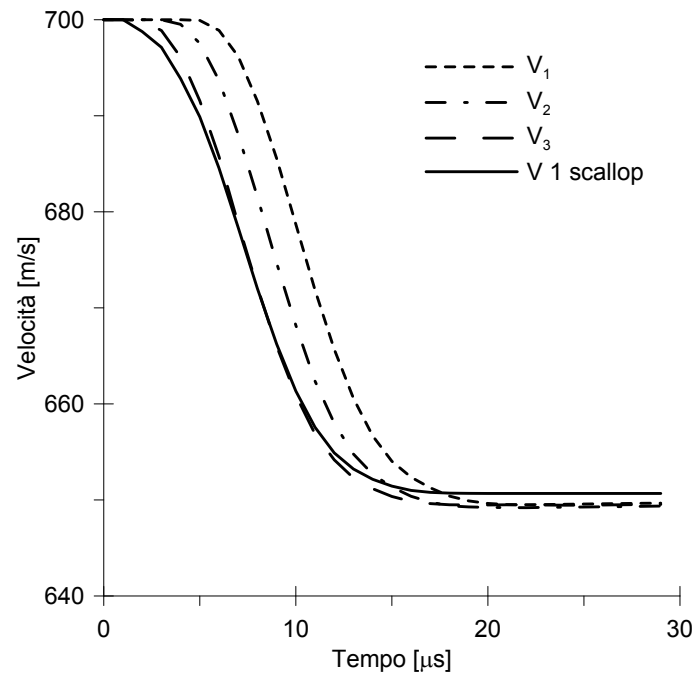


Figura 3.39: Andamento della velocità nel tempo per un valore iniziale di $V = 700$ m/s.

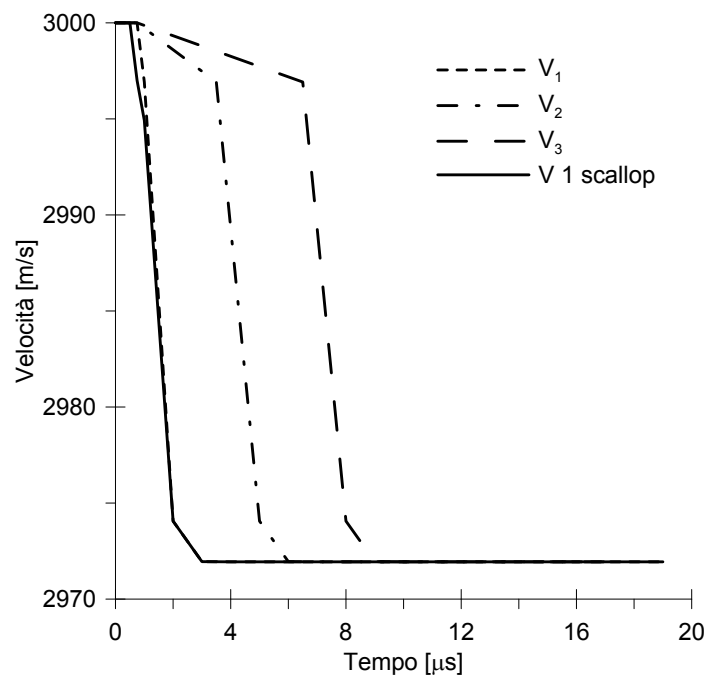


Figura 3.40: Andamento della velocità nel tempo per un valore iniziale di $V = 3000$ m/s.

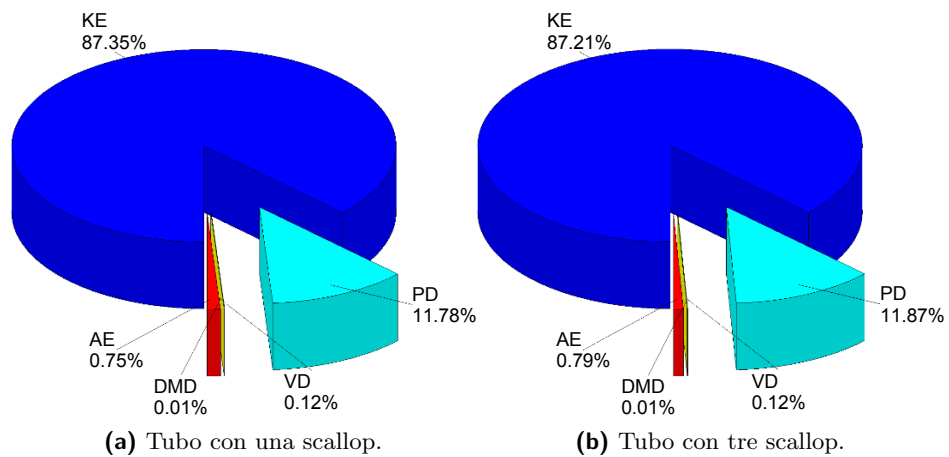


Figura 3.41: Confronto sulla distribuzione di energia per una velocità di 700 m/s per un tubo con tre e una sola scallop.

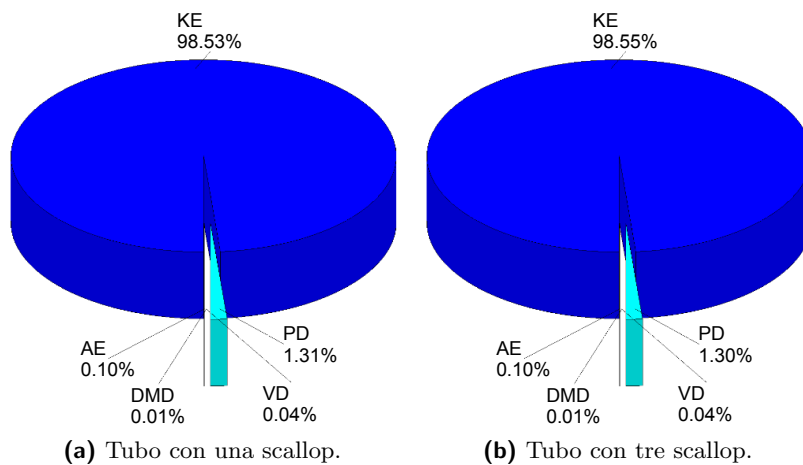


Figura 3.42: Confronto sulla distribuzione di energia per una velocità di 3000 m/s per un tubo con tre e una sola scallop.

degli spostamenti lungo direzioni radiali delle scallops a partire dal centro del foro d'uscita. I risultati sono riportati nella figura 3.43 per diverse velocità. Dai grafici si deduce che non vi è spostamento fuori dalla zona di tubo indebolita e risulta quindi confermata l'ipotesi di non interazione.

Per un ulteriore apprezzamento visivo di quanto si afferma si riportano altre immagini (figura 3.44) del getto perforante per diverse velocità iniziali.

In conclusione si è dimostrato che il modello con tre scallops è equivalente, dal punto di vista energetico, a quello con una sola scallop.

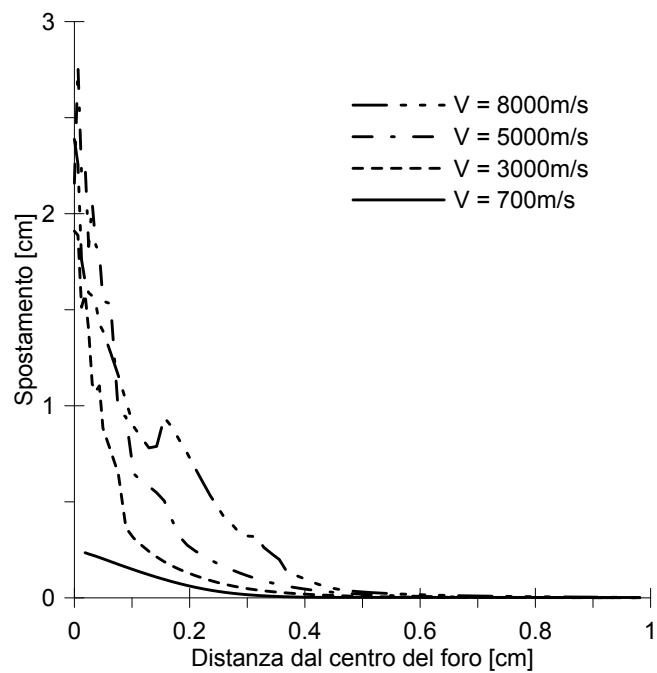


Figura 3.43: Spostamenti in direzione parallela all'asse del getto perforante per punti disposti in direzione radiale all'asse stesso.

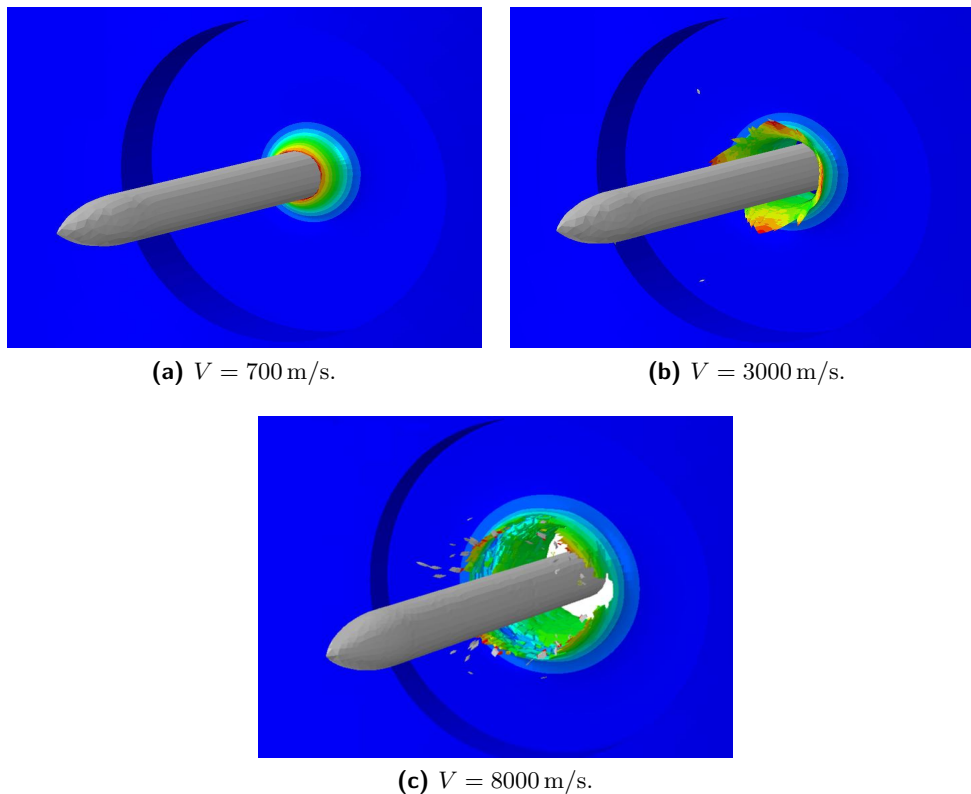
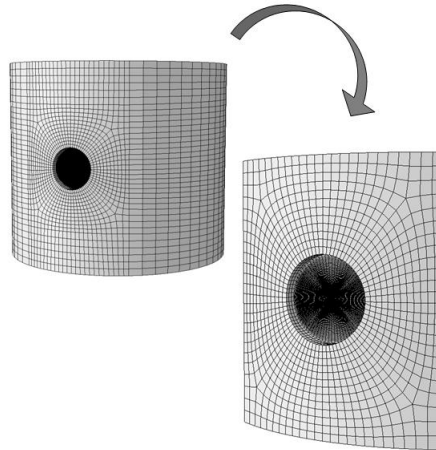


Figura 3.44: Configurazione deformata per diverse velocità iniziali del getto perforante.

Dal tubo intero alla porzione di tubo



In questa fase si sfruttano i risultati ottenuti nel paragrafo precedente per giustificare la simulazione della sola porzione di tubo attorno alla scallop piuttosto che del tubo intero. In questa sede si risolve anche il problema di quali siano le condizioni di vincolo, per la porzione di tubo, più adeguate per non alterare la risposta meccanica.

La porzione di tubo che si è considerata è stata estrapolata dal modello di tubo intero considerando una zona attorno all'indebolimento in cui sforzi e spostamenti sono sostanzialmente nulli, come risulta dalle figure 3.44.

Il problema dei vincoli per i nuovi bordi è stato affrontato in prima analisi considerando due situazioni estreme. Infatti, mentre per i bordi superiori e inferiore si sono dovute necessariamente bloccare tutte le traslazioni per eliminare tutte le labilità (vincolo che si può definire "incastro", in quanto per gli elementi tridimensionali a 8 nodi (*brick*) bloccare tutte le traslazioni equivale a bloccare anche tutte le rotazioni), il vero dubbio sta nei bordi laterali che sono a metà fra libero e incastro. Queste due situazioni limite sono state simulate e poste a confronto fra di loro e con il caso di tubo intero (figure 3.46 e 3.47). Osservando queste figure si nota come l'andamento nel tempo della velocità del getto perforante sia sostanzialmente analoga per il caso di vincolo completo (incastro) e di bordo libero. Una lieve differenza, meno dell'1%, sussiste tra questi ultimi risultati e quelli ottenuti per il tubo completo; differenza che può ritenersi trascurabile. Anche dal punto di vista energetico i due modelli sembrano essere equivalenti, infatti la distribuzione di energia risulta essere sostanzialmente analoga nei tre casi esaminati.

Si è quindi dimostrato che:

- prevedere un vincolo di incastro o un bordo libero non comporta nessuna differenza di risultato;
- passare dal modello di tubo intero ad una porzione dello stesso è un'operazione lecita per quanto riguarda l'andamento della velocità nel tempo;
- i due modelli, incastro e bordo libero, sono energeticamente equivalenti al modello con un solo indebolimento;
- dal punto di vista degli spostamenti, paralleli all'asse del getto perforante, i due modelli forniscono risultati analoghi (si veda figura 3.45).

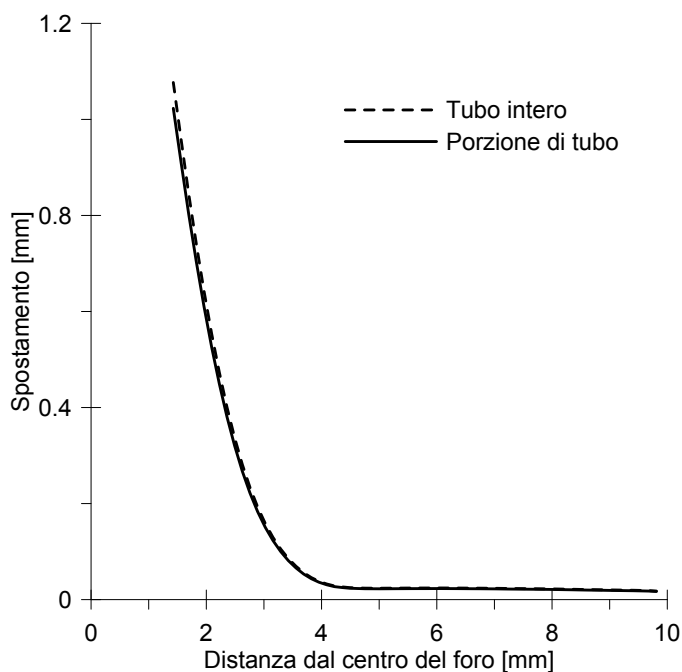
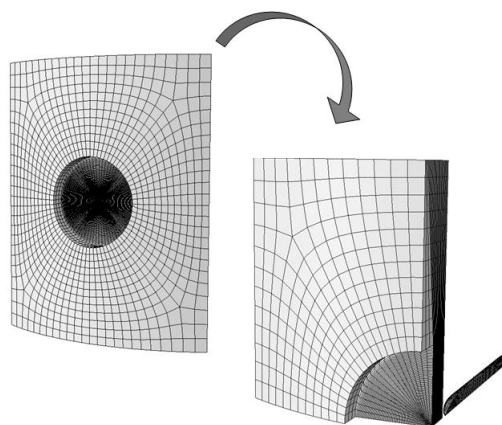


Figura 3.45: Confronto tra gli spostamenti in direzione parallela all'asse del getto perforante per punti disposti in direzione radiale all'asse stesso per il caso di tubo intero e tubo ridotto.

Forti di questi risultati, da qui in avanti, si farà riferimento al bordo completamente vincolato, cioè condizioni di incastro lungo tutti e quattro i bordi laterali.

Riduzione della porzione di tubo in base a considerazioni di simmetria



La procedura di semplificazione fin qui svolta ci ha consentito di ottenere una geometria ridotta rispetto a quella assunta inizialmente diminuendo, anche notevolmente, i tempi di calcolo richiesti per le analisi. A questo punto ci si chiede se sia possibile operare un'ulteriore semplificazione del modello. Essendo la zona

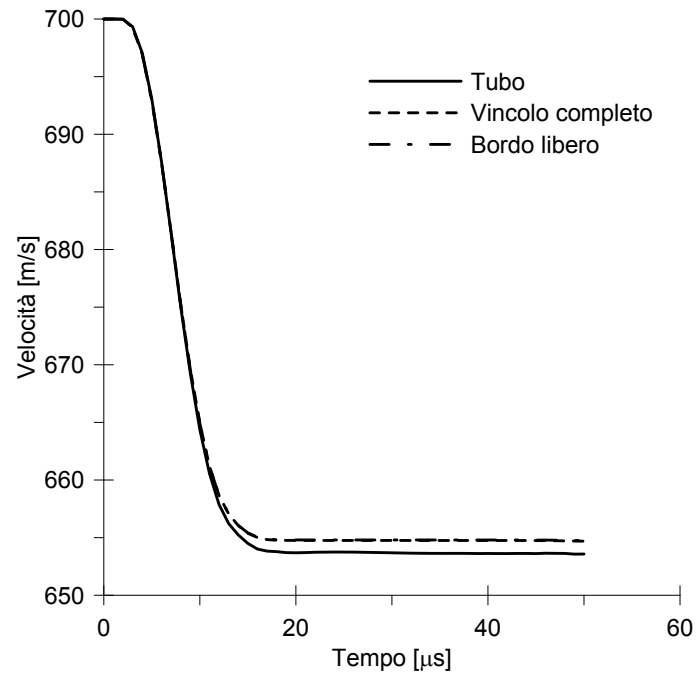


Figura 3.46: Confronto sull'andamento della velocità nel tempo per le tre diverse tipologie di vincolo e per una velocità iniziale di 700 m/s.

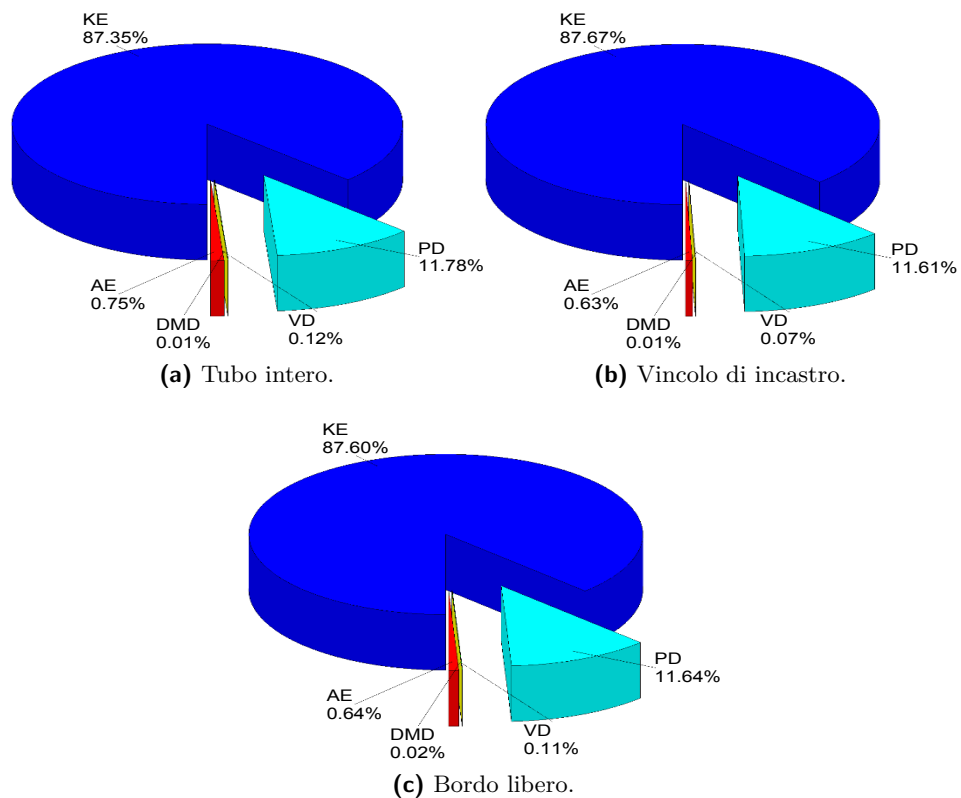


Figura 3.47: Distribuzione delle energie all'istante finale dell'analisi per velocità iniziale di 700 m/s.

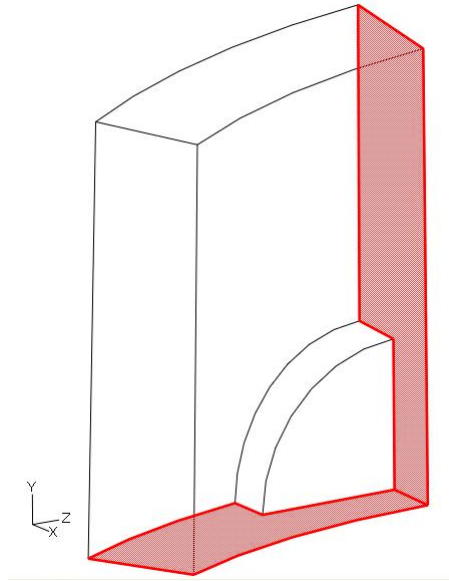


Figura 3.48: Indicazione delle superfici in cui si è imposto il vincolo di simmetria.

indebolita di forma circolare, l'idea è stata quella di ipotizzare un comportamento di tipo simmetrico rispetto all'asse longitudinale del getto perforante: ci si è quindi concentrati su un modello che riproducesse solamente un quarto della scallop.

Sulle condizioni di vincolo da adottare per i bordi esterni si è già parlato nella fase precedente, mentre i vincoli nei bordi interni sono stati scelti in modo da rispettare la condizione di simmetria. In riferimento alla figura 3.48 per la faccia verticale si impediscono gli spostamenti in direzione z mentre per quella orizzontale gli spostamenti in direzione y .

Nelle figure 3.49 e 3.50 sono messi a confronto i risultati in termini di velocità ed energia per il modello adottato in questa fase, sfruttando la simmetria, e quelli utilizzati nella fase precedente. Si può notare un buon accordo tra i risultati.

Particolarmente interessante è confrontare, per le due geometrie fin qui adottate per giustificare la semplificazione, l'energia dissipata nell'intero modello per effetto del danneggiamento. L'andamento di queste quantità nel tempo è diagrammato in figura 3.51 e mette in evidenza come il rapporto tra i due valori di energia risulti essere circa pari a 4. Questo risultato evidenzia ulteriormente la possibilità di ricorrere ad una geometria che sfrutti le simmetrie per diminuire i tempi di calcolo senza perdere di accuratezza nei risultati.

Come ultimo termine di confronto, soprattutto per verificare la correttezza dei vincoli sui lati, si confrontano gli spostamenti di tre punti significativi posti all'interno della zona indebolita, indicati nella figura 3.52 con le lettere A, B e C. In particolare si utilizzerà come termine di paragone il risultato ottenuto per il modello con la porzione di tubo attorno alla scallop. Gli spostamenti sono rappresentati nei grafici di figura 3.53; si nota una maggiore differenza per il punto A rispetto ai punti B e C ma, comunque trascurabile in quanto minima.

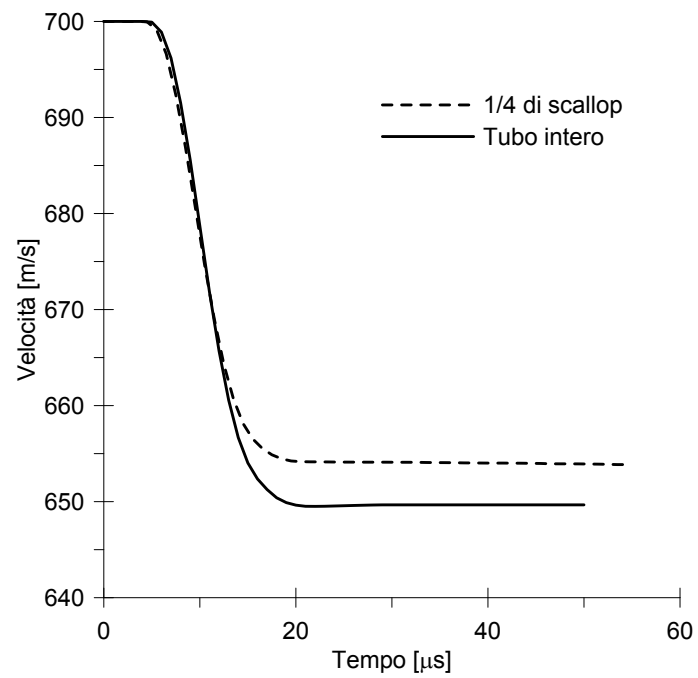


Figura 3.49: Confronto della storia di velocità per il modello col tubo intero, dotato di tre indebolimenti, e per il modello con 1/4 di scallop. Velocità iniziale 700 m/s.

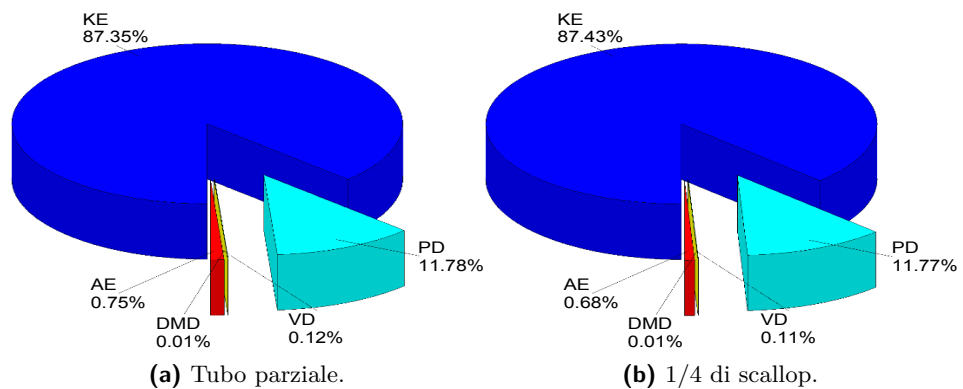


Figura 3.50: Confronto in termini energetici tra il modello ridotto ad una porzione intorno alla scollap e per il modello con 1/4 di scallop. Velocità iniziale 700 m/s.

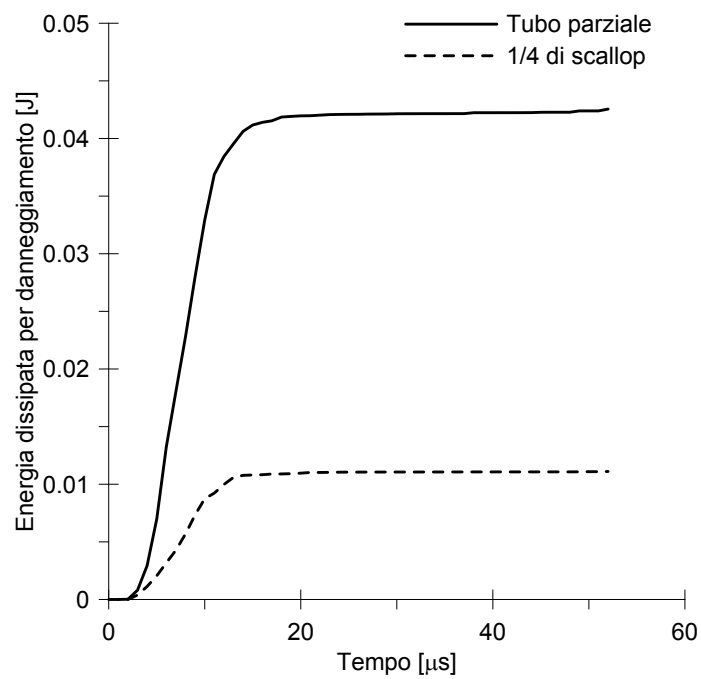


Figura 3.51: L'energia dissipata per danneggiamento è, nel modello con 1/4 di scallop, 4 volte inferiore rispetto a quella del modello basato sulla porzione di tubo attorno alla scallop. Velocità iniziale 700 m/s.

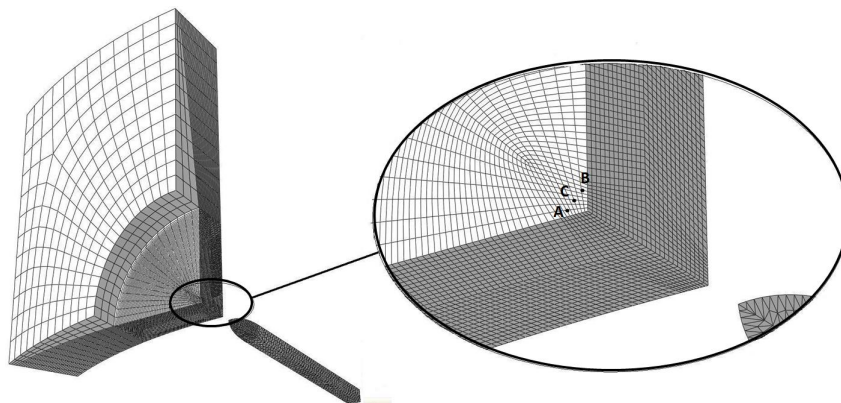


Figura 3.52: Punti per i quali si sono tracciati gli spostamenti nel tempo.

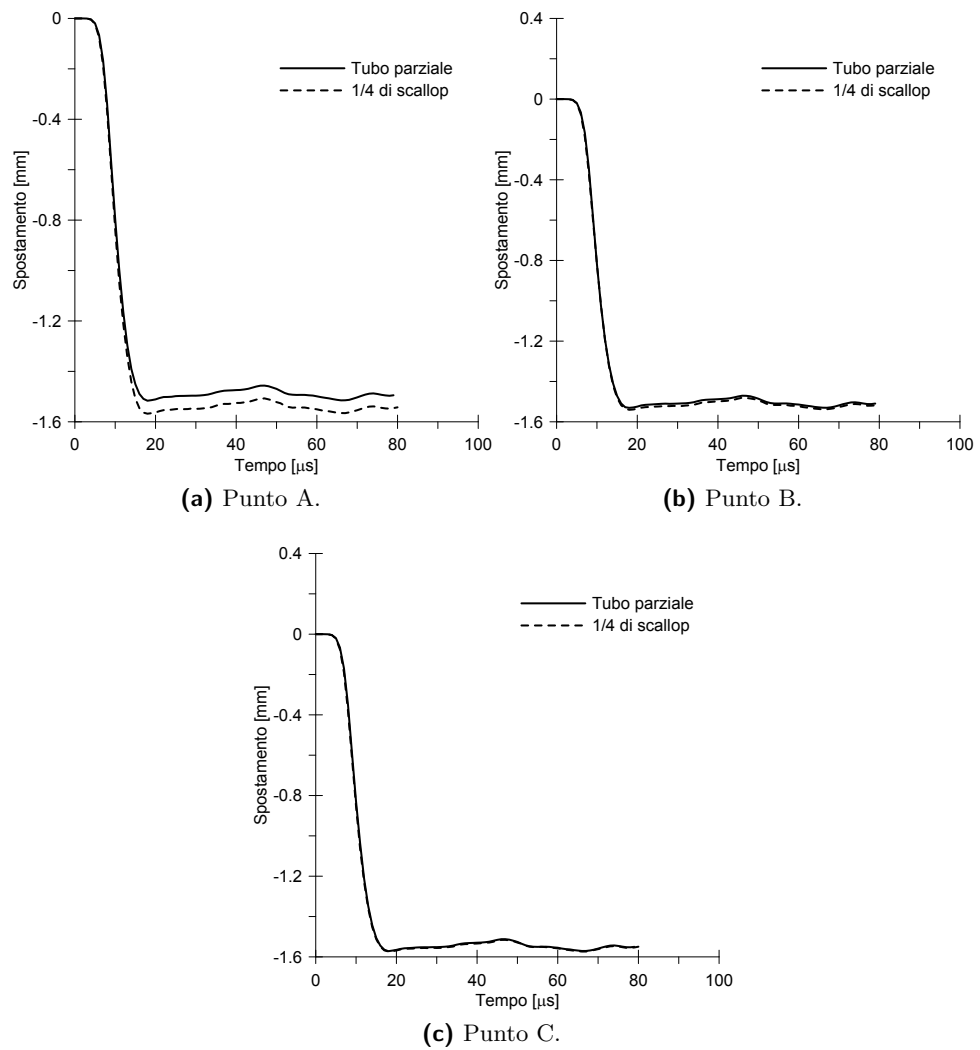


Figura 3.53: Spostamenti nel tempo dei punti A, B e C.

Riepilogo confronti

Per concludere si riportano i grafici della distribuzione di energia e della storia di velocità per i quattro modelli considerati, da cui si evince la possibilità di considerare, per lo studio parametrico (paragrafo 3.6), quello che sfrutta la simmetria geometrica e che pertanto si limita a prendere in esame solamente un quarto di scallop.

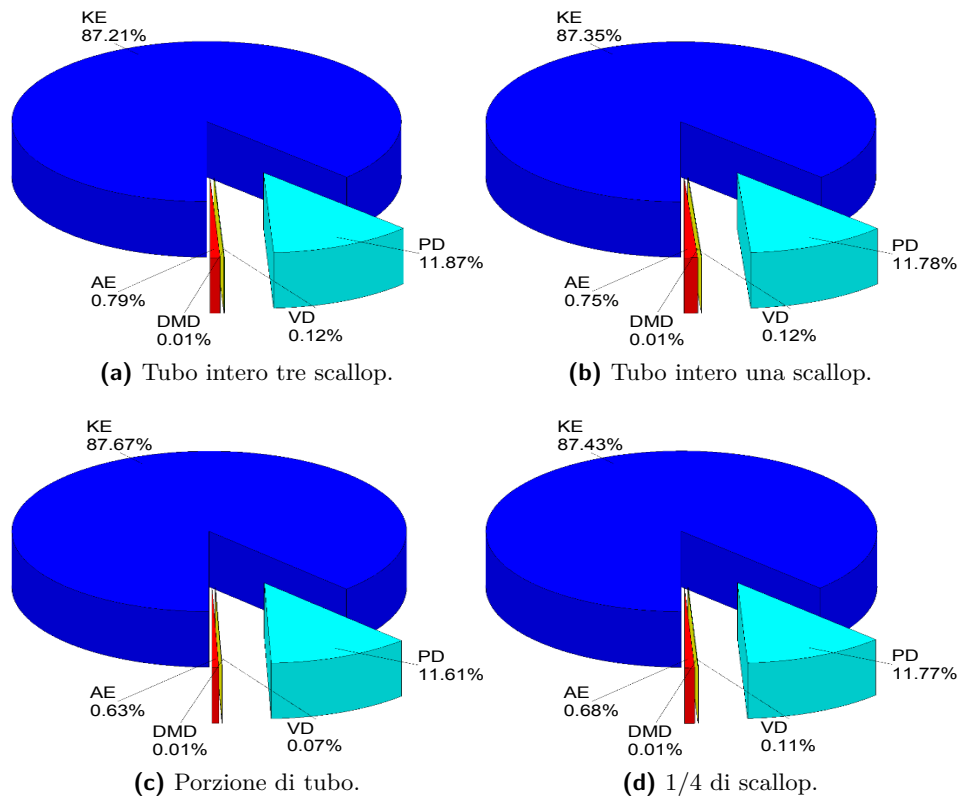


Figura 3.54: Distribuzione delle energie all'istante finale delle analisi per velocità iniziale di 700 m/s.

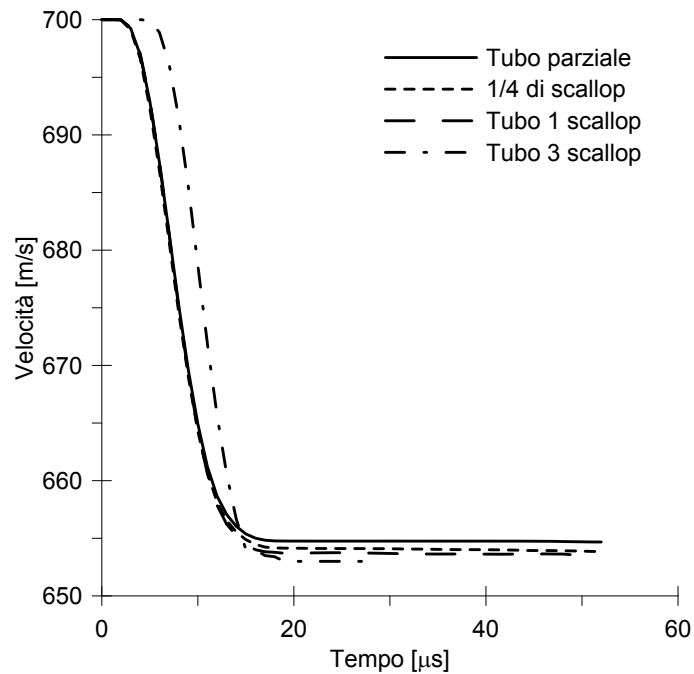


Figura 3.55: Confronto sull'andamento della storia di velocità per i 4 modelli considerati per la semplificazione.

3.6 Studio di sensitività

Lo scopo perseguito in questo paragrafo attraverso indagini numeriche è acquisire una maggiore padronanza del problema, soprattutto individuando le variabili chiave e la loro incidenza sulla risposta complessiva. Con il termine “risposta complessiva” si allude sia alla velocità d’uscita del getto che alla risposta meccanica del carrier nell’intorno della zona di tubo indebolita. La prima deve essere la maggiore possibile e la seconda contenuta entro certi limiti. Questi due aspetti della risposta sono strettamente correlati. Infatti la velocità d’uscita è determinata dalla quota parte di energia cinetica iniziale che è stata ceduta al tubo da parte del getto perforante in seguito all’impatto.

Si è considerata la risposta al variare delle seguenti grandezze:

- massa;
- attrito getto perforante-tubo;
- spessore dell’indebolimento;
- materiale.

Lo studio si è articolato su tre filoni principali.

Il primo filone prende in considerazione due parametri per i quali si ha incertezza, la massa e l’attrito, e, tramite uno studio parametrico condotto per tutte le velocità, cerca la risposta alla domanda: “a quale dei due parametri, fra massa e attrito, è più sensibile la risposta del getto perforante e del tubo?”.

Il secondo filone ha un carattere più applicativo e coinvolge due variabili che si possono definire di progetto, ovvero lo spessore dell’indebolimento e il materiale. Mentre per il primo si mette a punto uno studio parametrico per quantificare la sensibilità della risposta alle variazioni di spessore, per il secondo si fa un confronto fra le risposte di due acciai, diversi per caratteristiche, e l’acciaio prodotto da Tenaris, nel tentativo di individuare quali siano le caratteristiche ideali di materiale per migliorare la performance del prodotto.

Il terzo e ultimo filone, al quale è dedicato il paragrafo 3.7, indaga in linea qualitativa su quali siano i modi di frattura tipici per il fenomeno, provando diverse combinazioni di velocità, materiale, spessore dell’indebolimento e forma del proiettile.

Per verificare la robustezza del codice di calcolo e validare questi studi si riportano diverse verifiche del principio di conservazione dell’energia in riferimento ad alcune delle simulazioni fra le più critiche per caratteristiche. Nel paragrafo 3.6.1 se ne riassumono i bilanci energetici. Particolare attenzione si è posta nel verificare la capacità di Abaqus di simulare fenomeni a velocità elevate; l’intervallo di interesse varia infatti tra i 700 m/s e 8000 m/s, mentre la velocità di propagazione delle onde negli acciai si aggira attorno a valori di 4000 m/s - 5000 m/s (si veda equazione (3.5)), la quale, risulta, in alcuni casi, inferiore alla velocità del getto perforante: questo potrebbe dare origine a risultati non accurati.

3.6.1 Bilancio energetico

Nelle simulazioni eseguite per lo studio parametrico, sono sempre stati eseguiti bilanci energetici per verificare che, l’energia totale finale sia pressoché uguale a quella iniziale. Mentre all’istante iniziale l’unica forma di energia presente è quella

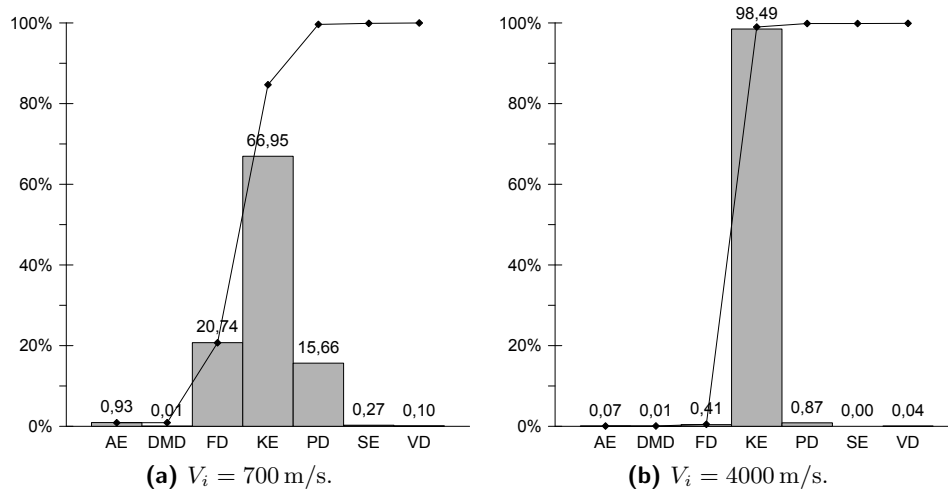


Figura 3.56: Gli istogrammi mostrano come l'energia cinetica iniziale si ripartisce nelle altre forme nell'istante finale dell'analisi. La curva continua rappresenta la somma di questi singoli contributi.

Tabella 3.15: Distribuzione delle energie per $V = 700$ m/s e $V = 4000$ m/s.

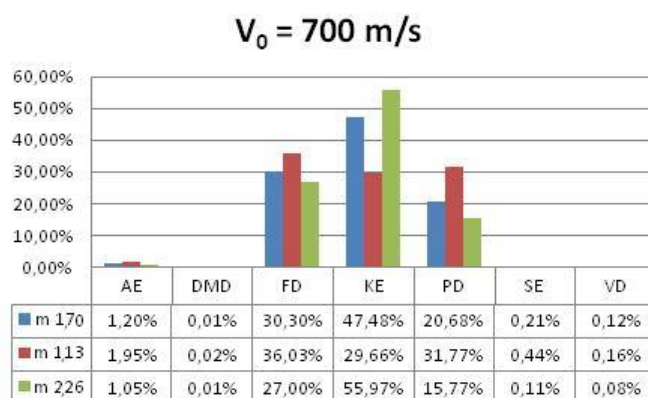
V_i	AE	DMD	FD	KE	PD	SE	VD	ETOTAL	KE_{in}
700	1.26	0.02	31.72	49.70	21.64	0.22	0.13	104.68	14.67
4000	3.30	0.51	19.17	3345.51	41.94	-0.28	1.98	3418.27	3417.73
Cumulative									
700	1.26	1.27	32.99	82.69	104.33	104.55	104.67		
4000	3.30	3.81	22.99	3368.50	3410.44	3410.15	3412.13		
Percentuali cumulative									
700	1.20%	1.21%	31.52%	78.99%	99.67%	99.88%	100.00%		
4000	0.10%	0.11%	0.67%	98.54%	99.77%	99.76%	99.82%		

cinetica del proiettile, all'istante finale l'energia meccanica totale è data dalla somma dei singoli contributi elencati nella tabella 3.15 (per la notazione adottata per le forme di energia si veda tabella 3.14; V_i è la velocità iniziale del getto; KE_{in} è l'energia cinetica iniziale del getto).

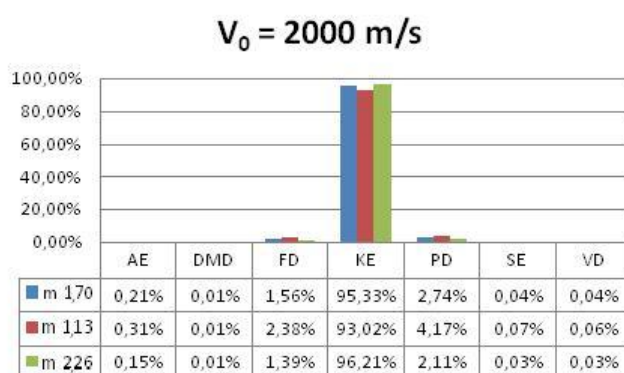
Nei grafici di figura 3.56, che fanno riferimento ad un proiettile di massa 1.70 g con coefficiente di attrito 0.15, sono riportati i singoli contributi energetici riferiti all'istante finale dell'analisi (il getto perforante ha completamente attraversato il tubo) e la curva cumulativa dell'energia. Gli stessi dati sono riportati nella tabella 3.15 in cui, oltre alla percentuale rispetto all'energia cinetica iniziale, viene riportato il valore espresso in Joule riferite sempre a velocità di 700 m/s e 4000 m/s.

Dall'esame dei grafici e dalla tabella appena menzionati si osserva che all'aumentare della velocità iniziale il contributo fornito dall'energia cinetica finale a quella totale finale diventa sempre più preponderante. Per una velocità iniziale di 700 m/s l'energia cinetica iniziale si ripartisce in contributi non trascurabili anche in energia di deformazione plastica ed energia dissipata per attrito.

Nella figura 3.57 sono messe a confronto le distribuzioni di energia nei vari



(a) Perdita di velocità.



(b) Perdita di energia cinetica.

Figura 3.57: Ripartizione delle forme di energia in funzione della massa del proiettile.

contributi per due diverse velocità. Come già sottolineato in precedenza è l'energia cinetica a fornire il contributo principale, ma qui si può trarre un'ulteriore conclusione: già da 2000 m/s non si ha una sensibile differenza sul valore finale in funzione della massa del proiettile ($\pm 30\%$ rispetto al valore medio di 1.7 g).

Grafici come quelli di figura 3.56 sono stati redatti per tutto l'intervallo di velocità considerato (700-8000 m/s) e per ogni parametro studiato (massa, attrito, materiale e spessore). Il fatto di considerare velocità del getto perforante superiori a quelle di propagazione delle onde elastiche nei solidi (per gli acciai circa 5000 m/s), ha fatto sorgere il dubbio che il codice di calcolo non fosse in grado di gestire tale situazione e, quindi, che si potessero avere dei bilanci energetici errati. I grafici di figura 3.56 hanno permesso innanzi tutto di capire come l'energia cinetica iniziale posseduta dal getto si ripartisse nei diversi contributi e, di verificare la correttezza del bilancio energetico. In ogni caso, anche per quelli a velocità del proiettile superiore a 5000 m/s, si ha sempre un bilancio energetico corretto: la variazione di energia meccanica totale (tra istante iniziale e finale) è sempre molto contenuta (inferiore all'1%); la somma dei singoli contributi energetici, dopo che il getto ha completamente perforato il tubo, è pari all'energia cinetica che lo stesso aveva all'istante iniziale.

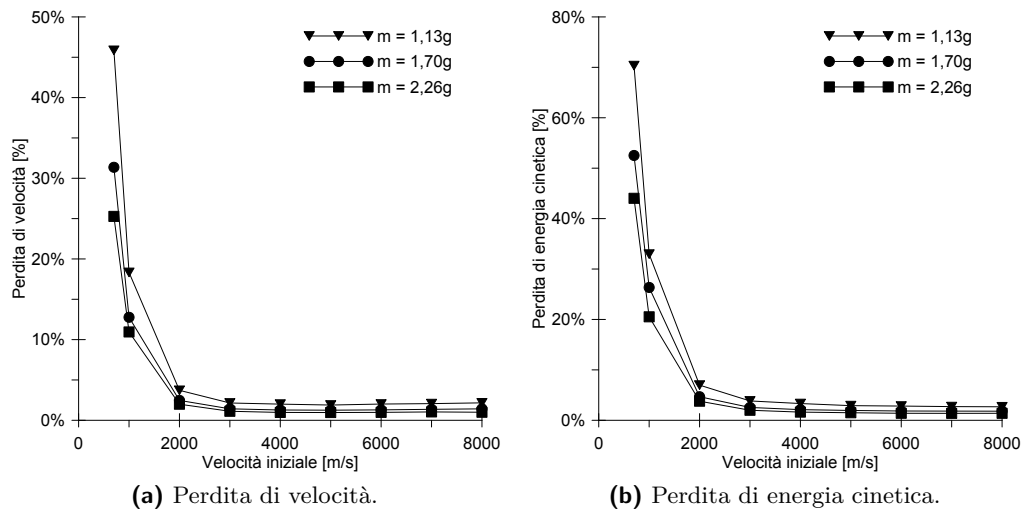


Figura 3.58: Perdita di velocità ed energia cinetica al variare della massa del proiettile.

3.6.2 Studio parametrico al variare di massa ed attrito

Come detto in precedenza i parametri aleatori, quelli cioè su cui si hanno meno informazioni, sono la massa del liner e il valore del coefficiente di attrito tra getto perforante e tubo.

Per quanto riguarda l'attrito, l'incertezza sta nel fatto che il liner, nella realtà, si trova allo stato fuso e, quindi, il coefficiente di attrito non è noto. Come già spiegato nel paragrafo 3.2 si è scelto allora come coefficiente di riferimento il valore 0.15. Per tenere conto dell'aleatorietà si è scelto di aumentare e diminuire il valore suddetto di circa il 30% ottenendo come limite inferiore e superiore del coefficiente di attrito i valori: 0.10 e 0.20.

Relativamente alla massa del liner, invece, una stima è stata tratta dalla geometria riportata in figura 3.5 tenendo presente che non tutta la massa di polvere di rame (che diventerà il liner) si trasforma in getto perforante. La stima che se ne è tratta è di una massa di circa 1.70 g. Al fine di poter capire quale parametro, fra massa e attrito, sia maggiormente significativo si è data la medesima variazione percentuale anche alla massa; i limiti inferiori e superiori per la massa risultano: 1.13 g e 2.26 g.

Il confronto tra i risultati delle diverse analisi è stato fatto mettendo a confronto la perdita di velocità e di energia cinetica del proiettile.

Sensitività al parametro massa

Relativamente alla massa si ottiene quanto riportato nelle tabelle 3.16, 3.17 e 3.18 e nei grafici di figura 3.58. Nelle tabelle si è indicato con: V_i e V_f rispettivamente la velocità iniziale e finale del getto perforante; con E_{ki} e E_{kf} l'energia cinetica iniziale e finale; con ΔE_k la perdita percentuale di energia cinetica rispetto al valore iniziale e infine con ΔV la perdita percentuale di velocità del getto rispetto a quella iniziale.

Dall'esame dei risultati si nota che per velocità al di sopra dei 3000 m/s la perdita di velocità, si attesta intorno ad un valore pressoché costante tra l'1% e il 2% circa. Per la perdita di energia cinetica, ovviamente legata alla velocità, ci si aggira invece attorno a valore compresi tra il 2% e il 3% circa.

Tabella 3.16: Risultati per il proiettile con massa 1.13 g.

m = 1.13 g					
V_i	V_f	E_{ki}	E_{kf}	ΔE_k [%]	ΔV [%]
700	379.78	68.70	20.37	70.34%	45.86%
1000	816.705	140.22	94.01	32.95%	18.33%
2000	1925.70	560.88	521.75	6.98%	3.72%
3000	2935.64	1261.99	1213.54	3.84%	2.15%
4000	3919.83	2243.53	2168.98	3.32%	2.00%
5000	4905.44	3505.52	3403.67	2.91%	1.89%
6000	5879.14	5047.94	4905.49	2.82%	2.01%
7000	6855.30	6870.81	6684.25	2.72%	2.07%
8000	7826.99	8974.12	8733.66	2.68%	2.16%

Tabella 3.17: Risultati per il proiettile con massa 1.70 g.

m = 1.70 g					
V_i	V_f	E_{ki}	E_{kf}	ΔE_k [%]	ΔV [%]
700	480.47	104.67	49.70	52.52%	31.36%
1000	861.99	213.61	159.13	25.50%	13.80%
2000	1950.67	854.43	814.50	4.67%	2.47%
3000	2957.34	1922.47	1873.49	2.55%	1.42%
4000	3948.94	3417.73	3345.51	2.11%	1.28%
5000	4937.39	5340.20	5235.97	1.95%	1.25%
6000	5922.46	7689.89	7548.14	1.84%	1.29%
7000	6904.66	10466.80	10276.20	1.82%	1.36%
8000	7886.56	13670.90	13424.20	1.80%	1.42%

Tabella 3.18: Risultati per il proiettile con massa 2.26 g.

m = 2.26 g					
V_i	V_f	E_{ki}	E_{kf}	ΔE_k [%]	ΔV [%]
700	523.08	137.20	76.79	44.03%	25.27%
1000	890.50	280.00	222.53	20.52%	10.95%
2000	1960.11	1119.98	1077.54	3.79%	1.99%
3000	2966.42	2519.96	2469.76	1.99%	1.12%
4000	3961.01	4479.93	4407.19	1.62%	0.97%
5000	4951.94	6999.88	6895.10	1.50%	0.96%
6000	5941.04	10079.80	9939.50	1.39%	0.98%
7000	6927.35	13719.80	13530.70	1.38%	1.04%
8000	7913.96	17919.70	17670.80	1.39%	1.08%

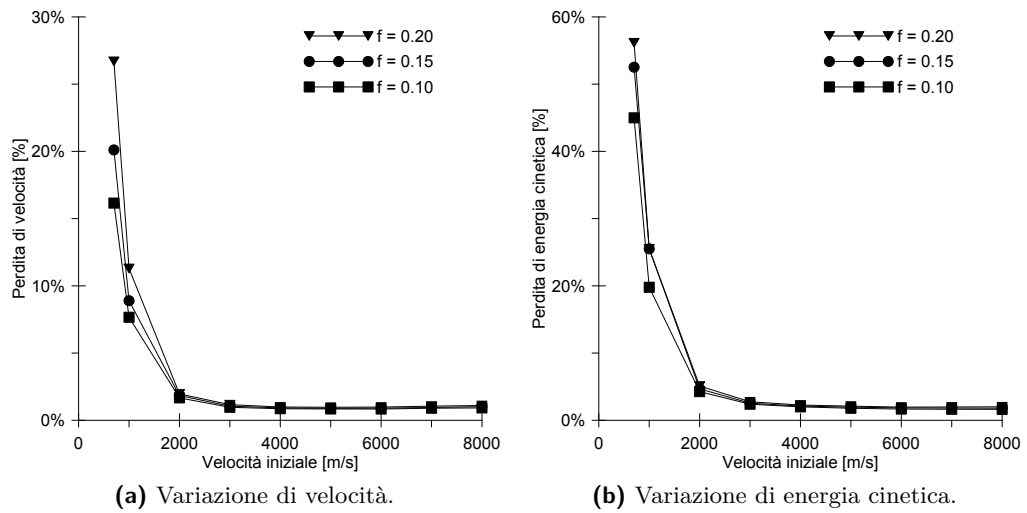


Figura 3.59: Perdita di velocità al variare del coefficiente di attrito tubo-proiettile.

Sensibilità al parametro attrito

Per quanto riguarda l'attrito si ottiene quanto riportato nelle tabelle 3.19, 3.20 e 3.21 e nei grafici di figura 3.59. In questo caso valgono considerazioni analoghe a quelle fatte per il caso della massa.

Tabella 3.19: Risultati per il proiettile con attrito $f=0.10$.

f=0.10					
V_i	V_f	E_{ki}	E_{kf}	ΔE_k [%]	ΔV [%]
700	518.03	104.67	57.58	44.99%	26.00%
1000	894.65	213.61	171.34	19.79%	10.53%
2000	1955.38	854.43	818.00	4.26%	2.23%
3000	2959.83	1922.47	1876.45	2.39%	1.34%
4000	3952.28	3417.73	3349.50	2.00%	1.19%
5000	4942.63	5340.20	5244.54	1.79%	1.15%
6000	5928.54	7689.89	7561.48	1.67%	1.19%
7000	6913.06	10466.80	10294.70	1.64%	1.24%
8000	7897.72	13670.90	13448.00	1.63%	1.28%

Tabella 3.20: Risultati per il proiettile con attrito $f=0.15$.

f=0.15					
V_i	V_f	E_{ki}	E_{kf}	ΔE_k [%]	ΔV [%]
700	480.47	104.67	49.70	52.52%	31.36%
1000	861.99	213.61	159.13	25.50%	13.80%
2000	1950.67	854.43	814.50	4.67%	2.47%
3000	2957.34	1922.47	1873.49	2.55%	1.42%
4000	3948.94	3417.73	3345.51	2.11%	1.28%
5000	4937.39	5340.20	5235.97	1.95%	1.25%
6000	5922.46	7689.89	7548.14	1.84%	1.29%
7000	6904.66	10466.80	10276.20	1.82%	1.36%
8000	7886.56	13670.90	13424.20	1.80%	1.42%

Tabella 3.21: Risultati per il proiettile con attrito $f=0.20$.

f=0.20					
V_i	V_f	E_{ki}	E_{kf}	ΔE_k [%]	ΔV [%]
700	460.00	104.67	45.89	56.16%	34.29%
1000	853.00	213.61	159.13	25.50%	14.70%
2000	1945.81	854.43	810.88	5.10%	2.71%
3000	2952.76	1922.47	1869.52	2.75%	1.57%
4000	3944.14	3417.73	3340.13	2.27%	1.40%
5000	4931.20	5340.20	5227.67	2.11%	1.38%
6000	5917.45	7689.89	7539.11	1.96%	1.38%
7000	6897.18	10466.80	10259.70	1.98%	1.47%
8000	7875.65	13670.90	13396.10	2.01%	1.55%

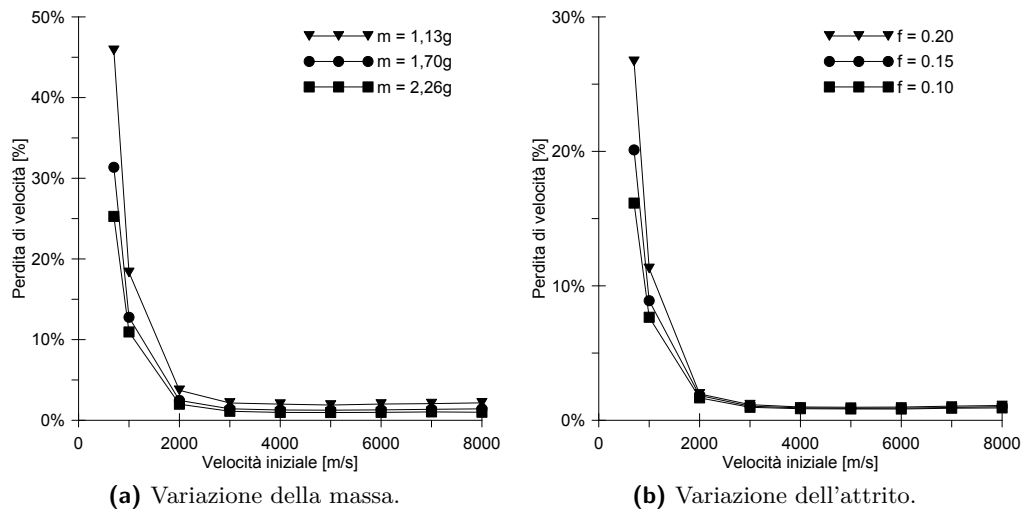


Figura 3.60: Perdita di velocità al variare della massa del proiettile e dell'attrito tra tubo-proiettile.

Confronto tra massa ed attrito

Dopo aver studiato separatamente l'influenza dei due parametri, massa ed attrito, ci chiediamo quale dei due sia più influente nel determinare una maggiore perdita di velocità.

Nei grafici di figura 3.61 con il valore 100% ci si riferisce ai valori medi di massa e attrito, rispettivamente di 1.70 g e 0.15. Con il valore 70% e 130% ci si riferisce rispettivamente ad un decremento e ad un incremento del 30% di questi valori medi. Infatti, solo variando della stessa quantità percentuale i due parametri è possibile determinare rigorosamente a quale dei due la perdita di velocità è più sensibile. I grafici mostrano i risultati per tre diverse velocità iniziali, 700, 1000 e 2000 m/s. Per velocità più alte la perdita di velocità si riduce parecchio (come emerge dai precedenti grafici) e non è più possibile fare un confronto di sensibilità accurato. A tutte le velocità emerge che la sensibilità della perdita di velocità, ΔV , alle variazioni di massa è più marcata della sensibilità ad equivalenti variazioni di attrito. Nei grafici di figura 3.60 sono messe a confronto le curve di perdita percentuale di energia cinetica e di velocità al variare di entrambe i parametri.

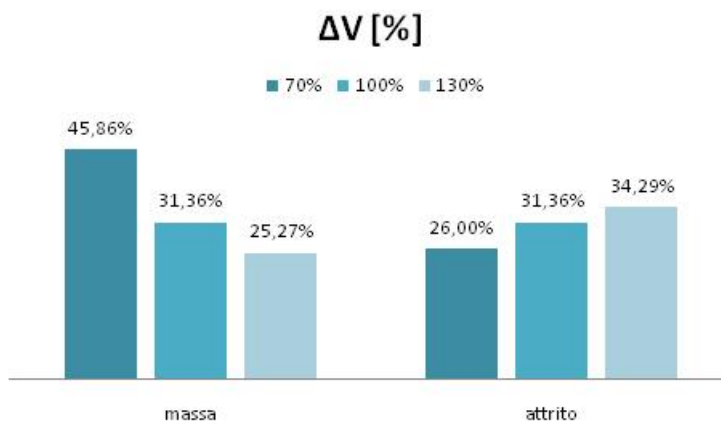
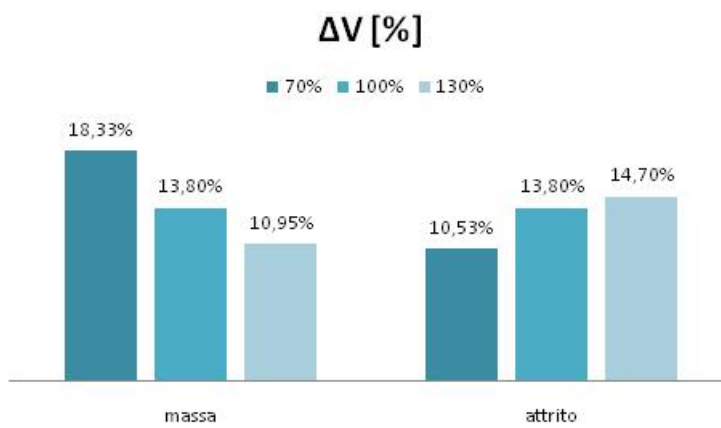
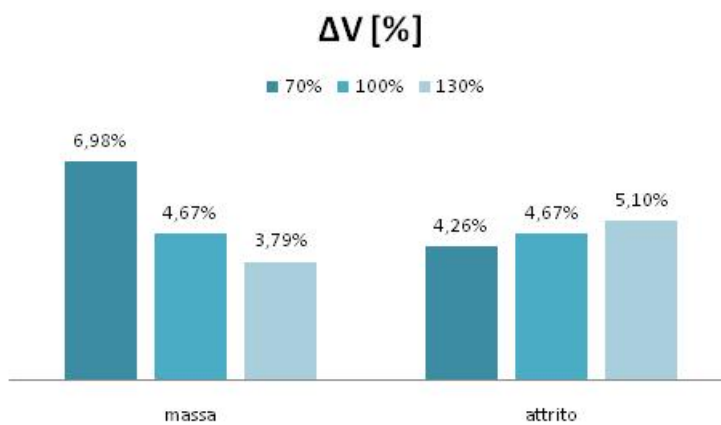
(a) $V_i = 700$ m/s.(b) $V_i = 1000$ m/s.(c) $V_i = 2000$ m/s.

Figura 3.61: Perdite percentuali di velocità, rispetto a quella iniziale, in funzione delle masse e dei coefficienti di attrito adottati per le analisi.

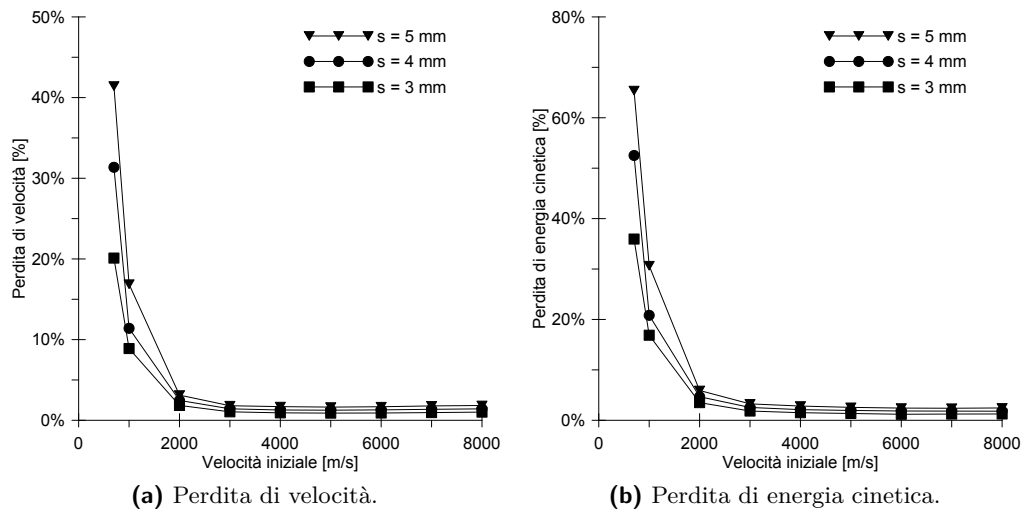


Figura 3.62: Perdita di velocità e di energia cinetica per i tre spessori presi come riferimento per le simulazioni.

3.6.3 Studio parametrico sullo spessore dell'indebolimento

In questa fase dello studio parametrico sono stati presi in esame diversi spessori di tubo nella zona indebolita (spessore scallop). Lo spessore del tubo, nella zona al di fuori della scallop è di 8 mm. Per favorire la perforazione da parte del getto perforante, il tubo viene localmente indebolito esportando materiale metallico e riducendone quindi lo spessore. Nelle analisi svolte quest'ultimo è stato assunto pari a: 3 mm, 4 mm e 5 mm.

I due grafici di figura 3.62 quantificano la sensibilità della perdita di velocità ed energia cinetica al variare dello spessore dell'indebolimento. Come è intuitivo aspettarsi, la perdita di velocità, e conseguentemente anche di energia cinetica, è maggiore per lo spessore massimo e minore per quello minimo. Più precisamente, riferendosi al valore intermedio di 4 mm, il quale coincide con il dimezzamento dello spessore del tubo nella zona indebolita, variandolo 1 mm di più o meno si ottiene una variazione della perdita percentuale di velocità che sfiora il 10% (valore assoluto) per basse velocità iniziali. Questa sensibilità si riduce a valori di poche unità percentuali non appena ci si muove verso velocità iniziali del getto perforante più alte, oltre 1000 m/s.

3.6.4 Sensitività alle caratteristiche dell'acciaio

Lo studio parametrico relativo al tipo di acciaio di cui è composto il tubo si è reso necessario per capire quanto questo influenzasse la risposta del getto perforante (velocità di uscita) e del tubo stesso (modi di frattura, formazione di eventuali cricche).

I materiali presi come riferimento sono tre, gli stessi considerati nel paragrafo 2.4.2.3, le cui costanti caratteristiche per il modello di frattura di Johnson-Cook sono riportate nella tabella 2.4. L'acciaio Weldox 460 E è il più duttile dei tre; mentre il S7 Tool Steel è il più fragile. L'acciaio denominato Tenaris ha un comportamento intermedio tra i due.

La scelta di questi materiali è stata operata in modo che l'acciaio Weldox 460 E e S7 Tool Steel avessero caratteristiche diverse, in quanto a resistenza e duttilità, in modo tale che fosse possibile fare dei confronti a livello di comportamento plastico e a frattura in diverse simulazioni, quali quella della barra di Hopkinson nel capitolo 2, quella del getto perforante nel capitolo 3 e il tubo sottoposto ad onda d'urto interna nel capitolo 4.

Weldox 460 E. E' un acciaio strutturale utilizzato per fabbricare piastre ad elevata saldabilità, caratteristica conferitagli dal basso tenore di carbonio equivalente con il quale si cerca di mediare fra una discreta resistenza e una buona duttilità.

S7 tool steel. È un acciaio normalmente impiegato per fabbricare utensili e strumenti utilizzati per modificare la forma di oggetti metallici agendo per pressione e per taglio. Ha dunque un alto contenuto di carbonio, superiore a 0.5% e altri componenti quali cromo, manganese, per conferire alta resistenza e durezza al prezzo di una maggiore fragilità.

In figura 3.63 sono riportate le curve che descrivono la perdita percentuale di velocità e di energia cinetica, rispetto ai valori iniziali, per i tre materiali in questione. Dalla visione dei grafici si trae la conclusione che tanto più un acciaio è resistente e fragile, come l'S7 Tool Steel, e tanto più è alta la perdita di velocità, contrariamente a quanto accade per metalli meno resistenti e duttili come Il Weldox 460 E. La sensibilità della risposta al variare del parametro materiale si riduce rapidamente passando a velocità iniziali del getto più alte, sostanzialmente in linea con quanto accade per gli altri parametri.

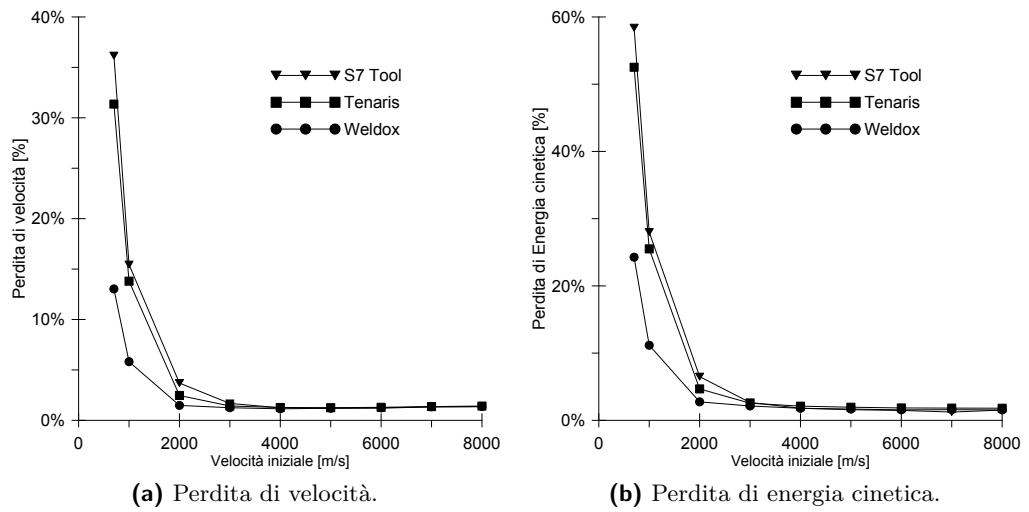


Figura 3.63: Perdita di velocità e di energia cinetica per i tre acciai presi come riferimento per le simulazioni.

3.7 Modi di frattura individuati

Questa sezione presenta una carrellata di tutti i modi di frattura individuati nelle varie analisi del getto perforante. Infatti, al variare dei diversi parametri che governano la risposta, quali massa, attrito, materiale e spessore dell'indebolimento, varia non solo la velocità d'uscita o la distribuzione di energie ma anche la risposta del tubo in termini di frattura. Visionando tutte le analisi si sono riconosciuti diversi modi di frattura trattati in letteratura. In alcuni casi è stato possibile distinguerli in modo netto e in altri meno, trattandosi in questi ultimi casi di modi "misti".

L'immagine di figura 3.6 è estratta da [60], e se ne era già tratto spunto per gli utili casi prova riportati al paragrafo 3.3. Essa rappresenta una serie di modi di frattura che si sono sperimentalmente osservati nei fenomeni di impatto di penetratori di diverse forme su piastre di metalli diversi per duttilità e resistenza. I modi di frattura riscontrati sono classificati sulla base di quelli riportati nella suddetta figura.

Di seguito vengono presentati i risultati mediante immagini e mappe di danno, limitandosi a considerazioni qualitative.

Formazione di un foro duttile

Questo modo di frattura (denominato *ductile hole formation* o *petaling*, "petalatura") si distingue per un foro d'uscita molto pulito con quasi totale assenza di frammentazione (figura 3.64). È tipica nei casi di metalli duttili, penetratori appuntiti e basse velocità di impatto. In generale più il metallo è duttile e più alta è la velocità alla quale si può ancora verificare. Per metalli fragili è impossibile che si verifichi a meno di trovarsi in un campo di velocità prossimo a quello di limite balistico, ovvero molto più basso di quello considerato nelle analisi svolte.

Nelle analisi sul getto penetrante si è riscontrato per il metallo Weldox 460 E e Tenaris in un ampio intervallo di velocità, completo di tutte gli elementi che lo caratterizzano: grandi deformazioni plastiche che precedono la frattura, formazione di "petali" e flusso degli sforzi in direzione radiale.

La "petalatura" è tanto più marcata quanto più alta è la velocità. Le immagini di figura 3.65 mostrano che ad una velocità di 700 m/s questa è assente e il foro molto pulito. Al contrario a 4000 m/s i petali sono già molto definiti, e ad una velocità intermedia, come 2000 m/s, sono appena accennati. Il meccanismo che sta alla base della formazione dei petali è lo stesso descritto nel paragrafo 3.3.2 nella parte relativa alla prova di Taylor tridimensionale: fratture radiali che partono dal bordo a causa delle fibre tese lungo circonferenze concentriche al foro.

Aratura

Questo modo di frattura (in inglese *plugging*) si verifica per il caso di metalli fragili, come il S7 Tool Steel, a basse velocità. Diversamente da quanto accadeva per i metalli duttili, come il Weldox 460 E, qui non si riescono a raggiungere le grandi deformazioni plastiche caratteristiche del modo di frattura precedente. È così che, piuttosto che petali, si formano uno o due frammenti di dimensioni piuttosto consistenti (figura 3.66). Si è riscontrato che all'aumentare della velocità d'impatto cresce il numero di frammenti e si riduce la loro dimensione.

Si sono avuti dei fenomeni di "aratura" anche nel caso di metalli duttili, come il Weldox 460 E, sebbene non per forme appuntite del getto ma sferiche, e per la

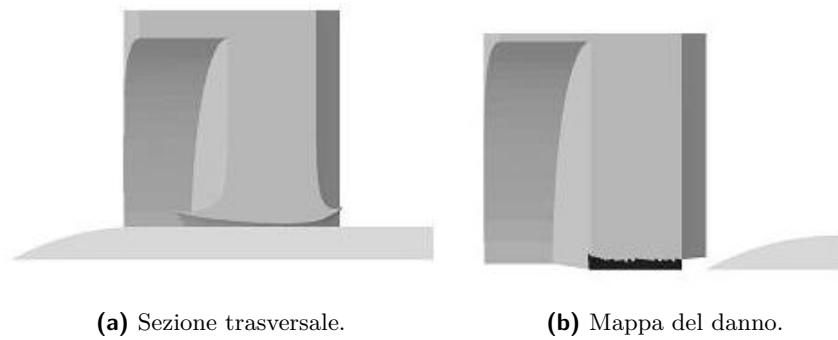


Figura 3.64: Formazione di un foro di uscita duttile per una velocità iniziale di 700 m/s.

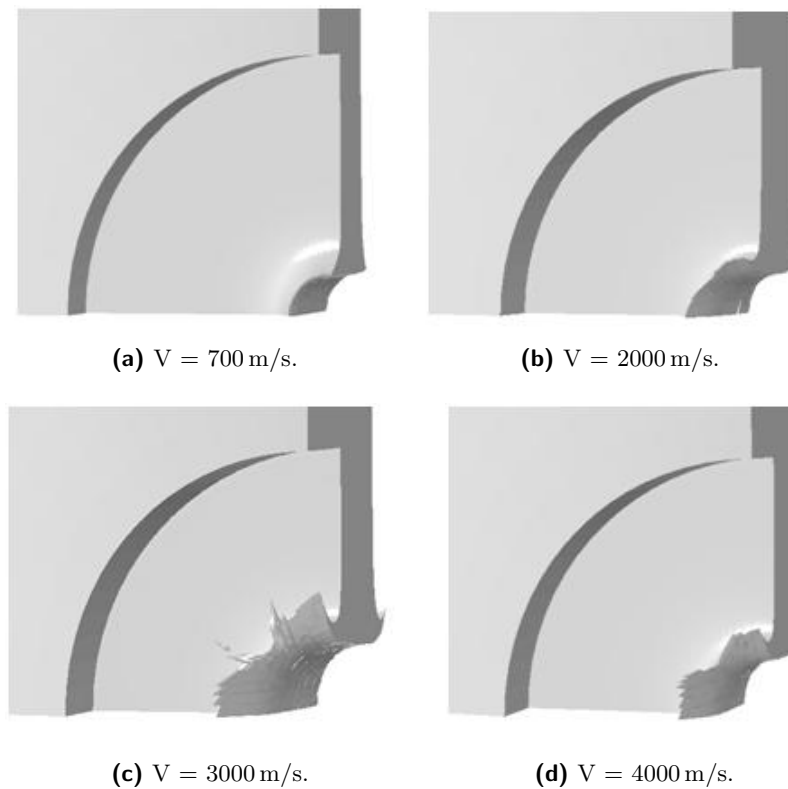


Figura 3.65: Foro d'uscita per differenti velocità iniziali del getto perforante. Si nota la differente forma della "petalatura".

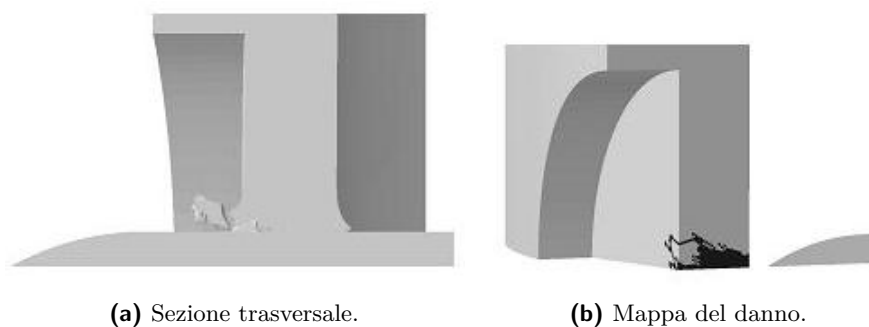


Figura 3.66: Formazione di un frammento piuttosto consistente per una velocità iniziale di 1000 m/s.

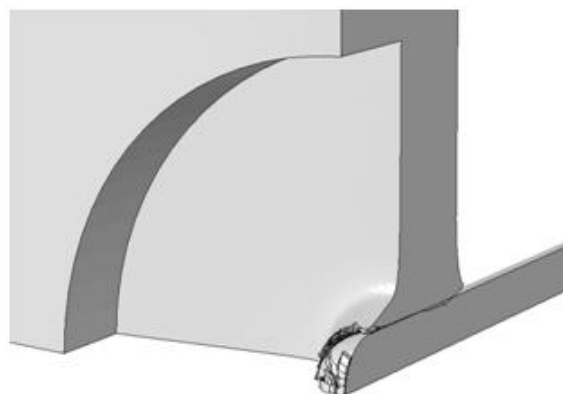


Figura 3.67: Rottura per “strappo” preceduta da stiramento dell’acciaio per un getto con punta sferica.

velocità di 700 m/s. La dinamica di formazione della scheggia che si stacca dal tubo è sostanzialmente diversa da quella dei metalli fragili, in quanto caratterizzato da “strappo” preceduto da una notevole deformazione plastica, figura 3.67.

Fratture per taglio

Nell’ambito dei metalli fragili, per velocità intermedie fra quelle indagate, 2000-4000 m/s, si riscontra un modo di frattura caratterizzato da una sorta di “delaminazione” della piastra in prossimità del foro. Questo modo di frattura viene individuato attraverso il termine *dishing*. Nelle immagini di figura 3.68 è possibile distinguere le tipiche fratture sebbene siano un po’ frammentate a causa delle caratteristiche di fragilità del metallo.

Frammentazione

Pe metalli fragili, come il S7 Tool Steel, si riscontra una notevole frammentazione della zona d’impatto nei casi di velocità molto elevata, al di sopra dei 5000 m/s. Nella figura 3.69a si possono notare un numero decisamente elevato di frammenti che si staccano dalla parete del tubo; in figura 3.69b è mostrata la mappa del danneggiamento.

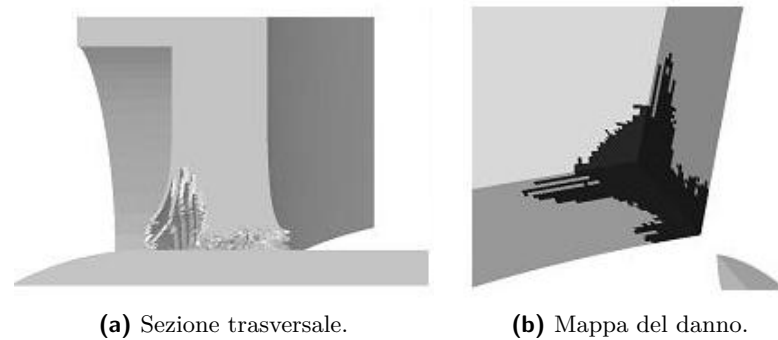


Figura 3.68: Delaminazione della parete del tubo a causa della fragilità del metallo.

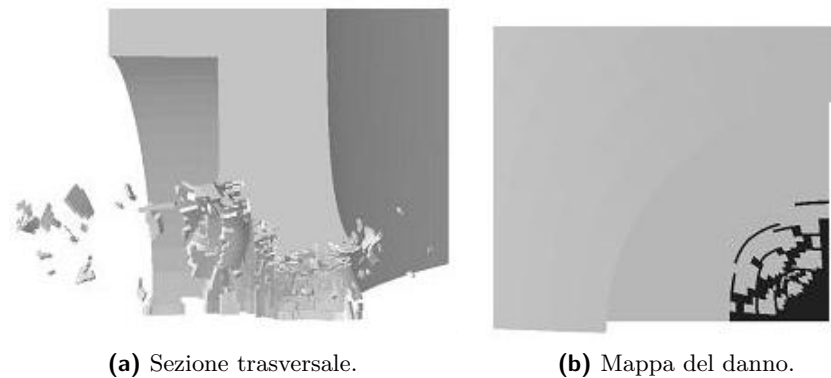


Figura 3.69: L'immagine mostra l'evidente frammentazione che si verifica per metalli fragili e alte velocità del getto perforante.

Altre indagini sui modi di frattura

Allo scopo di far emergere altri modi di frattura relativi ai metalli duttili e poter fare confronti si è considerato un getto di sforma sferica (figura 3.70) e il caso di carrier non indebolito da scallop (figura 3.71).

Da un confronto qualitativo fra forma appuntita e sferica emerge che a parità di velocità la seconda comporta un foro leggermente più largo e petali più sviluppati e rivoltati all'indietro.

Infine nelle immagini di figura 3.71 sono messi a confronto i casi con e senza scallop (considerando nel primo caso un indebolimento abbastanza marcato). Risulta che le dimensioni dei petali sono pressoché uguali, fatta eccezione per la lunghezza ridotta che comporta un ribaltamento del "petalo" meno marcato nel caso senza indebolimento.

3.8 Conclusioni parziali

In questo capitolo, è stata svolta un'indagine numerica per investigare la risposta meccanica di tubi di acciaio sollecitati da getti perforanti (schematizzati come corpi

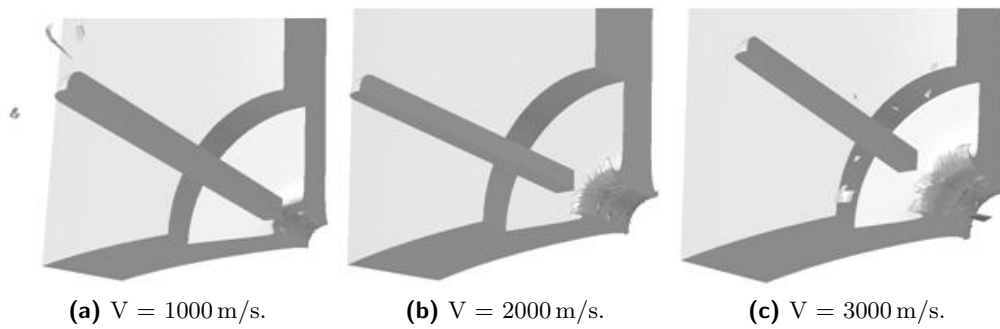


Figura 3.70: Risposta del tubo per effetto di un getto perforante con punta sferica per diverse velocità.

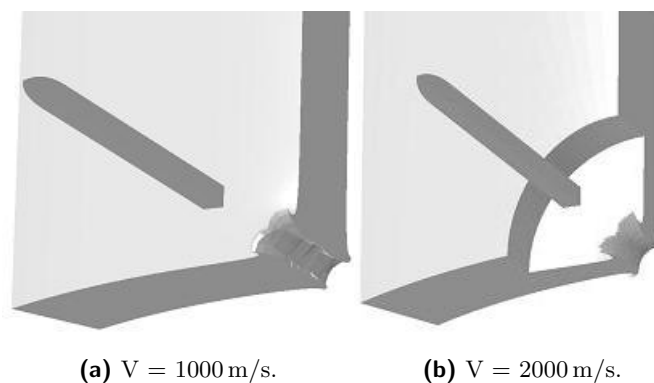


Figura 3.71: Confronto tra la “petalatura” che si ottiene con le presenza o meno dell’indebolimento del tubo.

rigidi).

I fenomeni d’impatto e perforazione, soprattutto se a elevate velocità, sono molto rapidi, con durate di qualche decina di microsecondi. Tale intervallo temporale, non consente al calore generato in seguito all’impatto di propagare nel materiale circostante; le simulazioni numeriche, possono dunque essere svolte adottando l’ipotesi di adiabaticità in luogo di analisi accoppiate termo-meccaniche senza alterare la risposta della struttura.

Un aspetto che gioca un ruolo di primo piano nelle simulazioni numeriche è stato il bilancio energetico. Le velocità del getto perforante (700-8000 m/s) sono anche di molto maggiori della velocità di propagazione delle onde dilatazionali nel materiale. Attraverso opportuni bilanci energetici si è dimostrato come il codice di calcolo sia comunque in grado di computare correttamente, almeno dal punto di vista energetico, il fenomeno oggetto di studio. Inoltre, in tutte le analisi, l’energia meccanica totale si è mantenuta pressoché costante, indice questo della mancanza di grossolani errori computazionali.

Considerazioni di natura energetica, hanno anche consentito di operare una rilevante riduzione sulla geometria del modello riducendo notevolmente i tempi di calcolo. A partire da una porzione di tubo dotata di tre indebolimenti (scallop) si è dimostrato come sia possibile passare ad un modello che preveda solamente

un quarto di una sola scallop. I due modelli sono equivalenti dal punto di vista energetico e anche per quanto riguarda la velocità di uscita del getto perforante.

Operata la riduzione del modello, si sono svolti vari studi di sensitività al fine di individuare come alcuni parametri (massa, attrito, materiale, spessore indebolimento) influiscano sulla risposta del getto perforante (velocità di uscita) e del tubo (modi di frattura ed energia dissipata). Si è così ottenuto che la risposta è più sensibile alle variazioni di massa piuttosto che di attrito, dove massa e attrito sono due parametri su cui si ha maggiore incertezza. Altri studi sono stati condotti separatamente per i due parametri di spessore dell'indebolimento e materiale del tubo, definiti "di progetto" in quanto stabiliti dall'utenza. Si è quantificata dunque la sensibilità della risposta alla variazione di spessore e che prevede, come era intuitivo pensare, che spessori più ridotti comportano perdite di velocità più contenute che spessori più grandi. Un risultato non banale è emerso invece dallo studio sul materiale, il quale ha condotto alla constatazione che un acciaio poco resistente (ma duttile) riduca l'energia di un proiettile che va a perforare una piastra meno di quanto faccia un acciaio più resistente (e così anche fragile).

Infine, l'ultimo studio ha evidenziato che la velocità del getto perforante e il tipo di materiale svolgono un'azione concomitante nel definire il modo di frattura che avviene nel tubo. In un acciaio duttile, quale il Weldom 460 E, la tipica frattura indotta da getto perforante è risultata essere costituita da un foro d'uscita molto pulito con quasi totale assenza di frammentazione del materiale. I lembi del foro sono risvoltati verso l'esterno a formare quella che viene chiamata "petalatura" tanto più accentuata quanto più è elevata la velocità del getto. Per un acciaio fragile, invece, si sono individuati tre diversi modi di frattura in funzione della velocità iniziale del getto perforante. Per velocità basse, 700-1000 m/s, si è riscontrata la formazione di un numero ridotto di frammenti di dimensioni consistenti; per velocità intermedie tra quelle indagate, 2000-4000 m/s, si verifica una delaminazione delle pareti del tubo con fratture dirette parallelamente all'asse del cilindro; infine, per elevate velocità, 5000-8000 m/s, si ha una frantumazione consistente dell'acciaio con la formazione di parecchi frammenti.

Capitolo 4

Effetto dell'onda d'urto sull'involucro protettivo

4.1 Introduzione

Nel presente capitolo viene affrontato il problema dell'onda di pressione generata dall'esplosione delle cariche poste all'interno del tubo di contenimento.

Per prima cosa è stato necessario validare il modello per simulare correttamente il processo di esplosione. Il programma Abaqus, già impiegato anche per le simulazioni del getto perforante, ha implementati due possibili modelli adatti allo scopo: quello di Geers-Hunter [16] e quello di Jones-Wilkins-Lee. Sulla base di [13, 43], si sono svolti due casi prova, uno per ogni modello.

Appurate le capacità predittive del programma ad elementi finiti, si è studiata la fisica del problema che si intende modellare. In merito, va detto che le informazioni rese note dalle società che si occupano di estrazione petrolifera sono alquanto scarse; tuttavia alcune informazioni sono state fornite da Tenaris, tra cui quelle sulla geometria del tubo e quelle sulle cariche esplosive.

A valle di queste due fasi, si è passati a quella di modellazione numerica del problema in esame. Il modello è formato da una porzione di tubo con due sequenze elicoidali di indebolimenti (in totale 18, figura 4.1) e un cilindro coassiale al tubo stesso, il quale rappresenta l'esplosivo (figura 4.2).

Infine, sono state eseguite numerose simulazioni considerando: dapprima un tubo privo di qualsiasi forma di indebolimento, successivamente è stata considerata la presenza delle scallop e per finire, si sono considerate delle scallop "pre-forate" (per tenere conto, in maniera approssimata, del foro da getto perforante). Queste analisi si sono svolte al fine di indagare la risposta strutturale del tubo metallico investito dall'onda di pressione. Si sono considerate anche le differenze nelle risposte legate alle proprietà degli acciai considerati: Weldox 460 E, l'acciaio Tenaris e il S7 Tool Steel.

Il dispositivo per la perforazione dei pozzi petroliferi, oggetto di studio in questa tesi, viene spesso utilizzato in ambienti in cui vi è la presenza di acqua. Pertanto, si sono svolte delle simulazioni considerando l'azione di confinamento esercitata dalla pressione idrostatica sulle pareti esterne del tubo. Il confronto viene operato prendendo in considerazione i diversi modi di frattura, qualora si verificano, e l'e-

spansione diametrale del tubo. I modi di frattura possono essere colti poiché il legame costitutivo adottato per modellare il comportamento dell'acciaio è il Johnson-Cook (plasticità e criterio di rottura). Le società petrolifere che adottano questa tecnica di perforazione dei pozzi, hanno interesse a poter recuperare il dispositivo a valle del suo utilizzo, visto i suoi costi elevati. In quest'ottica, un'espansione diametrale eccessiva del tubo provocherebbe l'impossibilità, o comunque delle difficoltà, nello svolgere questa operazione.

4.1.1 Osservazioni sul fenomeno delle esplosioni

Un'esplosione è un improvviso e violento rilascio di energia meccanica o chimica, normalmente con produzione di gas ad altissima temperatura e pressione. L'espansione istantanea di questi gas crea un'onda d'urto nel mezzo in cui avviene, che in assenza di ostacoli si espande come una sfera, centrata nel punto dell'esplosione. Se incontra ostacoli, l'onda esercita su di essi una forza tanto maggiore quanto maggiore è la superficie investita (la forza è data dal prodotto della pressione generata dall'onda per l'area della superficie) e quanto più è vicina al centro dell'esplosione.

Si definisce quindi esplosivo una sostanza o una miscela di sostanze che, in determinate condizioni, reagiscono con un'esplosione. Le sostanze esplosive possono essere le più varie, di natura gassosa, liquida o anche solida, come le polveri esplosive (tritololo, RDX, C4, nitramite).

I più usati esplosivi artificiali sono esplosivi chimici, che normalmente comprendono una rapida e violenta reazione di ossidazione che produce una notevole quantità di gas ad alta temperatura. Sono esplosivi molto versatili, compatti, disponibili in quantità e in ogni tipo (acido picrico, idrozina, pirodex, tannerite).

La polvere nera è stato il primo esplosivo chimico scoperto dall'uomo, che ne ha potuto disporre a partire dal XII secolo. Due pietre miliari nello sviluppo degli esplosivi sono la nitroglicerina e la dinamite, derivato desensibilizzato della prima; oggi si usano per lo più tritololo e nitro metano d'ammonio grazie alla loro potenza e insensibilità (poco reattivi a fenomeni di urto e attrito) che li rendono molto sicuri e pratici da lavorare e trasportare.

Le esplosioni chimiche sono suddivise in deflagrazioni e detonazioni. Nelle prime la propagazione della reazione chimica di esplosione è una forma di combustione endogena (che avviene all'interno del materiale esplosivo stesso) che procede nel materiale a velocità subsonica. Nelle detonazioni, invece, la reazione chimica di esplosione non è una combustione ma una decomposizione diretta della molecola di esplosivo, innescata direttamente dall'onda d'urto: la reazione di esplosione procede quindi alla velocità del suono attraverso tutto il materiale, e la pressione e la temperatura dei prodotti di reazione sono quindi molto più elevate che nel caso di deflagrazione. Le detonazioni possono quindi essere interpretate come onde supersoniche di combustione che trasportano l'onda di *shock*. Quest'onda innesca un processo di combustione nei materiali reattivi, mentre si assiste a un'espansione volumetrica con un rilascio di energia che spinge l'onda di shock contro il materiale reagente non ancora interessato dal fenomeno.

Le simulazioni numeriche di esplosioni devono includere la capacità di riprodurre le caratteristiche essenziali di comprimibilità dei fluidi in cui le esplosioni stesse avvengono e le equazioni di stato dei reagenti e dei prodotti per modellare il processo

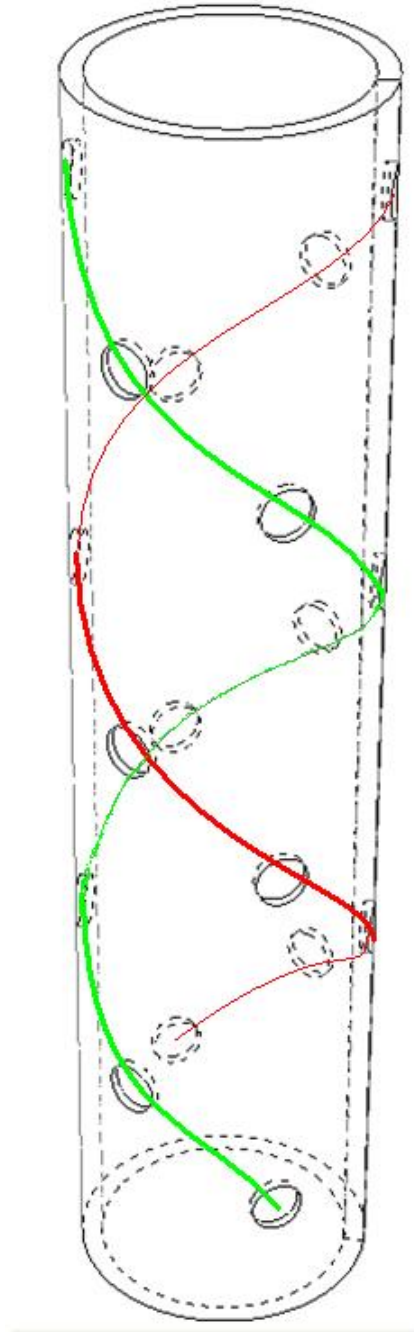


Figura 4.1: Porzione di tubo considerata per la simulazione degli esplosivi.

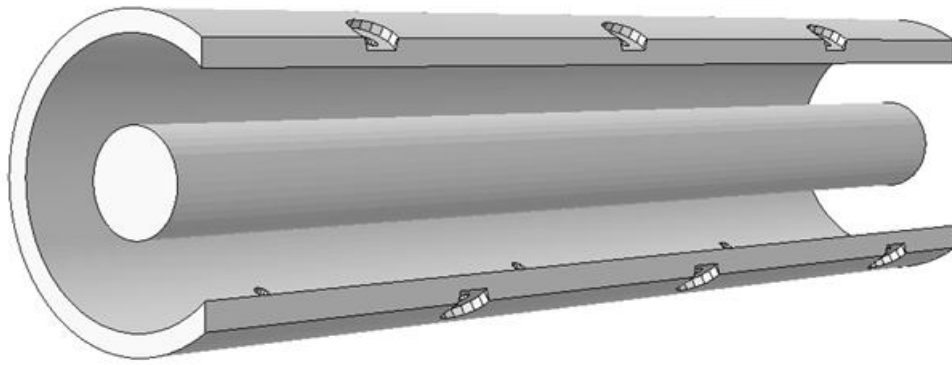


Figura 4.2: Posizione dell'esplosivo nel modello ad elementi finiti.

di reazione chimica. Per i gas, ci sono modelli ampiamente accettati basati sulle equazioni di stato, sui meccanismi di reazione e sulla velocità di reazione. Per esempio, molti studi analitici e matematici sono basati sull'uso dell'equazione di stato dei gas ideali con un parametro legato all'energia rilasciata, assumendo una reazione di tipo irreversibile. Per i solidi, ci sono invece diversi tipi di modelli basati sia sulle equazioni di stato sia sulla velocità di reazione e non esiste un approccio standard semplice.

Per la simulazione di processi esplosivi Abaqus mette a disposizione due tipi di modelli: quello di Jones-Wilkins-Lee e quello di Geers-Hunter entrambi adatti a simulare esplosivi di natura solida. Nei paragrafi seguenti saranno descritti entrambi i modelli e saranno riportati i risultati ottenuti per alcuni casi prova.

4.2 Validazione e scelta del modello costitutivo

Nel paragrafo seguente si descriveranno i due modelli che sono stati presi in considerazione per simulare il processo esplosivo: il Geers-Hunter e quello di Jones-Wilkins-Lee (JWL). Il primo è un modello fenomenologico che mira a modellare gli effetti di un'esplosione, mentre il secondo è in grado di descrivere la cinetica dell'esplosivo. L'utilizzo del modello di Geers-Hunter consente quindi di svincolarsi dall'onere della modellazione dell'esplosivo. In particolar modo questo modello nasce per simulare fenomeni esplosivi in fluidi di natura liquida. In questo lavoro di tesi verrà presa in considerazione l'ipotesi del suo utilizzo anche in fluidi gassosi. Si descriverà brevemente e qualitativamente la base teorica di entrambe e si esporranno i risultati di una serie di casi prova adottati per comprendere le capacità predittive del codice a elementi finiti Abaqus.

4.2.1 Il modello di Geers-Hunter

In questo paragrafo si riporteranno alcuni richiami teorici sul modello di Geers-Hunter e saranno esposti i risultati di un caso prova ottenuti tramite modellazione con codice di calcolo.

Il modello di Geers-Hunter [16], può essere utilizzato per simulare numericamente esplosioni di sostanze detonanti solide in acque moderatamente profonde.

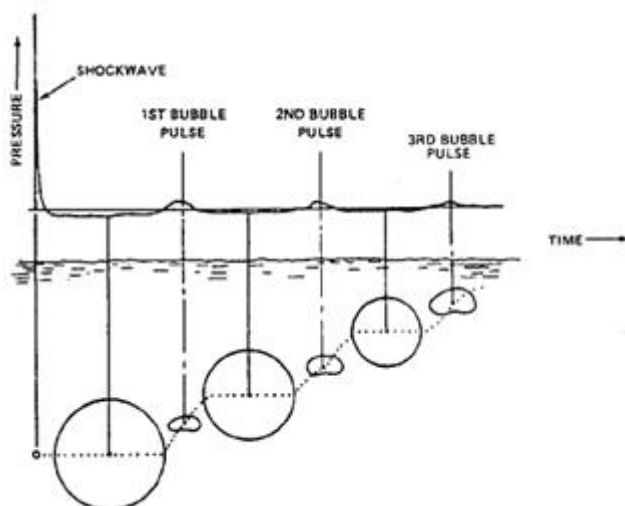


Figura 4.3: Tipico movimento della bolla e storia di pressione in superficie (immagine tratta da [16]).

A seguito di una esplosione sottomarina si assiste alla formazione di un'onda di pressione (*shock wave*) e di una bolla di gas, dovuta ai prodotti di detonazione; quest'ultima, si muove a partire dal punto di deflagrazione della carica, verso il pelo libero dell'acqua. Durante il moto della bolla di gas, si assiste alla formazione di onde di pressione di entità via via decrescente dovute alla "pulsazione della bolla". I gas di detonazione possiedono, infatti, una certa pressione che tende a far aumentare il diametro della bolla nelle fasi immediatamente successive all'esplosione. Tra i gas e l'acqua circostante si deve comunque instaurare equilibrio: la bolla continua a crescere superando anche la pressione idrostatica. A questo punto per ripristinare l'equilibrio tra i due fluidi, la bolla tende a diminuire il proprio diametro; in questo modo si instaura un moto pulsante della bolla di gas che genera degli incrementi di pressione nel liquido. Durante questo fenomeno di pulsazione la bolla di gas è soggetta a un moto che tende a portarla verso il pelo libero dell'acqua. Quanto descritto è sinteticamente illustrato nella figura 4.3. Una descrizione dettagliata, dal punto di vista matematico, delle equazioni che governano il modello si può trovare in [16].

Una struttura immersa in acqua e in prossimità di una carica esplosiva sarà dunque soggetta a entrambe le sollecitazioni sopra descritte: l'onda iniziale di pressione (d'intensità maggiore), e le successive onde di pressione generate dalla pulsazione della bolla di gas. Se l'esplosione avviene in una zona molto prossima alla struttura, la dinamica di quest'ultima può interagire con quella della bolla. La presenza della struttura interferisce con il normale flusso del fluido (descritto in precedenza) e questo può portare al collasso della bolla sulla struttura. Se la distanza tra la struttura e l'esplosivo è minore del massimo raggio che la bolla può assumere, il collasso della bolla stessa avviene attraverso la formazione di un getto di acqua con una velocità molto elevata che provoca un danneggiamento della struttura in una zona molto limitata [13]. L'interazione fluido-struttura che avviene in questo processo è molto complessa e non è ancora del tutto chiara. Studi di

Tabella 4.1: Costanti del tritolo per il modello di Geers-Hunter.

Costante dell'esplosivo	K	5.97×10^7
Costante dell'esplosivo	k	8.83×10^{-5}
Similitudine spaziale esponente	A	0.13
Similitudine temporale esponente	B	0.18
Costante dell'esplosivo	K_c	1.05×10^9
Indice di adiabaticità		1,27
Densità della carica		1654

natura sperimentale, con strutture opportunamente strumentate, sono strettamente necessari per compiere dei progressi in questo campo. Alcuni di questi risultati sono presenti in [13], dal quale è stato tratto anche il caso prova riportato nel paragrafo 4.2.1.1.

4.2.1.1 Caso prova

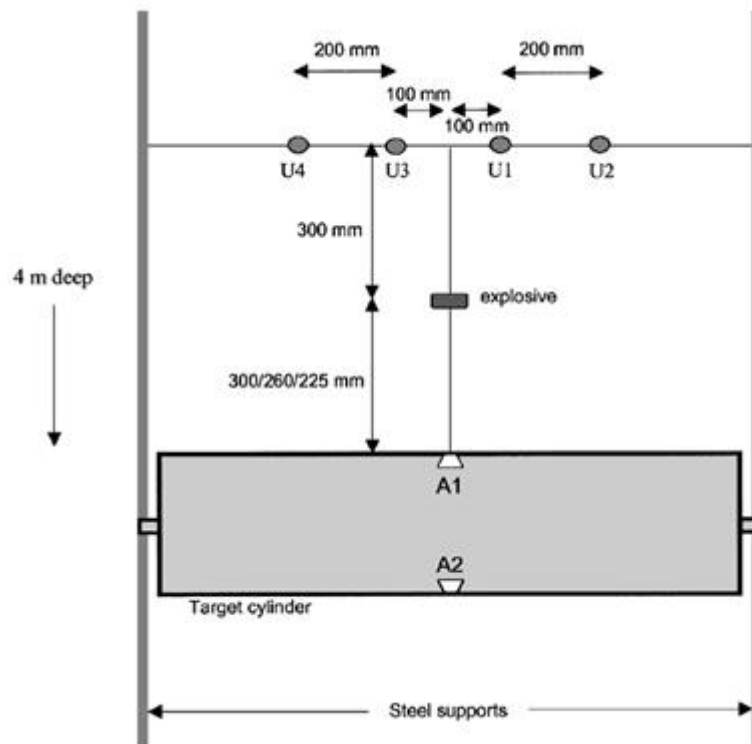
Il caso prova, con cui validare i risultati ottenuti tramite il codice commerciale agli elementi finiti, è stato preso da [13], dove è stata svolta una campagna di esperimenti al fine di studiare l'interazione tra la bolla di gas e una struttura, in questo caso, un tubo di acciaio immerso in acqua.

La struttura di prova utilizzata (si vedano immagini di figura 4.4) consiste in un cilindro con diametro 275 mm, spessore 2 mm e lunghezza 1.2 m, fissato a un'intelaiatura che può essere assunta come rigida. Su quest'ultima sono fissate apparecchiature adibite alla misurazione della pressione (a una certa distanza dal tubo) e dell'accelerazione sul tubo stesso. Tra i rilevatori di pressione e il tubo è posta una carica di esplosivo tritolo del peso di 5.3 g; la distanza tra questi è fissa e pari a 300 mm. La distanza tra carica e tubo, invece, è variabile ed è stata assunta pari: 300, 260 e 225 mm, al fine di valutare l'interazione fluido-struttura.

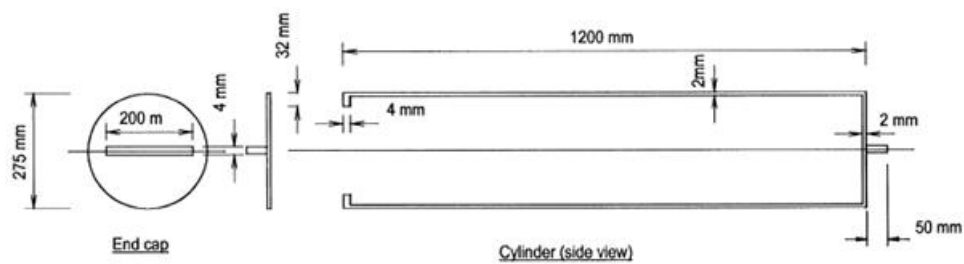
Le nostre simulazioni si sono concentrate per il caso di carica esplosiva posta a una distanza dal tubo di 300 mm. In [13] sono riportate le accelerazioni e le pressioni registrate durante la campagna di test sperimentali che saranno utilizzate come termini di confronto con i risultati delle nostre simulazioni.

In figura 4.5 sono riportati i due modelli adottati: uno per determinare la storia di accelerazione del tubo, nel punto A1 indicato in figura 4.4a, e l'altro quella di pressione nell'acqua, nel punto U1 individuato nella medesima figura.

Il modello di Geers-Hunter richiede la definizione, nel codice agli elementi finiti, di una serie di parametri ed entità geometriche, affinché possa essere produttivo. I parametri richiesti sono funzione del tipo di materiale di cui l'esplosivo è costituito, nonché la profondità a cui avviene la deflagrazione. Grazie a questi parametri l'algoritmo numerico è in grado di valutare l'evoluzione nel tempo e nello spazio della pressione e il movimento della bolla di gas, precedentemente descritto. Vista la grande varietà di tipologie di esplosivi esistenti, in letteratura è possibile trovare, per quello più comuni, la massa di tritolo equivalente a quella dell'esplosivo considerato. A tal proposito nella tabella 4.1 sono riportate le costanti caratteristiche del modello di Geers-Hunter per il tritolo.

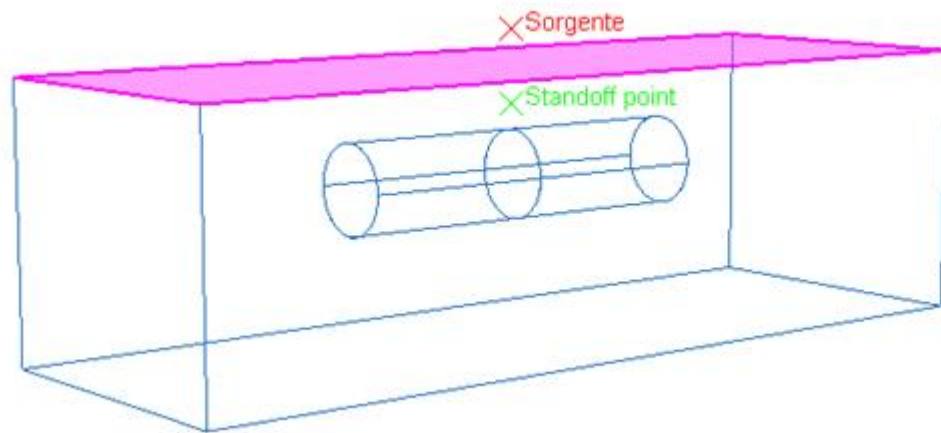


(a) Sezione longitudinale.

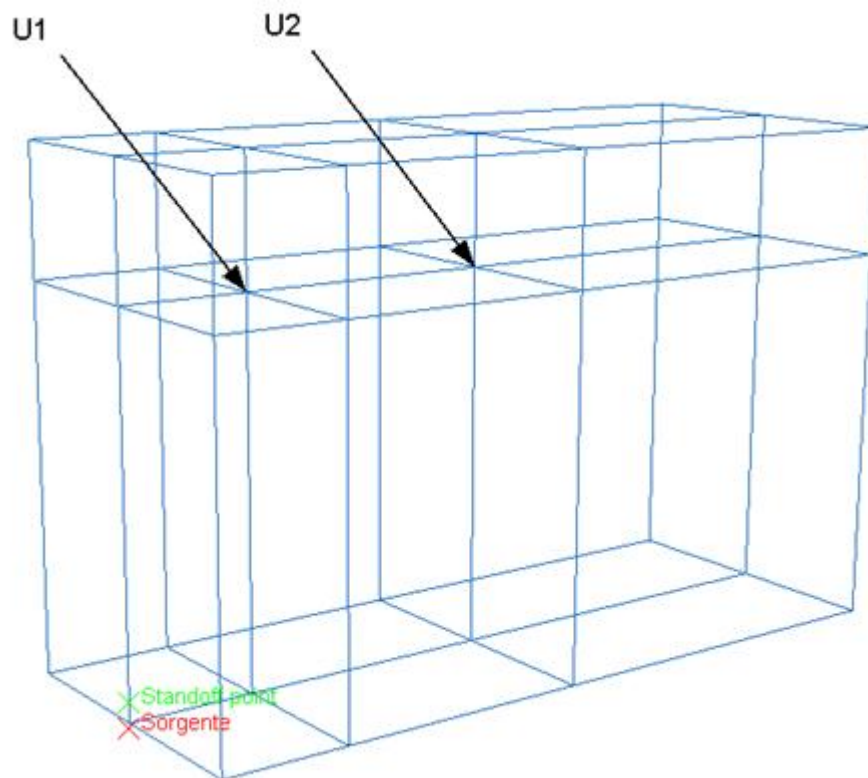


(b) Sezione trasversale.

Figura 4.4: Schematizzazione dell'apparato di prova (immagini tratte da: [13]).



(a) Modello adottato per la determinazione dell'accelerazione nel punto A1. Sono messi in evidenza: la sorgente, lo standoff point e la superficie incidente.



(b) Modello usato per determinare la pressione in corrispondenza del rilevatore U1. Le superfici incidenti non sono state messe in evidenza per non appesantire il disegno.

Figura 4.5: Modelli adottati per la misurazione della pressione e dell'accelerazione nei punti indicati in figura 4.4.

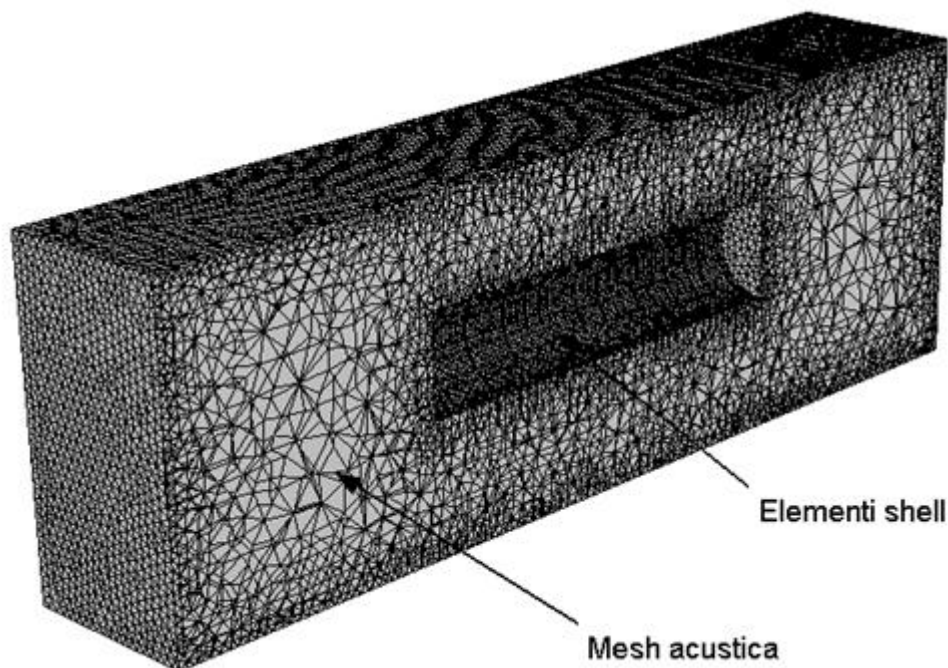


Figura 4.6: Dettaglio sulla mesh adottata per la parte relativa alla pressione.

Gli enti geometrici fondamentali che devono essere specificati per il modello di Geers-Hunter sono sostanzialmente tre. Il primo è costituito da un punto che rappresenta la “sorgente”, che coincide con la posizione in cui è situata la carica esplosiva. Il secondo è anch’esso un punto, denominato “*standoff point*”, necessario all’inizializzazione del problema, l’algoritmo numerico calcola la distribuzione di pressione al tempo zero dell’analisi. Infine, vanno definite le superfici attraverso le quali l’onda di pressione può “passare”, ovvero essere riflessa.

Affinché l’onda di pressione dovuta alla detonazione possa essere generata e, in seguito, computata la sua evoluzione temporale, è necessario ricorrere all’utilizzo di elementi finiti di tipo acustico (per esempio tetraedri, AC3D4 in Abaqus); a questi deve essere assegnato un materiale di tipo: mezzo acustico (*acoustic medium*).

In particolare in figura 4.5a è messa in evidenza la posizione della carica, dello *standoff point* e del piano incidente (quello in cui l’onda di pressione entra nel modello). Il tubo metallico è completamente racchiuso all’interno di una mesh costituita da elementi acustici, i quali permettono di valutare la propagazione nel tempo dell’onda di pressione generata dall’esplosione della carica (si veda figura 4.6). Il tubo è stato modellato facendo uso di elementi finiti di guscio. Per quanto riguarda il mezzo acustico, l’acqua in questo caso, le principali grandezze che è stato necessario inserire nel programma ad elementi finiti sono state il modulo di compressibilità volumetrica pari a 2.2×10^9 Pa, la densità pari 1000 kg/m^3 e la velocità del suono in acqua 1500 m/s .

Il tubo metallico è stato modellato come un materiale elastico-lineare, con modulo di elasticità pari a 210 GPa , coefficiente di Poisson pari a 0.3 e densità pari a 7860 kg/m^3 .

I risultati per l'accelerazione, nel punto indicato con A1, in figura 4.4a sono mostrati nel grafico di figura 4.7a. Confrontando questi risultati con quelli in [13] si osserva come il picco di accelerazione positiva, nelle nostre simulazioni sia molto prossimo a quello riscontrato sperimentalmente (figura 4.7b). L'accelerazione negativa è risultata invece decisamente maggiore; questo può essere imputabile alla plasticizzazione locale del tubo di acciaio, che non è colta dal modello numerico essendo il tubo modellato come elastico lineare.

Per quanto riguarda il modello per la determinazione della storia di pressione (figura 4.5a) è stata adottata solamente una mesh di tipo acustico. I punti in cui sono state misurate le pressioni sono stati posti completamente all'interno del mezzo acustico, per evitare "effetti di bordo" che si sono verificati quando gli stessi erano posti sulla superficie laterale.

I risultati sono riportati nella figura 4.8a. Il picco di pressione è colto abbastanza bene dal modello numerico se confrontato con i risultati sperimentali presenti in [13] (figura 4.8b).

Per entrambi i modelli, è stato necessario ricorrere a degli elementi finiti di dimensioni piuttosto ridotte: dimensione caratteristica 10 mm. Elementi di dimensioni maggiori hanno portato a un'eccessiva sottostima dei picchi di pressione e di accelerazione. La soluzione ad elementi finiti, infatti, è tanto più accurata quanto più gli elementi sono di piccole dimensioni.

4.2.2 Il modello di Jones-Wilkins-Lee

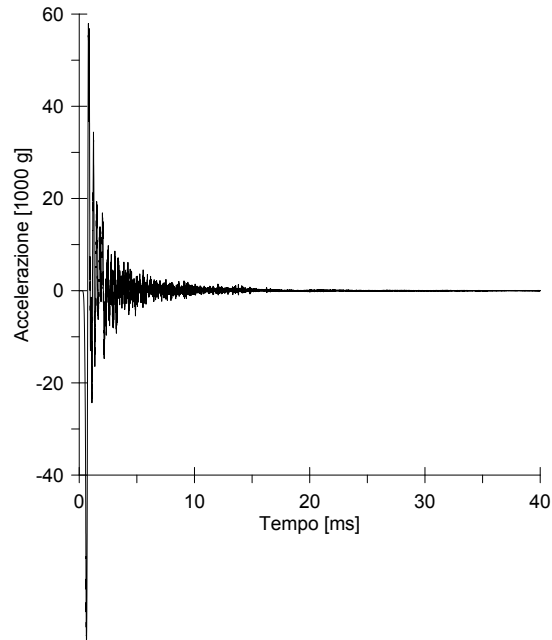
Durante la deflagrazione di un esplosivo si ha la formazione di gas estremamente caldi a pressioni molto elevate. L'energia chimica rilasciata improvvisamente produce un'onda di *shock*. La modellazione dell'onda così prodotta può essere ottenuta in diversi modi:

- definendo una curva pressione-tempo che traduce gli effetti dell'onda di shock (per esempio misurati sperimentalmente);
- definendo un opportuno carico da esplosione, tramite la scelta di una "funzione di esplosione" legata al tipo di esplosivo che sia in grado di descrivere le sollecitazioni indotte dalla deflagrazione;
- modellando direttamente il comportamento del materiale esplosivo.

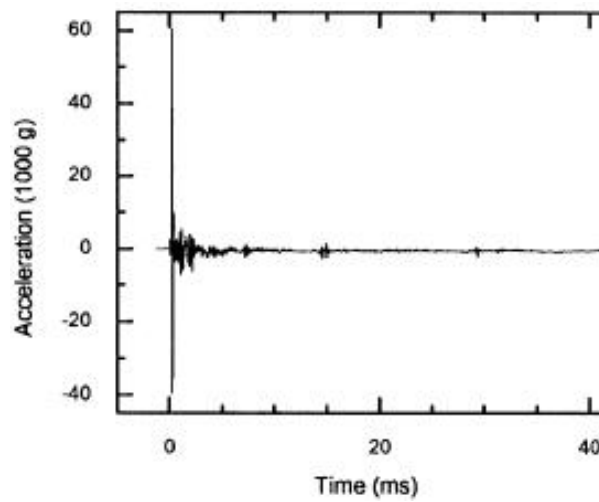
Il modello di Jones-Wilkins-Lee, che ricade nella terza categoria di cui sopra, fa parte di una più vasta categoria di modelli, che mirano a utilizzare le equazioni di stato per determinare gli effetti di un'esplosione. L'equazione di stato è un'equazione costitutiva che descrive lo stato della materia sotto un determinato insieme di condizioni fisiche. Fornisce una relazione matematica tra più funzioni di stato associate alla materia, come temperatura, pressione, volume o energia interna. La maggior parte dei materiali altamente esplosivi, inoltre, è ben descritta da questa equazione di stato.

Questo tipo di equazione è particolarmente adatta per descrivere il comportamento di materiali esplosivi, sia liquidi, sia gassosi. Per i materiali gassosi si ottiene la seguente equazione:

$$p = A \left(1 - \frac{\omega \rho}{R_1 \rho_0} \right) e^{-R_1 \frac{\rho_0}{\rho}} + B \left(1 - \frac{\omega \rho}{R_2 \rho_0} \right) e^{-R_2 \frac{\rho_0}{\rho}} + \frac{\omega \rho^2}{\rho_0} E_{m0} \quad (4.1)$$

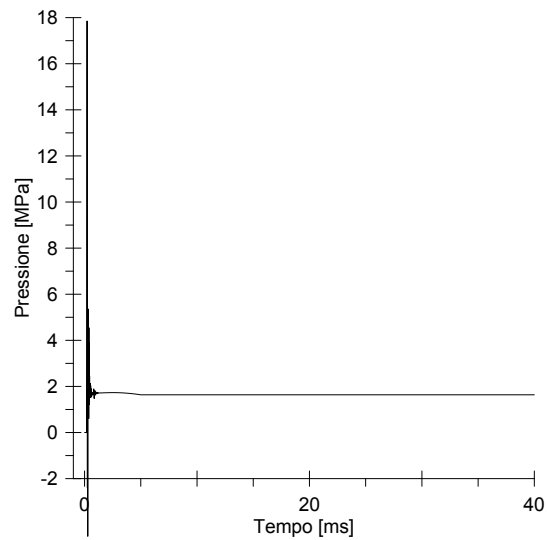


(a) Risultati simulazioni.

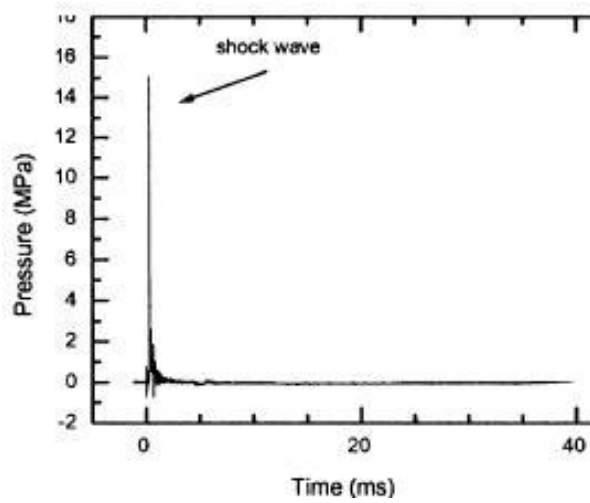


(b) Osservazioni sperimentali tratte da [13].

Figura 4.7: Andamento dell'accelerazione nel tempo ottenuta dalla simulazione nel punto indicato con A1 in figura 4.4a.



(a) Risultati simulazioni.

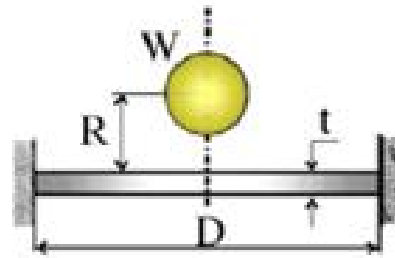


(b) Osservazioni sperimentali tratte da [13].

Figura 4.8: Andamento della pressione nel tempo ottenuta dalla simulazione nel punto indicato con U1 in figura 4.4a.

Tabella 4.2: Parametri caratteristici per il modello di Jones-Wilkins-Lee (fonte [26]).

Esplosivo	ρ_0 [g/cm ³]	E_{m0} [Mbarcm ³ /cm ³]	A	B	R_1	R_2	ω
Comp A-3	1.6500	0.0890	6.1130	0.1065	4.40	1.20	0.32
Comp C-4	1.6010	0.0900	6.0580	0.1295	4.50	1.40	0.25
HMX	1.8910	0.1050	7.7830	0.0707	4.20	1.00	0.30
TNT	1.6300	0.0700	3.7120	0.0323	4.15	0.95	0.30
Nitrometano	1.1250	0.0510	2.0920	0.0569	4.40	1.20	0.30

**Figura 4.9:** Schematizzazione del caso prova adottato per il modello di Jones-Wilkins-Lee (immagine tratta da [43]).

dove p è la pressione dovuta all'esplosione, ρ è la densità dell'esplosivo, ρ_0 è la densità dell'esplosivo prima della deflagrazione, A , B , R_1 , R_2 , ω , ed E_{m0} sono costanti caratteristiche del materiale, legate al tipo di esplosivo. La trattazione completa per ricavare l'equazione (4.1) è esposta in [49]. Per alcuni tipi di esplosivi, questi valori sono riassunti nella tabella 4.2.

In Abaqus l'esplosivo deve essere modellato come un corpo solido (se il modello è tridimensionale) dotato di un'opportuna discretizzazione con gli stessi elementi finiti che sarebbero usati per problemi di meccanica dei continui (elementi di tipo *stress*, per esempio C3D8 in Abaqus). Per questo modello, a differenza del precedente, non è richiesta la definizione di una mesh di elementi acustici. Quando si verifica la detonazione, il volume iniziale di esplosivo subisce una rapida e significativa espansione e interagisce con le strutture circostanti. Le forze di contatto tra i prodotti di detonazione e le strutture devono quindi essere calcolate (in questo caso si è utilizzata l'opzione *general contact*). L'espansione dell'esplosivo è calcolata sulla base di tre parametri: la posizione del punto di detonazione ("*detonation point*"), la velocità dell'onda di pressione ("*burn speed*") e la geometria dell'esplosivo.

4.2.2.1 Caso prova

Si è deciso di riprodurre attraverso una simulazione numerica e il modello di Jones-Wilkins-Lee i risultati ottenuti da Neuberger et al. [43]. Nel lavoro citato sono stati eseguiti test numerici e sperimentali per studiare la risposta di piastre circolari in acciaio, soggette a una carica di natura esplosiva. La schematizzazione adottata è rappresentata in figura 4.9.

Tabella 4.3: Parametri adottati per il TNT nel caso prova.

Esplorativo	ρ_0 [g/cm ³]	E_{m0} [Mbarcm ³ /cm ³]	A	B	R_1	R_2	ω
TNT	1.6300	0.0700	3.7120	0.0323	4.15	0.95	0.30

Tabella 4.4: Parametri adottati per il modello Johnson-Cook.

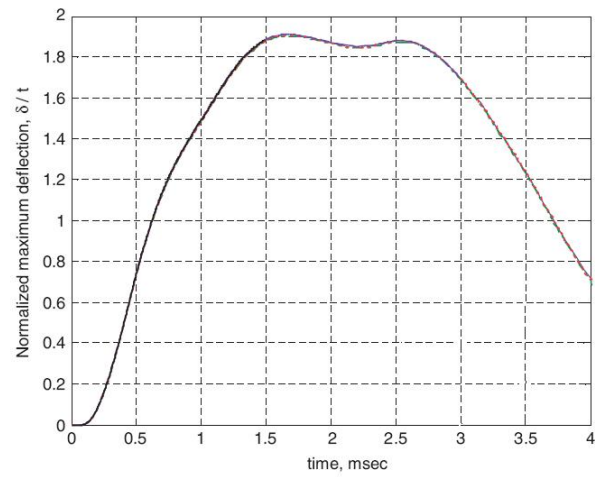
t [mm]	σ_y	E [GPa]	A [MPa]	B [MPa]	n	C	m
41-80	850	210	850	355	0.26	0.014	1

Il carico di natura esplosiva è stato modellato numericamente attraverso l'utilizzo del modello JWL. La piastra ha forma circolare ed è formata da materiale metallico, che è schematizzato nel modello a elementi finiti mediante il legame costitutivo di Johnson-Cook. Le dimensioni del provino sono le seguenti: diametro $D = 2$ m, distanza dell'esplosivo dalla piastra $R = 0.5$ m, quantità di tritolo (TNT) $W = 50$ kg, spessore della piastra $t = 0.05$ m.

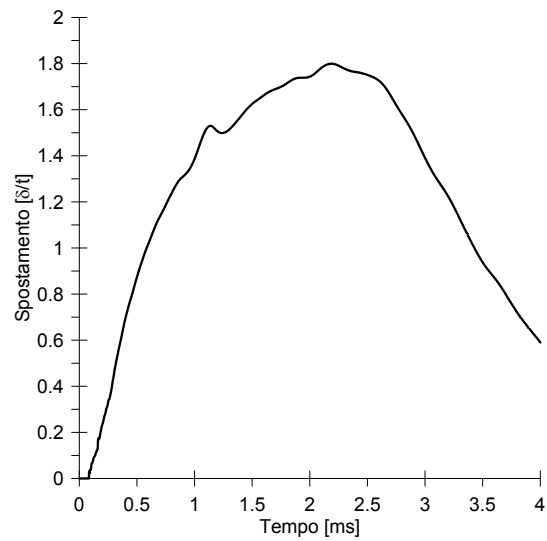
Per quanto riguarda la scelta dei parametri, si è fatto uso di quelli riportati in [43] sia per la modellazione dell'esplosivo sia per quella della piastra. Essi sono sinteticamente riportati nelle tabelle 4.3 e 4.4.

I risultati ottenuti sono espressi in termini di spostamento, adimensionalizzato rispetto allo spessore della piastra, riferito al baricentro della piastra stessa, esattamente in corrispondenza alla verticale passante per il centro della sfera che modella l'esplosivo.

Osservando il grafico di figura 4.10a si osserva un'ottima corrispondenza con i risultati presentati in [43] e riportati in figura 4.10b in termini di spostamento massimo. Per quanto riguarda l'andamento temporale, invece, si rileva una leggera differenza di risultati. Nella figura 4.11 è riportata la mesh adottata per la simulazione numerica.



(a) Risultati tratti da [43].



(b) Risultati simulazioni.

Figura 4.10: Spostamento adimensionalizzato del centro della piastra nel tempo.

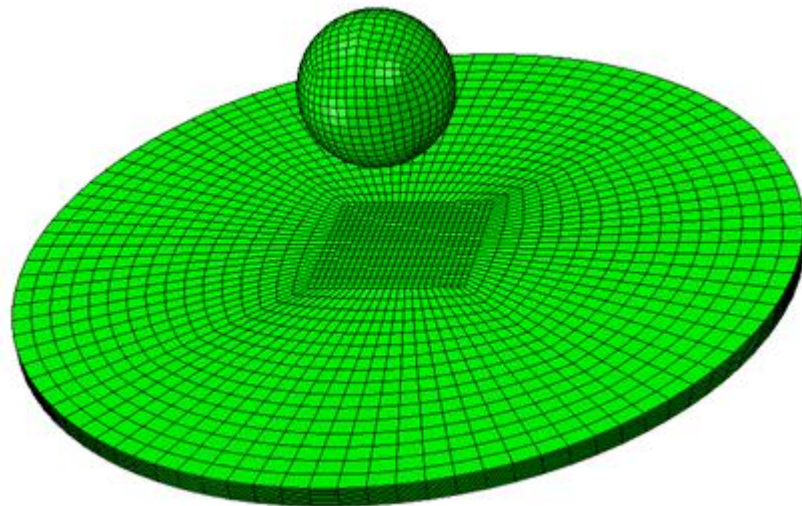


Figura 4.11: Mesh adottata per il caso prova del modello Jones-Wilkins-Lee.

4.2.2.2 Confronto tra i modelli

A questo punto ci si chiede se il modello di Geers-Hunter, è adatto a predire correttamente fenomeni esplosivi anche in ambiente gassoso.

L'idea nasce dal fatto che, dal punto di vista della modellazione, si potrebbero semplicemente sostituire i parametri del mezzo acustico, aria invece che acqua. Essi, nel caso dell'aria assumono i seguenti valori: modulo di compressibilità volumetrica pari a 1.42×10^5 Pa, densità pari a 1.20 kg/m^3 e velocità del suono in acqua 343 m/s

Per testare la validità di questa ipotesi, si è utilizzato il modello di Geers-Hunter per il caso prova adottato per la validazione dell'equazione di stato di Jones-Wilkins-Lee. La geometria della piastra è la medesima adottata in precedenza. L'unica sostanziale differenza è che in questo caso non viene modellata direttamente la sfera di esplosivo, bensì verrà interposta, tra carica e piastra, una zona di tipo mezzo acustico (si veda figura 4.12).

L'andamento temporale dello spostamento del centro della piastra, adimensionalizzato rispetto allo spessore, è riportato nel grafico di figura 4.13. Esso appare decisamente maggiore rispetto a quello che si ottiene col modello di Jones-Wilkins-Lee.

In conclusione si evince che il modello di Geers-Hunter non è particolarmente adatto a modellare esplosioni che avvengono in aria. Alla luce di questi risultati per simulare le esplosioni che avvengono all'interno del tubo di acciaio, si è optato per l'utilizzo dell'equazione di Jones-Wilkins-Lee. I risultati ottenuti sono esposti nel paragrafo 4.5.

4.3 Dispositivo di detonazione e osservazioni sperimentali

Per una descrizione dettagliata del funzionamento e delle problematiche della perforating gun si rimanda al capitolo 1. In questa sede se ne fa solo un veloce richiamo seguito da una raccolta di informazioni riguardo al modello di dispositivo preso in esame e alla storia di pressioni e onde d'urto a cui il tubo è sottoposto.

L'involucro protettivo, o *carrier*, è un elemento tubolare sigillato che viene usato per trasportare al suo interno delle piccole cariche esplosive in profondità, all'interno di un pozzo destinato all'estrazione petrolifera. Ad un tempo e posizione prestabiliti, le cariche sono fatte detonare per formare dei getti di metallo fuso che scavano fori nella formazione rocciosa circostante, i quali saranno veicolo di flussi di idrocarburi verso il pozzo fino in superficie. Il compito del carrier è isolare le cariche dall'ambiente del pozzo, una atmosfera liquida o gassosa e caratterizzata da alte pressioni e temperature, e contenere l'onda d'urto in seguito alla detonazione, per evitare che comprometta l'incolumità del pozzo.

Al momento della detonazione e negli istanti seguenti, il carrier è soggetto a tre principali sollecitazioni in ordine temporale: getti perforanti, onda d'urto e impatti di frammenti dall'interno (frammenti della struttura a cui sono collegate le cariche). In generale il carrier presenta diversi fori di perforazione e rigonfiamenti (figura 4.14). Esso può ancora essere recuperato e riportato in superficie e, in caso, riutilizzato; in altri casi invece potrebbe presentare una eccessiva espansione radiale, fino ad arrivare a spaccature longitudinali e frammentazione nei casi più gravi (figure 4.15 e 4.16).

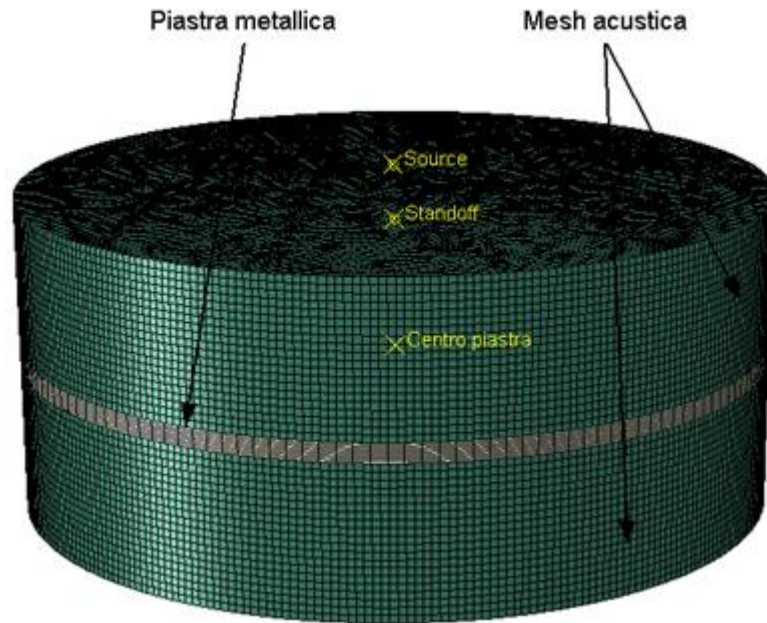


Figura 4.12: Modello adottato per il Geers-Hunter. Si nota la piastra metallica interposta al mezzo acustico.

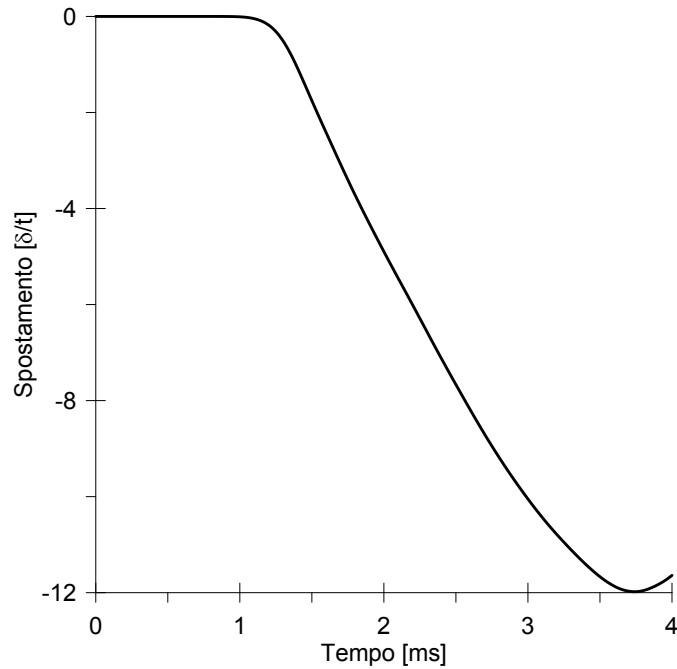


Figura 4.13: Spostamento adimensionale del centro della piastra ottenuto applicando il modello di Geers-Hunter.

La risposta del carrier dipende da molti parametri, quali: geometria, proprietà meccaniche, configurazione spaziale degli indebolimenti, potenza e densità delle cariche. Ad ogni modo è stato riscontrato [6, 48, 18] che proprio l'onda d'urto, piuttosto che i getti perforanti e l'impatto dei frammenti, è la principale causa di danno per il modello di tubo preso in esame in questa tesi, soprattutto se azionato in ambiente gassoso dove non è presente l'azione di contenimento benefica esercitata dalla pressione idrostatica.

4.3.1 Descrizione del dispositivo di detonazione

Il modello esaminato appartiene alla serie HSD (*High Shot Density*), e prende il nome di PF4621 FracGun. Si tratta di un tubo di 11.37 cm di diametro esterno (4.5 pollici) caratterizzato da indebolimenti o scallops, che vengono posizionati lungo una linea "a spirale", in corrispondenza della posizione e orientamento delle cariche esplosive. Il modello presenta una configurazione di indebolimento con due spirali intrecciate, con una fase fra un indebolimento e il seguente (e quindi fra l'angolazione di una carica e quella della successiva) di 60° . Ciò, unito alla spaziatura longitudinale di 5 cm (2 pollici), comporta una densità di cariche pari a 12 per piede di lunghezza, ovvero a 36 per metro di lunghezza del tubo.

L'apparato di esplosione dove trovano alloggio le cariche, chiamato *loading tube*, in alcuni casi è semplicemente un'asta metallica a cui vengono appesi tutti gli elementi, in altri casi un vero e proprio tubo interno al carrier. Non si è a conoscenza della geometria dell'apparato, però è certo che i frammenti che vanno ad impattare contro il carrier provengono proprio dal supporto su cui sono alloggiate le cariche. Non avendo dettagli sufficienti, nelle analisi si è deciso di trascurare la sollecitazione da impatto di frammenti, che è comunque concomitante o posteriore all'onda d'urto.

Dal catalogo Schlumberger [47] si è tratto il tipo di materiale esplosivo e la sua massa. In una delle tabelle del catalogo risulta che la carica utilizzata per il modello di carrier preso in esame prenda il nome di "PowerFlow 4621", la quale è costituita da esplosivo RDX (è uno degli esplosivi di più recente invenzione e maggiormente diffuso) ed ha una massa di circa 20 g. Il RDX è un tipo di esplosivo con una potenza pari a 2-3 volte quella del comune tritolo. Il modello di calcolo che si utilizzerà (Jones-Wilkins-Lee) per simulare le onde d'urto da esplosione è stato caratterizzato anche per questo tipo di esplosivo, quindi sono note le costanti che lo caratterizzano.

I rapporti di massa fra i componenti del dispositivo, carrier, liner ed esplosivo, sono intorno a 10:2:1 e così si conservano per la lunghezza del dispositivo stesso. In altri termini, considerando il volume dei componenti, il solido esplosivo occupa fino al 10% del volume interno del tubo, il materiale che formerà il getto perforante (liner) intorno all'1%, mentre l'apparato della cariche un volume trascurabile.

Le informazioni sulla sequenza di detonazione sono tratte dal sito internet della Schlumberger e da alcune loro pubblicazioni [18, 47, 48, 6, 7]. Il meccanismo di detonazione consiste in una "corda di detonazione" (*detonating cord*) che è un sottile tubo flessibile che collega il detonatore alle diverse cariche (*shaped charges*) in sequenza. Il segnale di detonazione può viaggiare lungo la corda ad una velocità anche superiore a 10 km/s, provocando un innesco delle cariche in una sequenza estremamente rapida, quasi simultanea, anche per cariche lontane. Un ingrandimento della zona in prossimità di una carica è riportato in figura 4.17. Si è calcolato che,

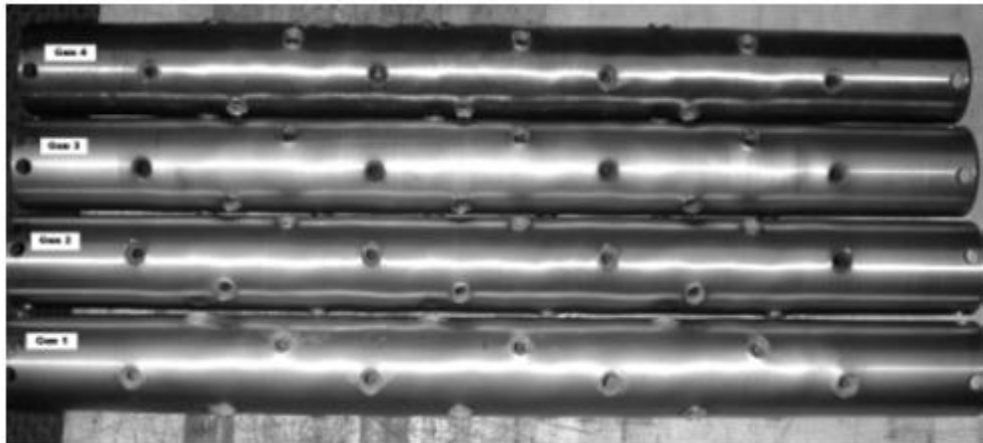


Figura 4.14: Immagini di tubi impiegati per la tecnica della perforating gun (tratte da [18]).

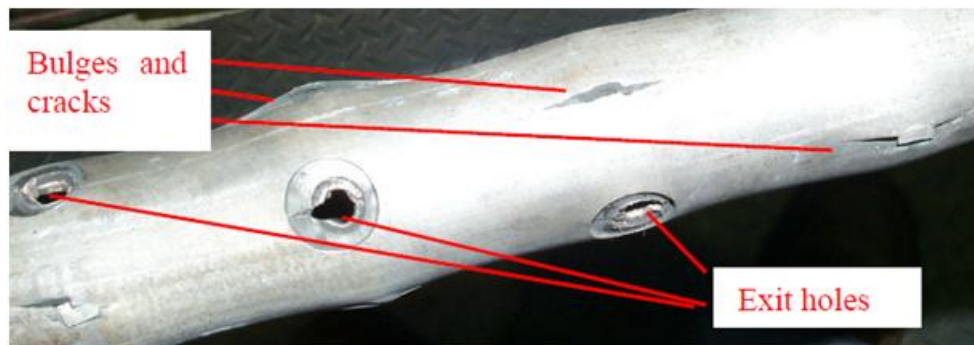


Figura 4.15: Foto di un carrier, tratta da [18], in cui si possono osservare gli *exit holes* e i *localized bulges*.

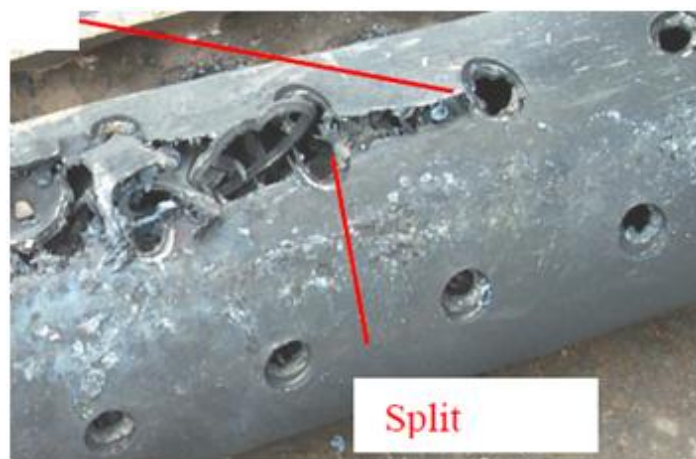


Figura 4.16: Foto di un carrier, tratta da [18], in cui si è verificato *split*.

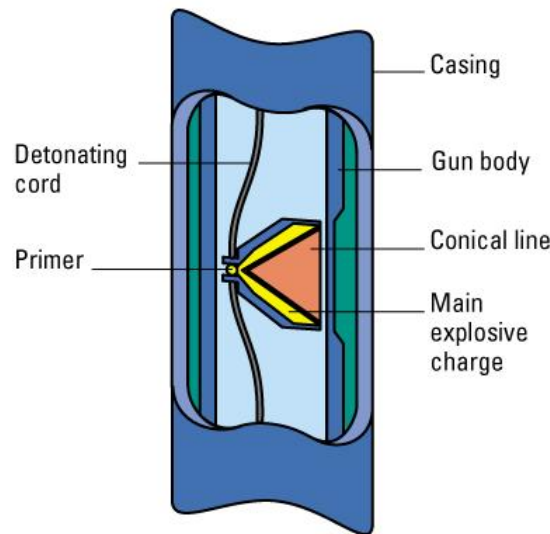


Figura 4.17: Sezione longitudinale di una porzione di tubo (tratta da [18]).

in base alla distanza fra cariche consecutive, pari a circa 5 cm, la sequenza di detonazione proceda in una direzione lungo la corda e con un ritardo fra l'innesco di una carica e quello della successiva intorno ai $2\mu\text{s}$.

La simulazione della perforating gun all'atto dell'azionamento si è basata sull'ipotesi che, in seguito alla detonazione delle cariche, il carrier venga prima perforato dal getto e poi avverta l'onda d'urto che ne deriva. In effetti è proprio quello che emerge da [7], da cui è stata tratta un grafico temporale degli eventi. Sulla scala temporale qualitativa rappresentata in figura 4.18, emerge che poco dopo i $10\mu\text{s}$ il getto perforante sta già interagendo con il fluido all'interno del pozzo, ovvero ha già perforato il carrier. Invece, prossimo ai $100\mu\text{s}$ si ha l'evento denominato "maximum annulus pressure from gun swell", dove con "annulus" ci si riferisce all'interno del carrier e "gun swell" al suo rigonfiamento in seguito all'esplosione interna: ovvero si richiama l'istante in cui si raggiunge la massima pressione all'interno del carrier, momento che si fa coincidere con la sua massima espansione radiale. A circa $200\mu\text{s}$ i getti perforanti hanno perforato completamente il tubo e tra i $600\mu\text{s}$ e $1000\mu\text{s}$ i getti forano le pareti della formazione rocciosa che circonda il pozzo. La fase successiva consiste sostanzialmente nel deflusso del petrolio dalla riserva all'interno del pozzo.

4.3.2 Indagini numeriche e osservazioni sperimentali in merito alla risposta del carrier sotto l'onda d'urto

Quanto segue è tratto da [18].

Si è già detto che l'onda d'urto interna sia il principale meccanismo di danno per la serie HSD. Se questa pressione è sufficientemente alta, può comportare delle fratture che iniziano dai fori provocati dai getti perforanti, dove si ha la più alta concentrazione di tensioni, per propagarsi in direzione longitudinale. Se queste fratture arrivano ad unire due fori sulla stessa generatrice ne può derivare una catastrofica esplosione. La foto in figura 4.14 rappresenta dei carrier "post-detonazione", che sono stati in grado di sostenere la pressione dell'onda d'urto: i fori sono molto puliti, non ci sono

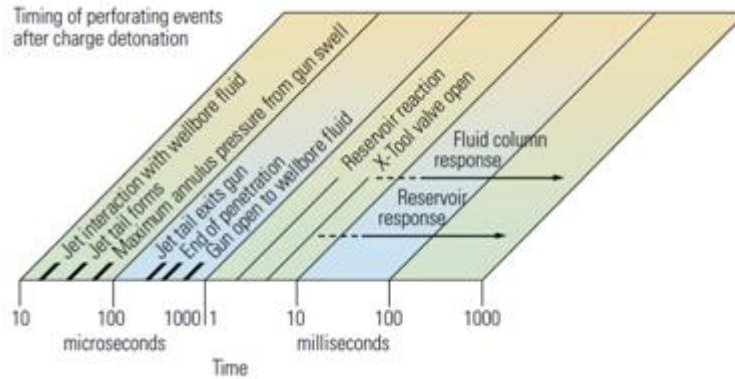


Figura 4.18: I tempi dei fenomeni perforanti (Immagine tratta da [18]).

eccessivi rigonfiamenti e neanche una frattura. Fra i casi peggiori invece si possono annoverare quelli delle figure 4.15 e 4.16 dove si hanno eccessivi imbozzamenti, diverse fratture e addirittura una rottura longitudinale (*split*) che unisce due fori.

La storia di pressione agente sul carrier dall'interno è difficile da determinare e varia significativamente con la posizione e i tempi delle esplosioni. Nelle prime decine di microsecondi a partire dall'istante di detonazione, le onde d'urto continuano a riflettersi all'interno del fluido gassoso di detonazione che ha ormai riempito tutto il volume del carrier. Più tardi, a millisecondi di distanza temporale, la pressione del gas raggiunge l'equilibrio con il carrier e la sua pressione esterna. Il valore di pressione a collasso del carrier è funzione della geometria e della sua resistenza. Siccome la dimensione del carrier è stabilita in base a requisiti operativi, la resistenza e l'espansione diametrale uniforme della circonferenza (uguale cioè in tutte le direzioni) sono i parametri critici nel resistere al collasso. L'espansione radiale è determinata dalla duttilità, dalla resistenza, dall'incrudimento cinematico e dal softening termico dell'acciaio di cui è costituito il carrier.

4.3.3 La pressione d'esercizio dentro il pozzo

Per una fedele simulazione della risposta del tubo è stato necessario recuperare quante più informazioni possibili sulle sue condizioni di esercizio. Pertanto non si può trascurare la storia di pressione idrostatica a cui è sottoposto il carrier prima, durante e dopo la fase di perforazione del pozzo. Questa è strettamente correlata a diverse tecniche di ottimizzazione, usate per la perforazione del pozzo, le quali puntano a creare dei fori nella formazione intorno al pozzo quanto più lisci e puliti possibile per ottimizzare il flusso idraulico di petrolio e migliorare il rendimento del pozzo (figura 4.19).

Queste tecniche rientrano sotto il nome di tecniche di "sbilanciamento di pressione" (*underbalance pressure*) e sono frutto di una ricerca che ha riguardato non solo la storia di pressione sul tubo, ma anche la configurazione geometrica di perforazione e il tipo di esplosivo più adeguato per portare al massimo il rendimento dei pozzi.

Si fa un breve cenno a queste tecniche di *underbalance pressure*. Innanzitutto è necessario distinguere fra la pressione all'interno del pozzo (*wellbore pressure*) e la

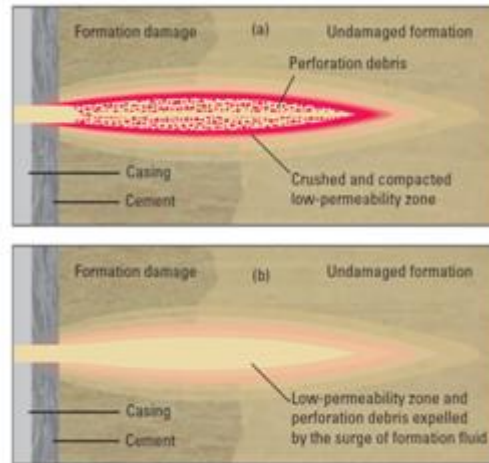


Figura 4.19: Confronto tra la qualità della perforazione in condizioni di sovrappressione e sottopressione (tratto da [18]).

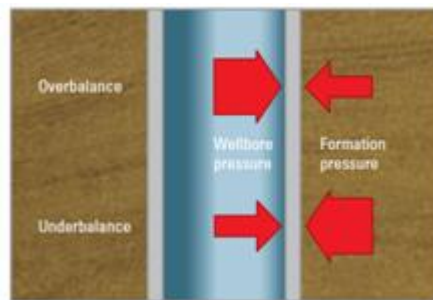


Figura 4.20: La differenza di pressione tra l'interno del tubo e la formazione rocciosa gioca un ruolo chiave per avere la formazione di un foro pulito. Immagine tratta da [18].

pressione dentro la formazione dove vi è il giacimento (*reservoir pressure* o *formation pressure*), figura 4.20.

Si hanno condizioni di “sovra bilancio di pressione” (*overbalance*) quando la pressione del pozzo supera quella della formazione. Al contrario si hanno condizioni di “sotto bilancio di pressione” (*underbalance*) quando la pressione del pozzo è inferiore a quella della formazione. Quest’ultima condizione è quella più favorevole all’attività estrattiva perché, a perforazione avvenuta, induce un flusso idraulico dalla formazione al pozzo, il quale, se il gradiente di pressione è sufficientemente alto e la formazione abbastanza permeabile, raggiunge una velocità tale da smuovere i frammenti all’interno del tunnel di perforazione e ripulirlo da polveri e detriti di perforazione.

Tecniche precedenti a quella descritta erano di tipo statico e prevedevano la riduzione della pressione all’interno del pozzo poco prima della perforazione. La tecnica più moderna, la *dynamic underbalance pressure*, sfrutta la differenza di pressione esistente tra il carrier, sigillato a pressione atmosferica, e il pozzo, in pressione idrostatica all’istante di detonazione. Come risultato di questa differenza di pressione, in seguito alla perforazione il liquido dentro il pozzo irrompe attraverso

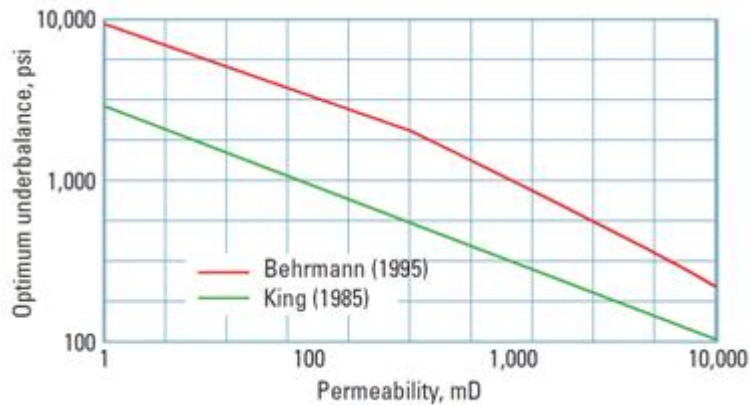


Figura 4.21: Andamento dello sbilanciamento di pressione richiesto in base alla permeabilità della roccia. Ricerche condotte da Schlumberger mostrano che un elevato sbilanciamento di pressione è indispensabile per avere il minore danneggiamento possibile nella formazione rocciosa. Immagine tratta da [18].

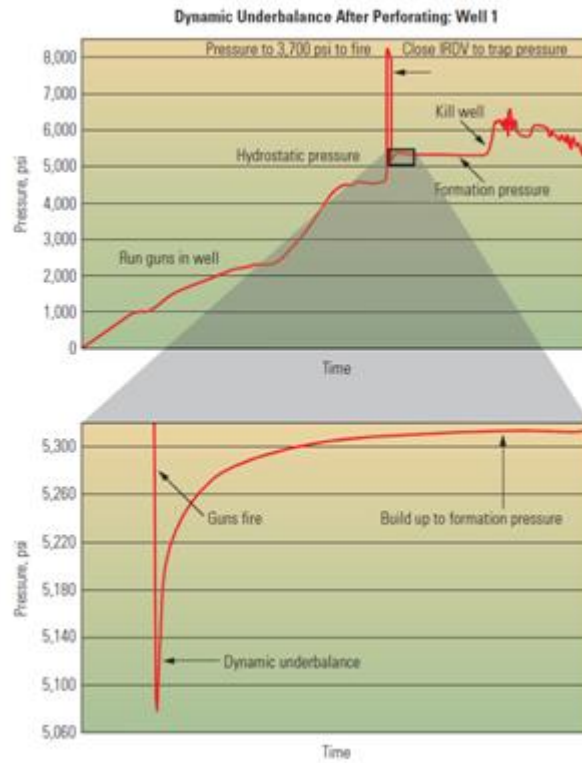
i fori del carrier provocando una caduta di pressione improvvisa nella zona di perforazione. Questa a sua volta induce un flusso all'interno dei neonati fori di perforazione, e li ripulisce, convogliandone i detriti nel pozzo, da cui vengono in seguito ripescati in superficie.

Il problema principale di questa tecnica è la dipendenza dalla preliminare permeabilità della formazione, che richiede una differenza di pressione a volte troppo alta da raggiungere nei casi di scarsa permeabilità. Perciò si agisce con una previa pressurizzazione del pozzo, che è funzione appunto della pressione idrostatica della formazione e della sua permeabilità. La pressione idrostatica decide la situazione a regime dopo la perforazione e la pulizia dei fori creati. La permeabilità della formazione invece stabilisce quale debba essere la differenza di pressione ottimale da generare all'atto della perforazione, figura 4.21.

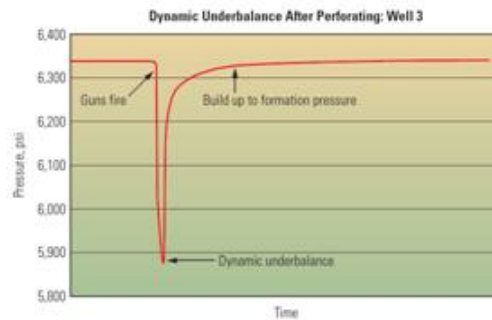
In una delle piattaforme petrolifere dove si è impiegato il modello di perforating gun in esame, a largo della costa britannica nel Mare del Nord, si sono individuate caso per caso quali fossero le migliori condizioni di pressione in relazione alle caratteristiche della formazione, ovvero pressione idrostatica e permeabilità. Per esempio, in riferimento al grafico di figura 4.22a, si riporta la storia di pressione misurata dentro il pozzo e come è stata avvertita dal carrier. La permeabilità della formazione richiedeva una sottopressione di 3500 psi (21.2 MPa) per generare una efficace pulizia dei neonati tunnel di perforazione. Siccome la formazione è sita ad una profondità tale da avere una pressione idrostatica di 4500 psi (31 MPa), è stato necessario pressurizzare il pozzo fino a 8000 psi (55.2 MPa) per ottenere all'atto della detonazione la caduta di pressione richiesta.

In altri casi non è necessario pressurizzare, specie quando la formazione presenta una buona permeabilità e la pressione al suo interno è relativamente alta. È il caso della figura 4.22b, dove viene riportata la storia di pressione relativa ad un altro pozzo della stessa piattaforma petrolifera.

Bisogna considerare che il picco negativo di pressione si verifica solo nell'intorno di ogni indebolimento, in seguito alla sua perforazione, mentre altrove si resta in



(a) Sovrappressione iniziale per poter avere sufficiente sbilanciamento di pressione.



(b) Caso in cui non è necessario avere una sovrappressione iniziale.

Figura 4.22: Risultati sperimentali ottenuti da misurazioni su tubi utilizzati per la perforating gun (fonte [48]). Vengono confrontati due casi differenti per pressione idrostatica e permeabilità della formazione.

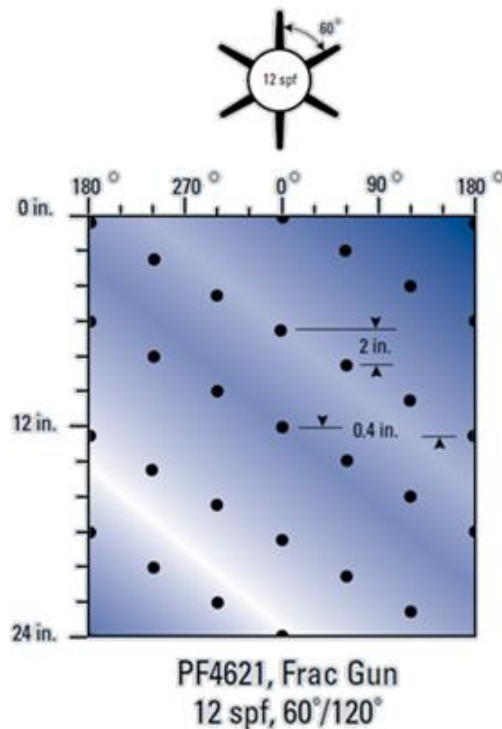


Figura 4.23: Disposizione adottata per le scallo (fonte: sito internet Schlumberger).

condizioni idrostatiche. Da queste informazioni si è tratto spunto per simulare le condizioni di pressione idrostatica tipiche del carrier. Tuttavia, si sono anche considerati i casi in cui all'interno del pozzo ci si trovi in ambiente gassoso visto che è il caso in cui il carrier presenta le maggiori problematiche in quanto è soggetto a lacerazioni longitudinali marcate (figura 4.16), o peggio, in esplosione in frammenti che ne pregiudicano il riutilizzo.

4.4 Modellazione della microesplosione

4.4.1 Tubo di contenimento

Lo studio presente si è concentrato su uno dei carrier da perforating gun costruiti con i prodotti tubolari della Tenaris (OCGT). Si tratta del modello 4.5 in. HSD (High Shot Density), uno fra quelli più suscettibili di esplodere in frammenti se azionato in ambiente gassoso piuttosto che in acqua. Si è adottata la versione “mediamente indebolita” (figura 4.23) con una disposizione di indebolimenti a 60° lungo due spirali “intrecciate”, il che comporta 12 scallo per piede di lunghezza (32 cm).

Come nel lavoro esposto nel capitolo 3, si è evitato di modellare un intero dispositivo di perforazione, il che sarebbe stato superfluo e dispendioso, e si è deciso di considerare la sola porzione centrale. Nel paragrafo 4.3 si è detto che il fenomeno della frammentazione consiste in fratture longitudinali che corrono lungo le generatrici del tubo “indebolite” dalle scallo. Pertanto stavolta si è considerata una

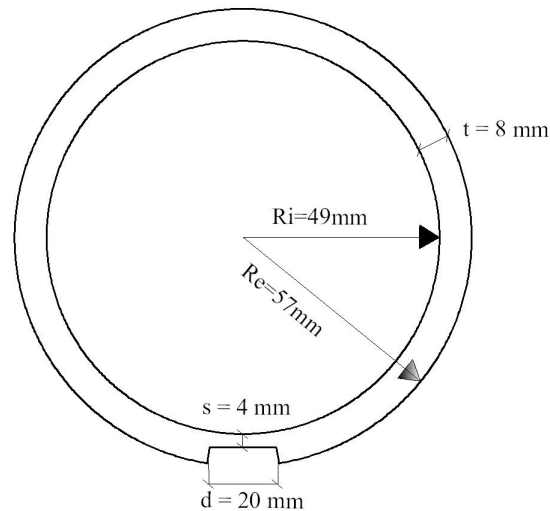


Figura 4.24: Dettaglio della geometria dell'indebolimento.

sezione di tubo lunga abbastanza da contenere tre scallops sulla stessa generatrice, per riuscire a cogliere questo comportamento. Ciò ha comportato la modellazione di una sezione di tubo più lunga, poco oltre 0.5 m, la quale include 18 scallops, distribuite su due spirali di 9 ciascuna (figura 4.1).

La geometria delle scallops è la stessa assunta nel capitolo 3, rappresentata nella figura 4.24. In figura 4.25 è invece mostrato il modello riprodotto in Abaqus. Si assume in questa sede un indebolimento che si può definire “medio”, dal momento che prevede il dimezzamento dello spessore del tubo (passando da 8 a 4 mm).

Per quanto detto nel paragrafo 4.3 e precisamente dalle conclusioni tratte dall'esame della figura 4.18 si può affermare che l'onda d'urto investe il tubo solo dopo che i getti perforanti hanno completamente perforato il tubo stesso. Per tale motivo è stato possibile simulare l'effetto dell'onda di pressione, dovuta all'esplosione delle cariche, separatamente dall'effetto dei getti perforanti. Tuttavia, per tenere in considerazione l'indebolimento subito dal tubo per effetto delle forature indotte dai getti si sono considerate delle scallops “pre-forate” agendo sulla geometria del tubo. Nei paragrafi successivi si espone un confronto sul diverso comportamento fra tubo con e senza scallop e con scallop pre-forate o meno.

Per quanto riguarda le condizioni di vincolo, si lasciano libere le espansioni radiali, ma si bloccano gli spostamenti assiali. Il vincolo, rappresentato in figura 4.26 con dei piani incastrati, è da intendersi come bilatero. Vedremo come gli stessi piani siano serviti anche alla modellazione dell'esplosivo esercitando un'azione di “confinamento”.

Il modello costitutivo adottato per il tubo è sempre il Johnson-Cook. La tabella 4.5, contiene le proprietà meccaniche, fisiche e i parametri per il Johnson-Cook per gli acciai Weldox 460 E e per il S7 Tool Steel; le caratteristiche per l'acciaio Tenaris sono invece riportate in [9].

Per quanto concerne la discretizzazione spaziale (si veda figura 4.27) si è fatto uso di elementi tridimensionali a 8 nodi con integrazione ridotta. Considerato che la sollecitazione consiste in un'onda d'urto interna, che interessa l'intera superficie del tubo, si è adottata una mesh omogenea (la dimensione degli elementi finiti è



(a) Modello adottato.



(b) Dettaglio dell'indebolimento.

Figura 4.25: Geometria riprodotta in Abaqus.

Tabella 4.5: Proprietà meccaniche, fisiche e costanti del modello di Johnson-Cook per due acciai usati nelle simulazioni.

Proprietà meccaniche	E [MPa]	ν	ρ [kg/m ³]	c_v [J/kg/K]	T_M [K]
Weldox 460 E	200 000	0.33	7850	452	1800
S7 Tool steel	207 000	0.33	7850	452	1800
Plasticità	A [MPa]	B [MPa]	n	C	q
Weldox 460 E	490	383	0.45	0.0123	0.94
S7 Tool steel	1539	477	0.18	0.012	1
Danneggiamento	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
Weldox 460 E	0.0705	1.732	-0.54	0.015	0
S7 tool steel	0	0.56	-1.50	0	0

pressoché identica in tutto il modello), diversamente dal capitolo 3, dove invece si trattano impatti e perforazioni che interessano zone limitate del tubo. Si è definita una taglia per gli elementi quanto più piccola possibile in relazione alla potenza dei calcolatori che si avevano a disposizione. Si è così scoperto che una taglia di 1.5 mm rappresentava un limite. Una mesh di questa taglia comporta un numero di elementi lungo lo spessore pari a 8, sufficiente in questa fase dove si considera l'effetto della sola onda d'urto. In figura 4.27 è illustrato il modello a elementi finiti del solo tubo, costituito da un totale di quasi 400 000 elementi.

4.4.2 Esplosivo

Il modello costitutivo adottato per simulare la pressione da onda d'urto interna sul carrier è il Jones-Wilkins-Lee (JWL), che, è risultato essere il più idoneo e versatile per il problema in esame. Le principali ragioni sono che questo modello è calibrato per esplosioni in atmosfera e permette di definire una distribuzione spaziale dei punti da cui far partire le deflagrazioni, nonché la loro sequenza temporale di detonazione. Infatti, il carrier è sigillato all'atto dell'azionamento e al suo interno non vi può essere altro che aria, anche se si dovesse operare sotto il livello del mare. Inoltre è noto che l'innesco delle cariche segue una precisa sequenza temporale.

Il JWL richiede la modellazione geometrica dell'esplosivo, oltre che le sue costanti caratteristiche. Pertanto, anche la massa di esplosivo non si definisce a priori, ma è decisa in base al dominio geometrico assegnato all'esplosivo e alla sua densità. Una volta definita una mesh opportuna non resta che definire eventuali barriere di confinamento e la sequenza di detonazione.

Le costanti del Jones-Wilkins-Lee per il materiale di cui è costituito l'esplosivo, ovvero RDX, sono state recuperate in letteratura [26] e si possono trovare raccolte nella tabella 4.6.

La geometria dell'apparato di detonazione interno al carrier non è nota in dettaglio. Tutto ciò di cui si è a conoscenza riguardo a questo apparato interno sono una serie di indicazioni sulla sua struttura, di carattere qualitativo.

L'esplosivo è stato modellato come un cilindro coassiale al tubo, che si estende per tutta la sua lunghezza. La massa corrisponde a quella reale, ovvero 360 g,

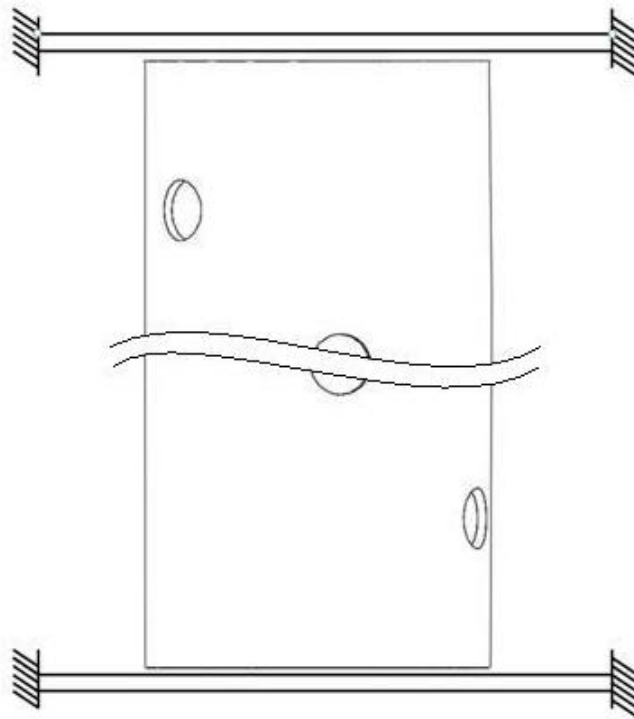


Figura 4.26: Condizioni di vincolo per il tubo.

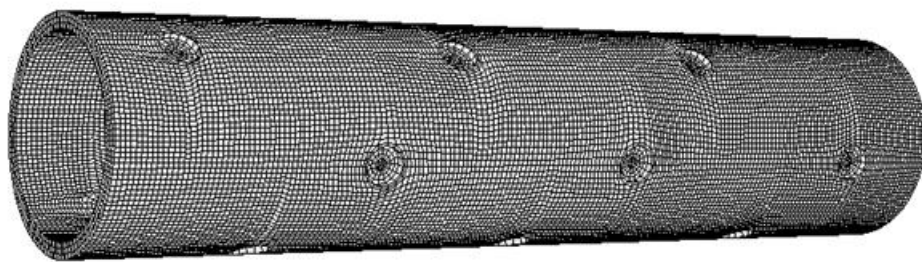


Figura 4.27: Mesh utilizzata per la discretizzazione del tubo, circa 400 000 elementi.

Tabella 4.6: Costanti adottate per il modello di Jones-Wilkins-Lee.

ρ [kg/m ³]	A [GPa]	B [GPa]	R_1	R_2	ω	V_{det} [m/s]
1891	7,7830	0,0707	4,20	1	0,30	6930

considerando che vengono destinati 20 g per ogni liner e che questi sono tanti quante le scallops, ovvero 18. Data la massa da assegnare (0.360 kg), la densità del materiale ($\rho = 1650 \text{ kg/m}^3$), è completamente definita la geometria del cilindro dal calcolo del diametro, che sarà pari a circa 24 mm. Nella figura 4.2 è rappresentato il cilindro nella sua collocazione finale, attraverso uno spaccato del tubo di contenimento.

Per evitare che l'esplosivo sfoghi agli estremi della porzione di tubo considerata, il che invaliderebbe la prova, gli stessi piani rigidi che vincolano il carrier servono anche a "confinare" la bolla di esplosivo in espansione che nasce dalla deflagrazione.

Come scritto nel paragrafo di documentazione, la detonazione delle cariche avviene in sequenza e in una sola direzione lungo una spirale, ma non è noto con precisione il passo temporale. È invece nota la distribuzione delle cariche, che dovrebbero trovarsi prossime all'asse del tubo e all'altezza di ciascun indebolimento (scallop), in esatta corrispondenza con l'asse di perforazione. Sulla base di queste informazioni, considerando la velocità di propagazione del segnale e la distanza tra gli indebolimenti, si ottiene un passo temporale di $2\mu\text{s}$, che sembra plausibile in relazione ai tempi rapidi (almeno per il getto perforante) trattati in questa tesi. In conclusione, avendo 18 scallops, la fase di detonazione si conclude a $36\mu\text{s}$ dall'inizio della deflagrazione.

L'analisi è eseguita mediante un codice di calcolo esplicito, sotto le ipotesi di grandi spostamenti e adiabaticità.

Il modello finale è riportato in figura 4.28, completo di tutti gli elementi che lo costituiscono.

4.5 Dinamica dell'esplosione e studi comparativi

In riferimento al modello descritto nel precedente paragrafo, si descrive l'esito delle simulazioni.

Per definire una scala temporale degli eventi si riporta una dinamica dell'esplosione a partire dalle prime fasi di espansione della "bolla" di gas di detonazione. Nelle figure 4.29 e 4.30, si riporta lo stato della bolla a diversi istanti temporali, fino al completo riempimento dell'interno del tubo. Questo evento avviene entro $80\mu\text{s}$ a partire dalla detonazione, il che trova riscontro nelle osservazioni sperimentali. Durante questo lasso di tempo la detonazione procede dall'alto al basso secondo la sequenza descritta nel paragrafo precedente, facendo sì che la bolla si espanda di conseguenza, interessando una porzione di tubo via via più grande, dal momento in cui comincia a entrarne in contatto fino a coinvolgerlo completamente. Dalle immagini 4.31 e 4.32, che illustrano in una sequenza temporale (gli istanti temporali non corrispondono a quelli delle figure 4.29 e 4.30 poiché fino a poco prima di $20\mu\text{s}$ l'esplosivo non entra in contatto con le pareti del tubo; quest'ultimo presenta quindi sforzi nulli) la mappa di tensioni e la deformata del tubo, si nota come le massime tensioni si raggiungano al primo contatto con la bolla esplosiva, sfiorando picchi

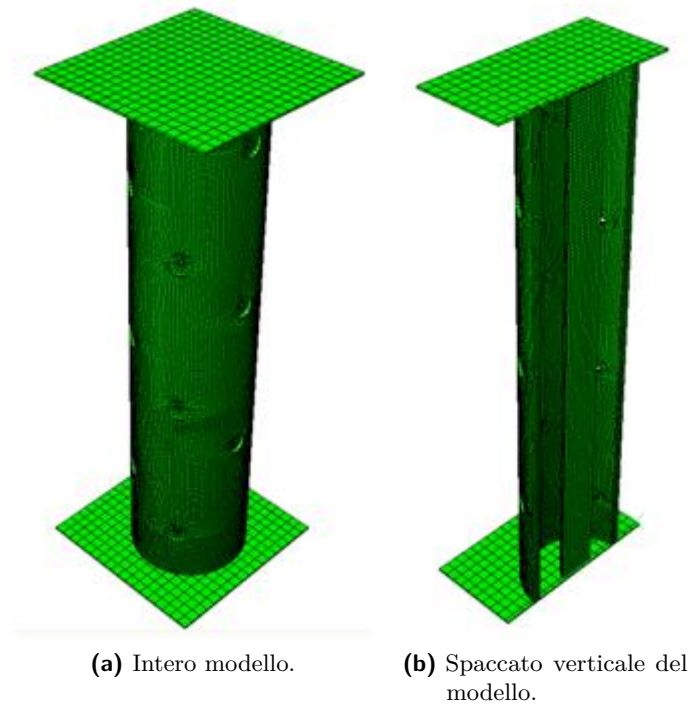


Figura 4.28: Mesh finale adottata per le simulazioni in Abaqus.

oltre i 2 GPa. In seguito al softening termico per le alte temperature raggiunte, si ha un progressivo calo delle tensioni a partire dalla fase di massima espansione radiale, la quale si verifica intorno ai $100\mu s$, come emergerà dai grafici dell'espansione radiale successivi.

Si è determinato l'andamento nel tempo dell'espansione radiale di tre sezioni, individuate in figura 4.33. Le tre sezioni sono state scelte con l'obiettivo di evidenziare differenze di comportamento lungo il tubo al variare della posizione degli indebolimenti: nella sezione A l'asse di indebolimento è prossimo all'asse x ; nella sezione B è invece prossimo all'asse z ; infine, la sezione C è priva di indebolimenti. La misura dell'espansione radiale è stata fatta lungo le direzioni degli assi orizzontali (x e z), a partire dalla somma dei valori assoluti di spostamento dei nodi agli estremi dei diametri individuati. Gli andamenti per le tre sezioni sono riportati in figura 4.34 per entrambe le direzioni. In generale viene evidenziata una anisotropia di comportamento, la quale è da attribuire alla prossimità o meno degli estremi del diametro di misura (lungo l'asse x o z) ad uno degli indebolimenti. La presenza di questi ultimi provoca una disuniformità nell'espansione radiale, una disuniformità che segue l'asse di indebolimento. Infatti, se si osserva la sezione A del tubo, relativamente alla figura 4.33, si nota come l'espansione radiale sia più accentuata lungo l'asse x che non lungo l'asse z . Le stesse considerazioni si possono fare per la sezione B, con l'unica differenza che la direzione di massima espansione stavolta è la z , essendo questa la più prossima all'indebolimento in questo caso. Infine, la sezione C, presa ad una altezza del tubo priva di indebolimenti, non presenta nessuna particolare anisotropia di espansione. Si fa notare come gli andamenti siano sfasati nel tempo

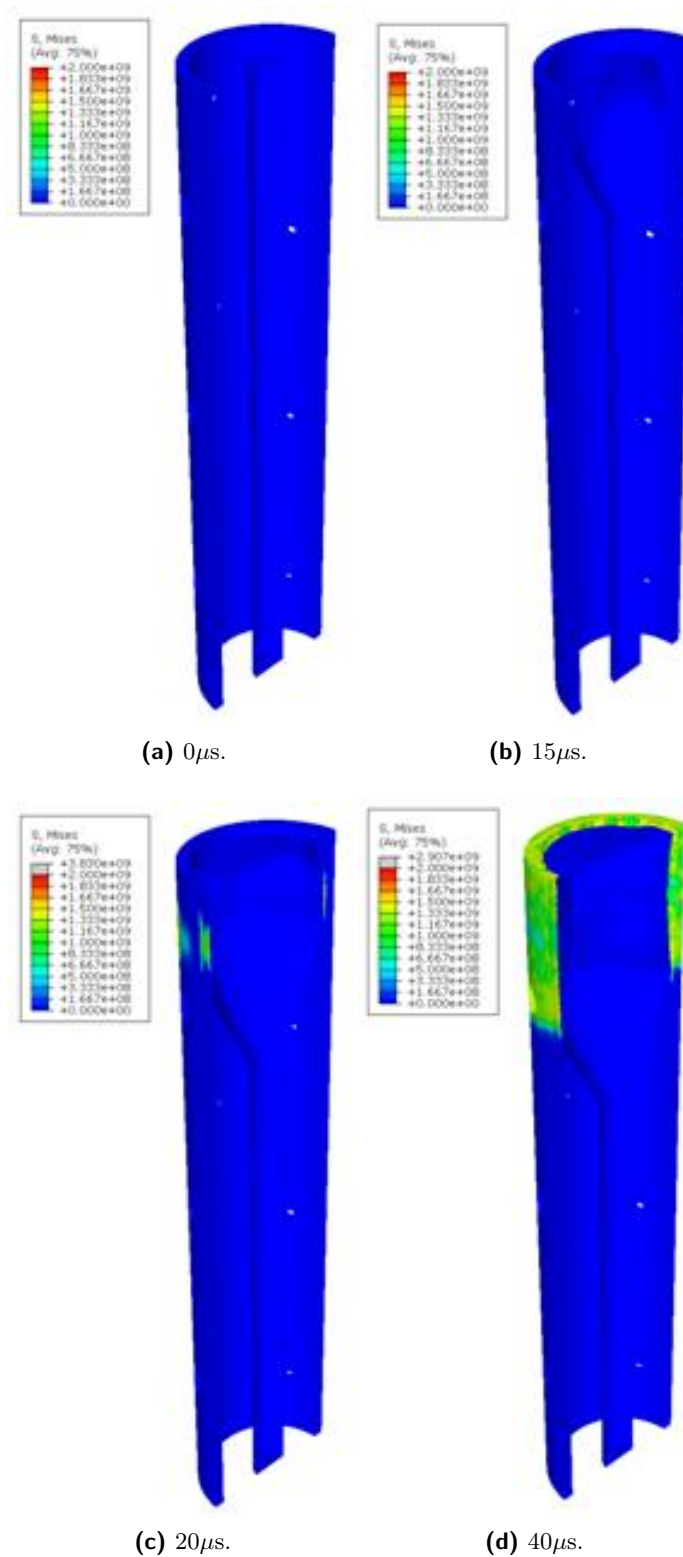


Figura 4.29: Sezione longitudinale del tubo, in cui si mette in evidenza l'evoluzione del materiale esplosivo: parte 1.

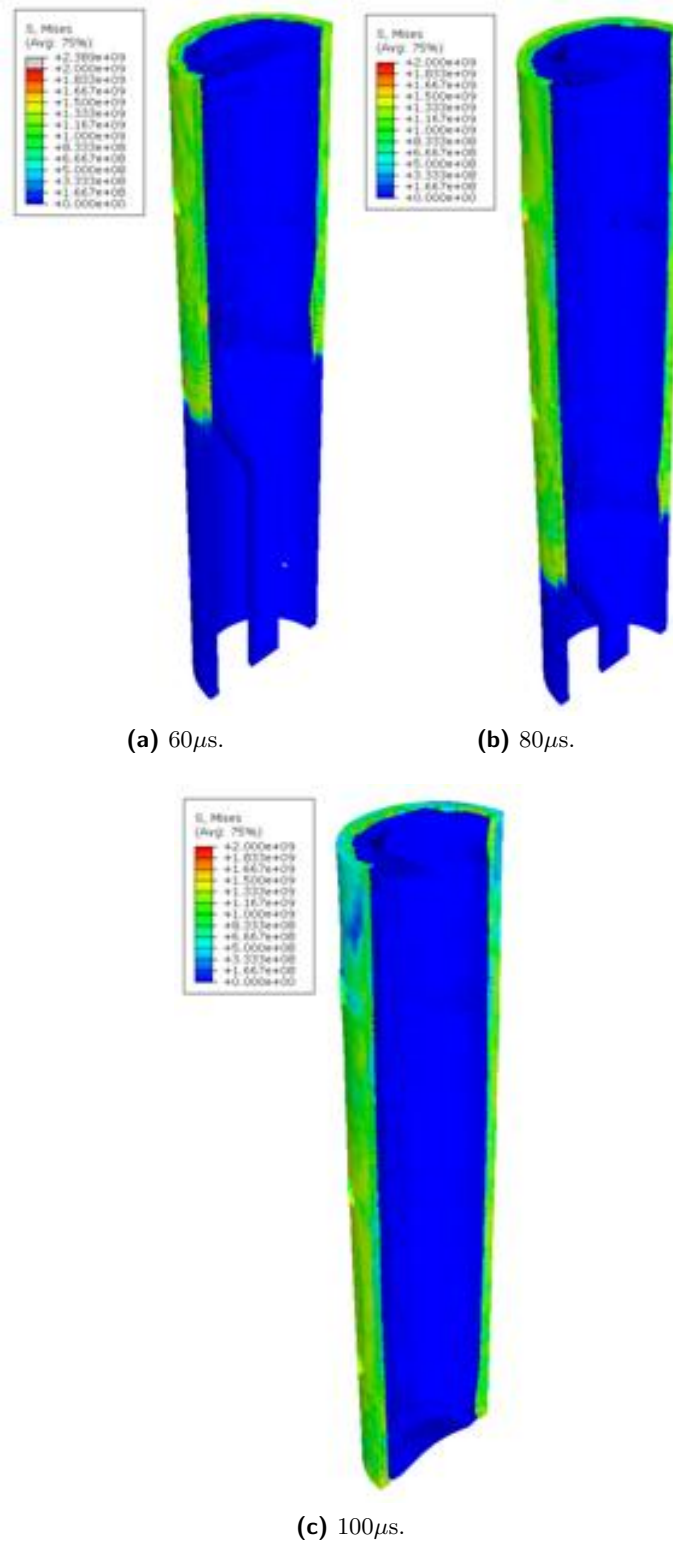


Figura 4.30: Sezione longitudinale del tubo, in cui si mette in evidenza l'evoluzione del materiale esplosivo: parte 2.

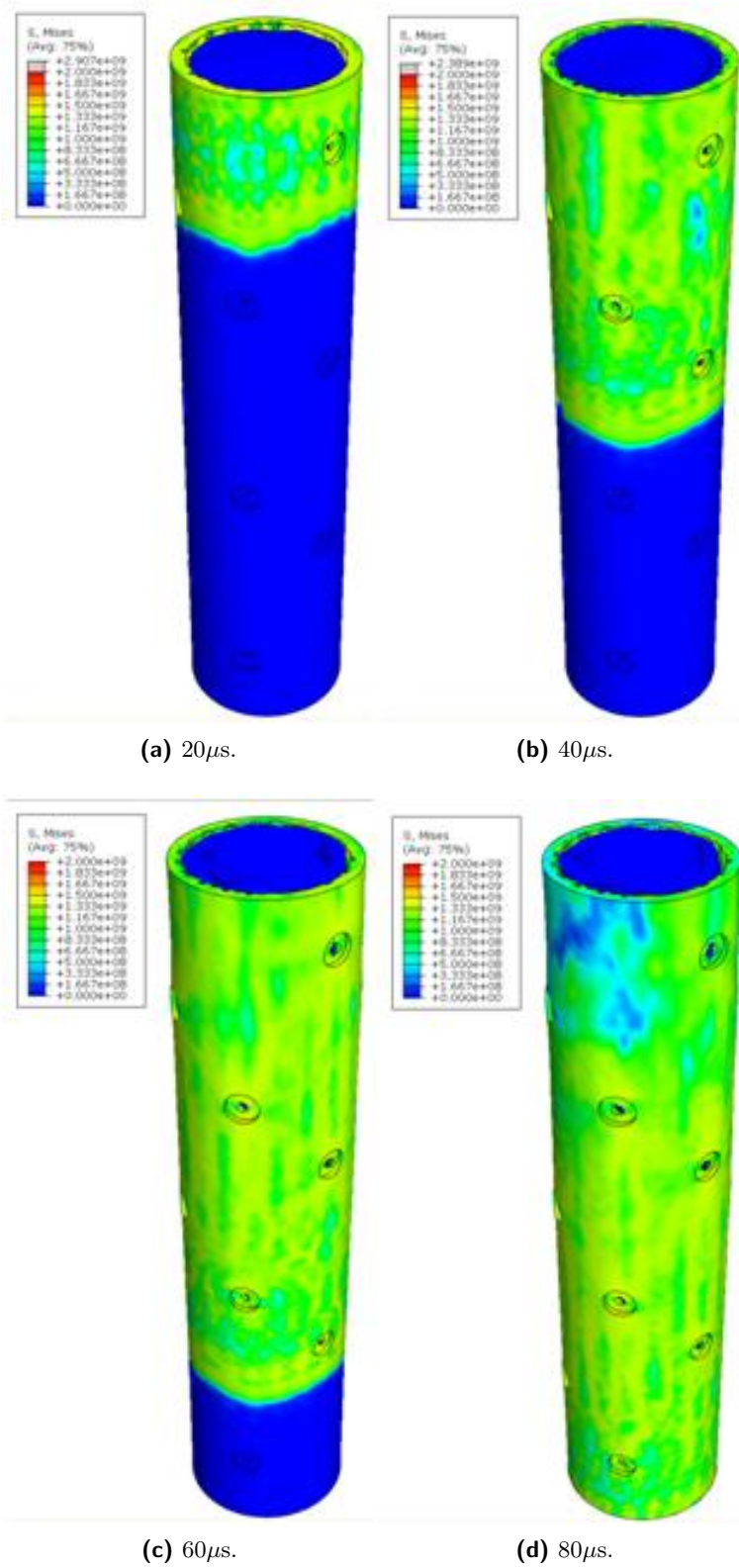


Figura 4.31: Sollecitazioni indotte sul tubo da parte dell'esplosivo: parte 1.

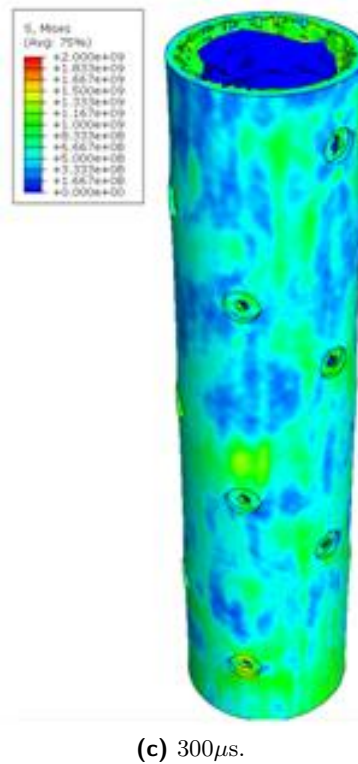
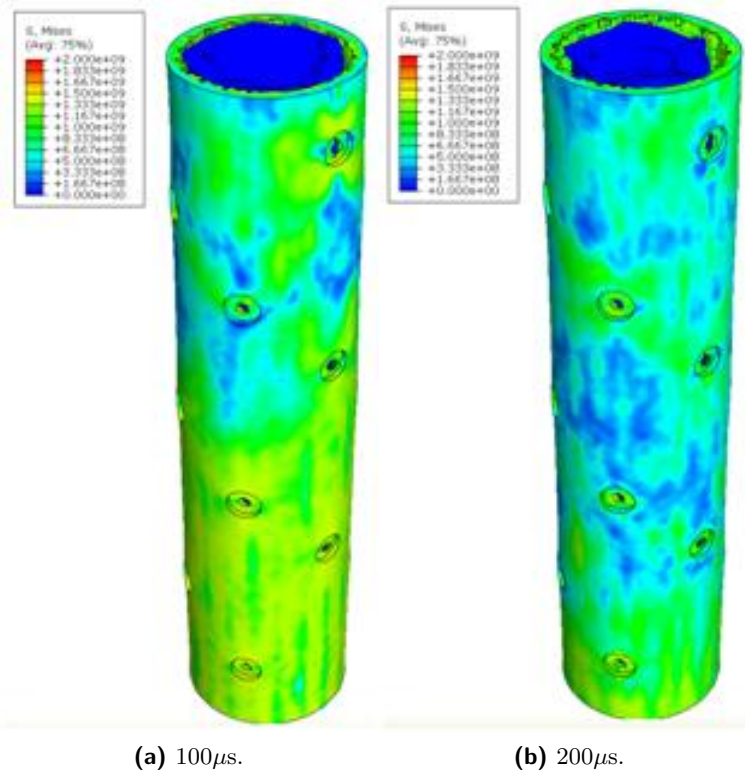


Figura 4.32: Sollecitazioni indotte sul tubo da parte dell'esplosivo: parte 2.

per diverse sezioni: questo è dovuto alla sequenza di detonazione, la quale va dall'alto verso il basso. Si osserva che il picco di espansione, almeno per le zone lontane dagli indebolimenti, si attesta attorno a $100\mu\text{s}$, ovvero qualche microsecondo dopo che il gas di detonazione ha riempito tutto il tubo. Questo trova un riscontro nelle osservazioni sperimentali (si veda figura 4.18). Superato il picco la risposta del tubo è caratterizzata da oscillazioni smorzate nel tempo, attestandosi intorno ad un valore più basso per il recupero della deformazione elastica.

La risposta del tubo risulta essere accettabile, presentando rigonfiamenti contenuti nell'intorno degli indebolimenti, ed una espansione radiale non eccessiva, arrivando intorno a 0.6 cm su 11.37 cm di diametro esterno.

Per quanto riguarda la temperatura si ha un incremento notevole, intorno ai 600 K, all'interno del tubo e nell'intorno degli indebolimenti, mentre esternamente è decisamente più contenuto (si ricorda che l'analisi è adiabatica, il calore non può propagare nel materiale e le zone si riscaldano quanto più si sono plasticizzate). Gli andamenti della temperatura nel tempo sono diagrammati in figura 4.36, dove si è indicato con: "Dentro tubo" un punto posto sulla parete interna del tubo; "Fuori tubo" un punto posto sulla parete esterna del tubo e "Fuori scallop" un punto posto sempre all'esterno del tubo ma all'interno della scallop. La distribuzione di temperatura all'istante finale dell'analisi è mostrata in figura 4.35.

Per raggiungere una migliore comprensione del fenomeno di crisi del tubo e capire da cosa dipendano nello specifico certi andamenti evidenziati precedentemente, si sono eseguiti alcuni confronti, in termini di espansioni diametrali in riferimento alla sola sezione B. Si sono condotti studi comparativi per diverse geometrie degli indebolimenti, per diversi materiali. Si è considerata infine anche l'influenza della pressione idrostatica sulla risposta del tubo sempre in termini di espansione radiale.

Per quanto riguarda lo studio comparativo sulla geometria si sono considerati due varianti: tubo liscio e privo di indebolimenti; tubo con indebolimenti non pre-forati (come se l'effetto dei getti perforanti non ci fosse). I due casi si sono posti a confronto con il caso reale (che prevede indebolimenti pre-forati) per evidenziare eventuali differenze. Nelle immagini di figura 4.37 sono riportati i tre modelli geometrici adottati; nel grafico di figura 4.38 sono messe a confronto le espansioni diametrali per questi ultimi.

Sono diversi i fattori che giocano un ruolo nell'interpretazione di questi grafici. Infatti non si tratta solo di rigidità dell'elemento tubolare alle espansioni radiali, perché il tubo senza indebolimenti risulterebbe avere in ogni caso la minore deformazione, ma anche di possibilità o meno dell'esplosivo di "sfogare" attraverso i fori. Nel confronto fra il tubo senza indebolimenti e quello con indebolimenti ma integri, poiché in nessuno dei due casi l'esplosivo ha possibilità di sfogare, la rigidità è l'unico parametro in gioco. Infatti risulta che il tubo indebolito si deforma di più di quanto non faccia quello non indebolito. La situazione è invece ribaltata se gli indebolimenti sono pre-forati, come succede in realtà, perché la possibilità offerta al gas di detonazione di sfogare riduce le sollecitazioni e dunque l'espansione diametrale, stavolta addirittura inferiore a quella del tubo senza indebolimenti (eccetto nella direzione z prossima all'indebolimento).

Dal grafico relativo al caso di tubo senza indebolimenti (figura 4.39) risulta come le espansioni radiali si possano ritenere uniformi in ogni direzione, essendo gli andamenti in direzione x e z pressoché sovrapposti. Questo è un risultato che ci

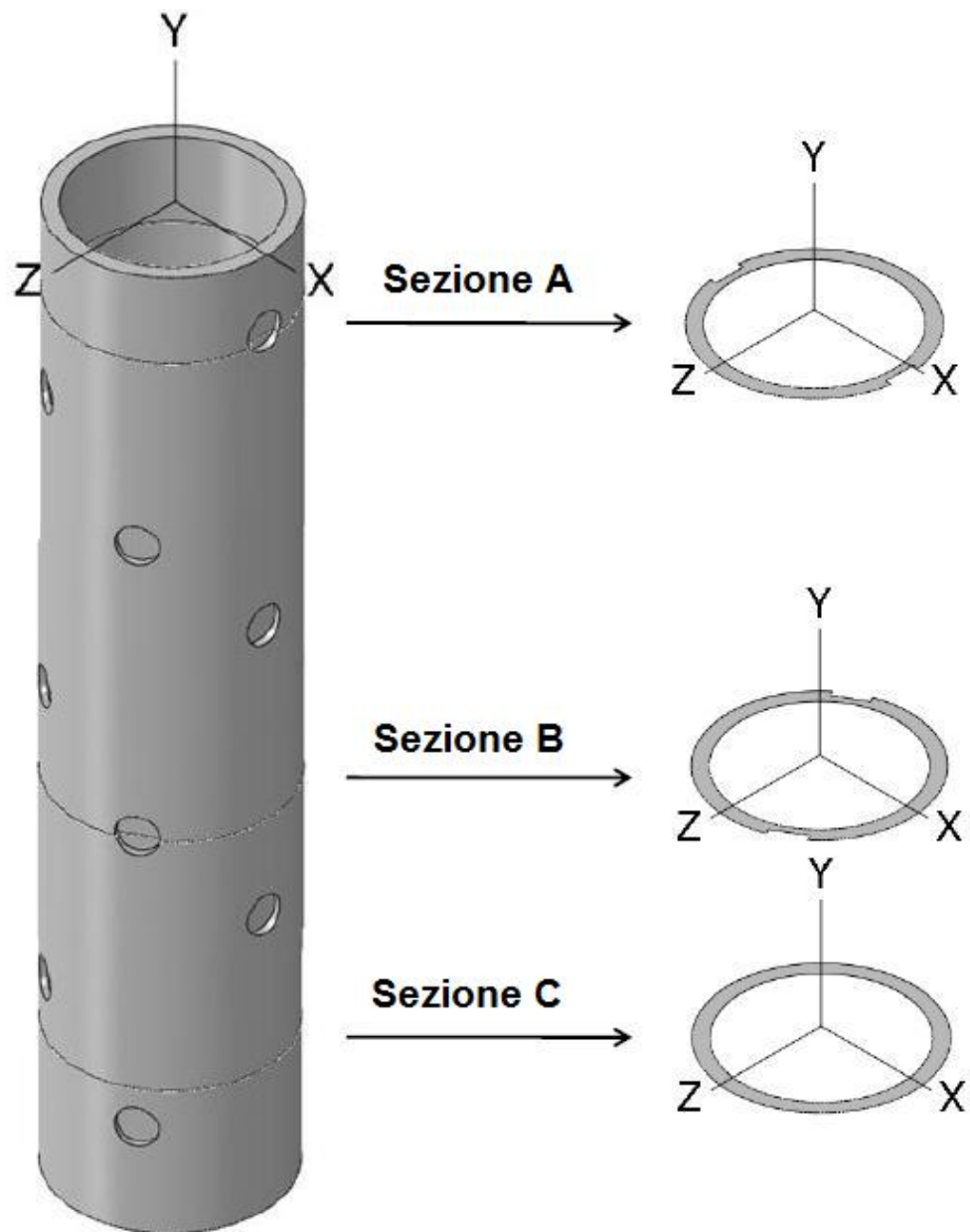


Figura 4.33: Individuazione delle sezioni in cui sono valutate le espansioni diametrali.

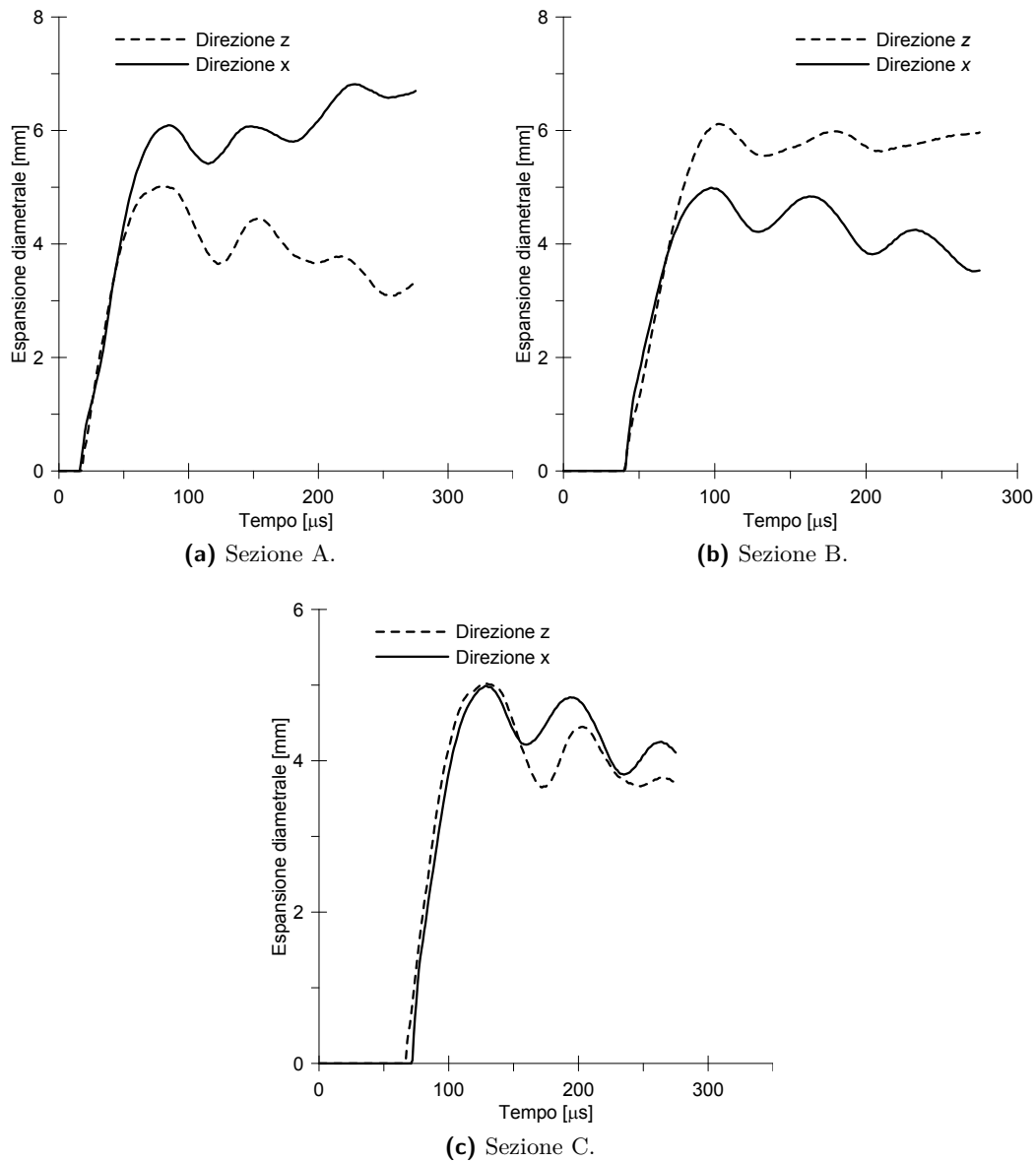


Figura 4.34: Espansione radiale (spostamenti relativi tra due punti) lungo due diametri tra loro ortogonali.

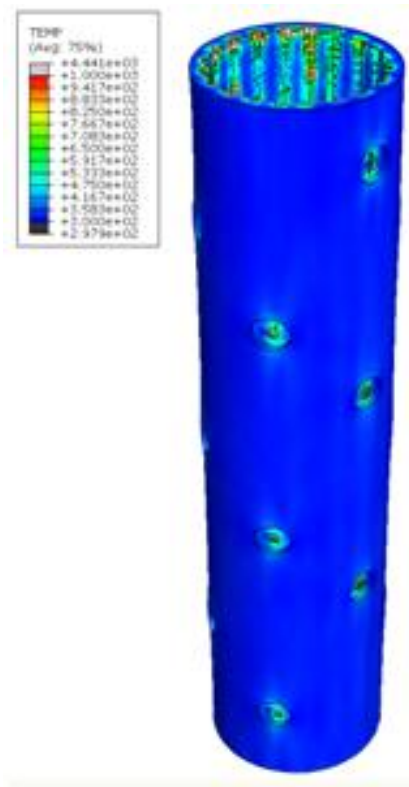


Figura 4.35: Distribuzione della temperatura al termine dell'analisi.

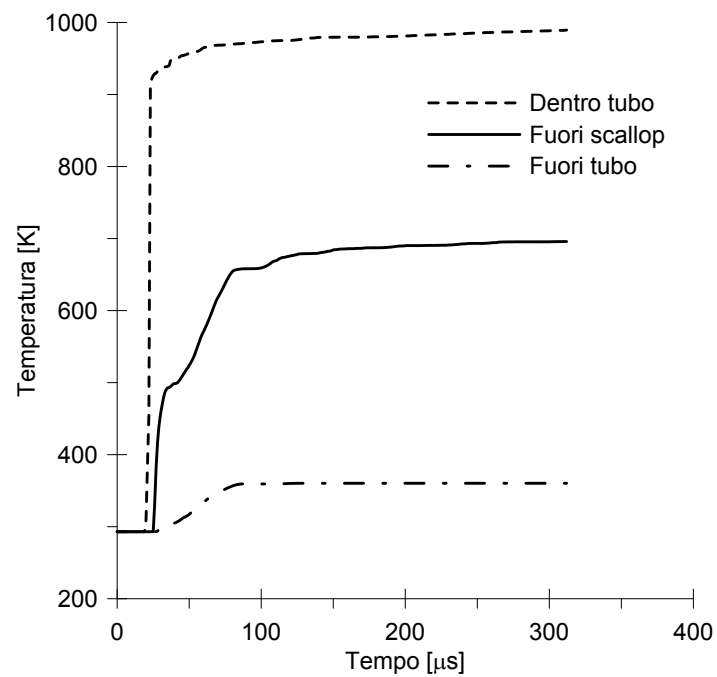
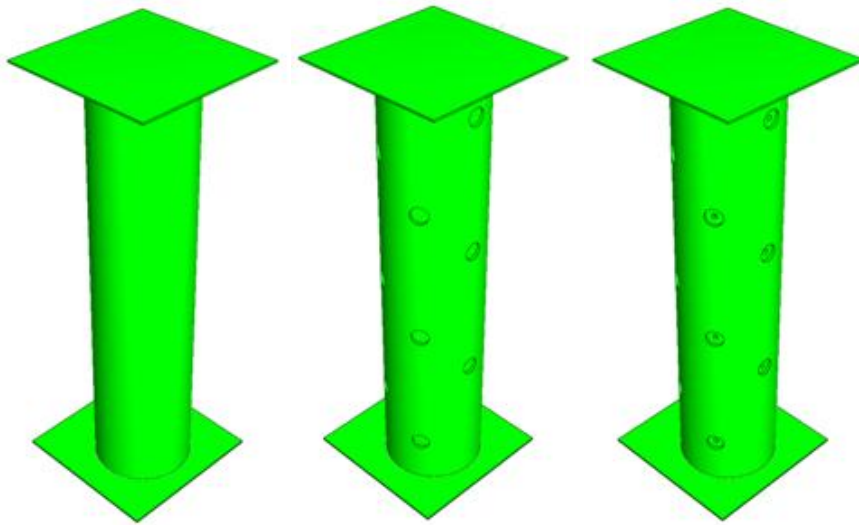


Figura 4.36: Andamento nel tempo della temperatura in tre punti.



(a) Senza indebolimenti. (b) Con indebolimenti. (c) Con indebolimenti preforati.

Figura 4.37: I tre modelli adottati per le simulazioni.

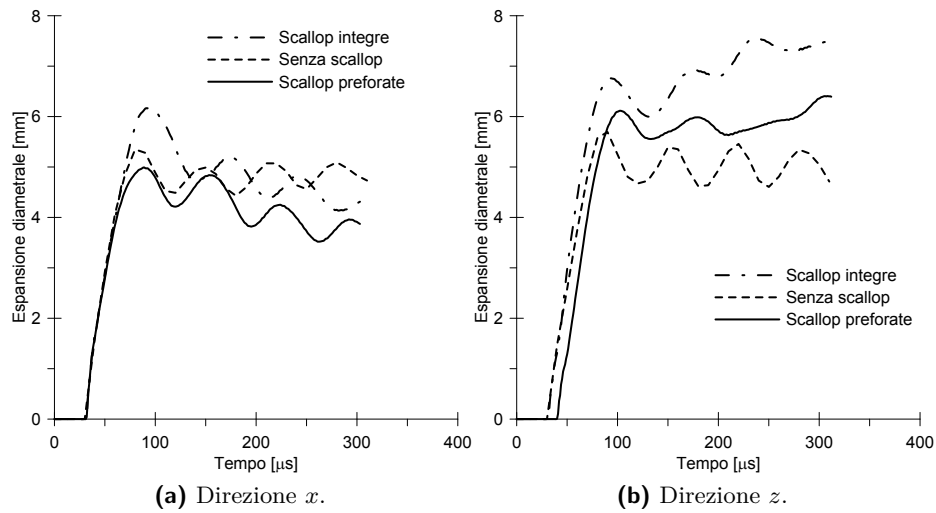


Figura 4.38: Confronto tra le espansioni diametrali per le tre tipologie di tubo considerate in direzione x e z .

si attendeva essendo un problema assialsimmetrico. Le piccole differenze sono da attribuire al fatto che i nodi considerati per il calcolo non giacciono esattamente sugli estremi dei diametri anche se sono molto prossimi.

Non si possono invece fare le stesse considerazioni sull'uniformità di espansione radiale per i casi di presenza di indebolimenti, i quali inducono sempre, siano essi forati o meno, un comportamento dissimmetrico.

Si è pensato fosse interessante indagare il cambiamento di risposta del tubo, in termini di espansione radiale, nel caso si considerassero altri tipi di acciaio. Si sono considerati gli stessi acciai già utilizzati in altri studi nei passati capitoli (capitolo 2 e 3), il Weldox 460 E e il S7 Tool Steel, di discreta resistenza e buona duttilità il primo, ad alta resistenza e fragilità il secondo (per descrizioni più approfondite e per le costanti del Johnson-Cook si rimanda ai capitoli già citati). Il fatto che abbiano caratteristiche opposte può essere utile a fare considerazioni di massima sull'effetto che hanno la resistenza piuttosto che la duttilità sulla risposta del tubo.

Le immagini di figura 4.40 riportano i fotogrammi dei tre casi a confronto all'istante temporale di $300\mu s$.

Risulta evidente che l'acciaio più duttile, ma meno resistente, mostra degli imbozzamenti nelle zone indebolite dalle scallops, sensibilmente più grandi che negli altri casi di acciai più resistenti, però non si frattura in modo evidente. La stessa cosa non si può dire per l'acciaio ad alta resistenza ma fragile che, se da un lato non si imbozza quasi per nulla, dall'altro mostra delle evidenti lacerazioni longitudinali ed altre meno marcate quasi ad unire le scallops sulla stessa generatrice. Questo è un tipo di comportamento osservato sperimentalmente nei casi in cui il tubo non poteva più essere riutilizzato per una nuova perforazione.

Le immagini di figura 4.40 mostrano la configurazione deformata al termine dell'analisi, a $300\mu s$. Il grafico di figura 4.41 mette a confronto le espansioni radiali per i tre tipi di acciaio. Il Weldox 460 E presenta una espansione quasi doppia rispetto all'acciaio correntemente impiegato per la perforating gun, ma si stabilizza oltre i $100\mu s$. La minore resistenza è la causa principale dell'aumento di espansione (a cui contribuisce in piccola parte anche la minore rigidità), mentre le caratteristiche di duttilità gli permettono comunque di far fronte all'esplosione seppur al prezzo di un eccessivo rigonfiamento. L'acciaio S7 Tool Steel è quello più resistente fra i tre, ma questo non lo aiuta a contenere l'esplosione da quanto emerge sugli spostamenti radiali che continuano a crescere, mentre negli altri casi si sono già stabilizzati.

Il quadro che emerge da questo confronto è che non bisogna commettere l'errore di sacrificare la duttilità ad una più alta resistenza, perché ciò comprometterebbe non solo la funzionalità ma anche la sopravvivenza del carrier e il suo agevole recupero in superficie. Dunque è preferibile un acciaio con una ottima resistenza per limitare eccessivi rigonfiamenti, ma sempre comunque dotato di una certa duttilità per non incorrere nelle criticità dell'acciaio S7 Tool Steel. L'acciaio Tenaris presenta un'espansione radiale molto più contenuta rispetto agli altri due casi, il che è da attribuire ad una resistenza più alta del Weldox 460 E, ma che, comunque, non gli impedisce di avere un certo livello di duttilità che scongiura casi di rotture fragili come quelle del S7 Tool Steel.

Sulla base della documentazione reperita, si sono riscontrate situazioni in cui il tubo di acciaio è soggetto, sulle pareti esterne, a pressione idrostatica. Tali valori, mediamente, vanno da circa 20 MPa fino a 55 MPa. Viene posta a confronto

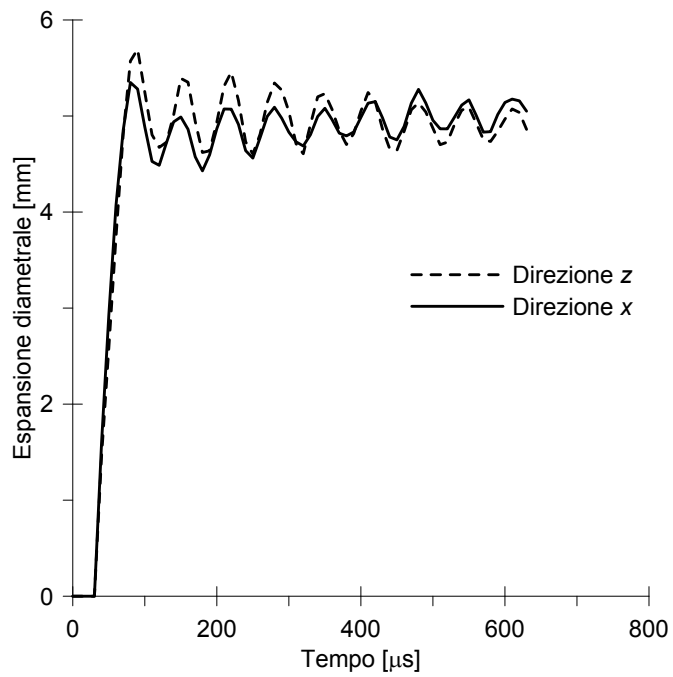


Figura 4.39: Espansione diametrale in direzione x e z per il tubo senza indebolimenti.

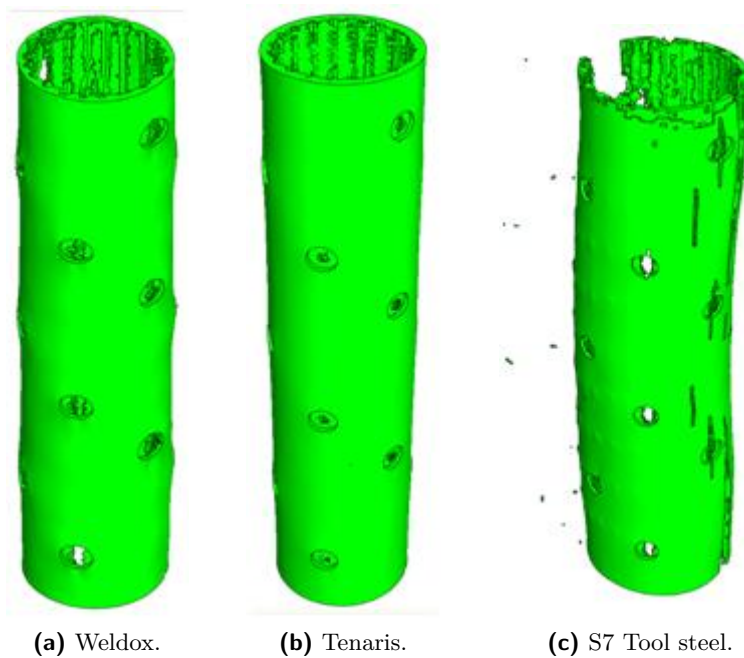


Figura 4.40: Risposta del tubo modellato con i tre tipi di acciaio.

l'espansione diametrale ottenuta nel caso di tubo con indebolimenti pre-forati senza pressione idrostatica con quella ottenuta per due diversi valori della pressione di confinamento: 30 MPa e 40 MPa. I risultati sono riportati nella figura 4.42. Dall'esame del grafico si osserva che negli istanti iniziali, nel caso di tubo confinato, si ha una diminuzione di diametro: la pressione idrostatica comprime diametralmente il tubo. Dopo circa $50\mu s$ l'esplosivo entra in contatto con la parete interna del tubo, esercitando su di essa una pressione contraria a quella esterna che fa espandere il tubo. Il picco di espansione si verifica come sempre attorno ai $100\mu s$ e risulta essere tanto minore quanto più il tubo è confinato. A questo punto, l'esplosivo ha esaurito il suo effetto e la pressione idrostatica torna ad esercitare il suo effetto comprimendo nuovamente il tubo. In corrispondenza dell'istante finale dell'analisi si raggiungono i valori di contrazione diametrale massima: il tubo è stato danneggiato dall'esplosione (alcuni elementi sono stati eliminati dalla mesh) e la sua rigidità ne risulta degradata con un conseguente aumento della deformabilità.

Nel caso di tubo confinato, si sono svolte anche analisi che arrivano a $800\mu s$ per studiare l'effetto della pressione idrostatica sul tubo danneggiato. In queste situazioni si sono riscontrate due diverse risposte meccaniche del tubo. Per acciai duttili (Weldox 460 E e Tenaris) si verifica, come già detto, un aumento di deformabilità che evidenzia ovalizzazioni pronunciate. Nel caso di un acciaio fragile, quale il S7 Tool Steel che a valle dell'onda d'urto presenta evidenti lacerazioni longitudinali, la pressione idrostatica fa collassare il tubo su se stesso non essendo più questo in grado di sostenere il carico.

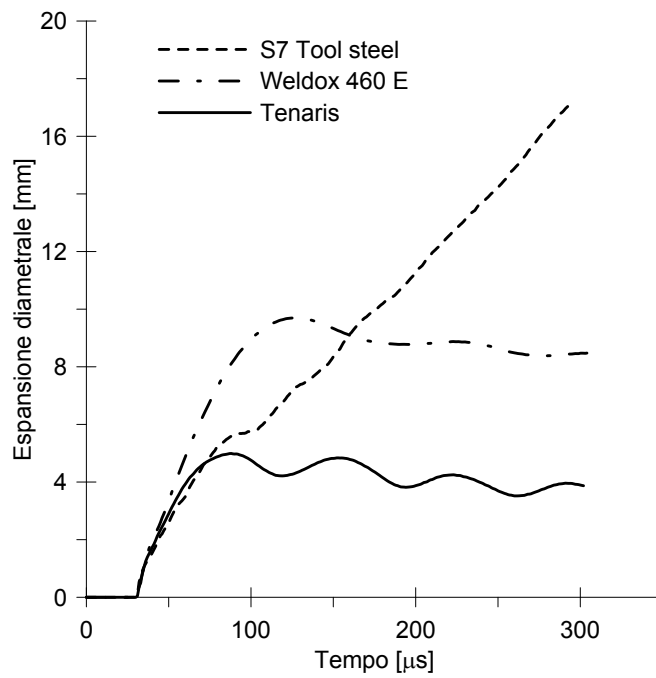


Figura 4.41: Confronto tra le espansioni diametrali per i tre tipi di acciai considerati.

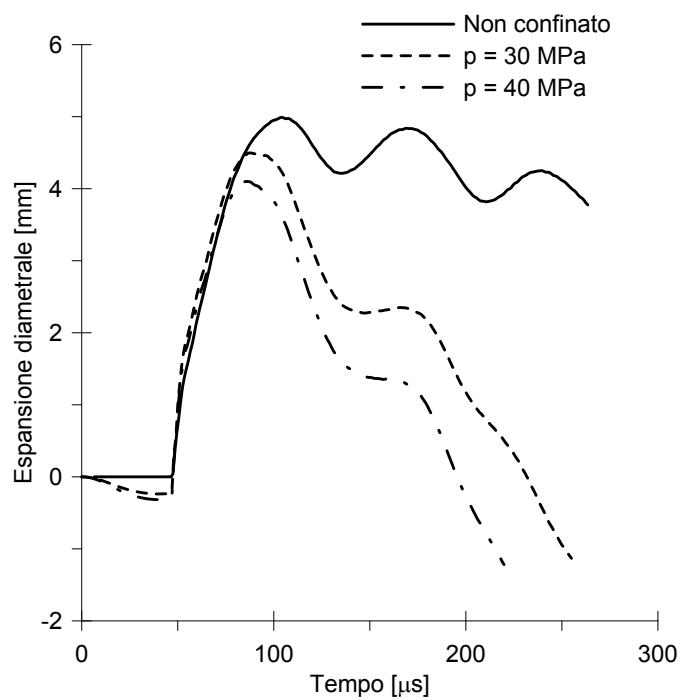


Figura 4.42: Confronto tra le espansioni diametrali senza confinamento e con due diversi valori della pressione idrostatica.

4.6 Conclusioni parziali

In questo capitolo sono state eseguite indagini numeriche al fine di investigare le capacità predittive del codice commerciale agli elementi finiti, Abaqus, e di studiare la risposta di tubi di acciaio, eventualmente indeboliti, soggetti a onde di pressione generate da esplosioni al loro interno.

I modelli costitutivi, messi a disposizione dal programma di calcolo, sono entrambi validi per simulare esplosioni. Inizialmente si è valutata l'opportunità di adottare come modello quello di Geers-Hunter, il quale è di tipo fenomenologico, ed evita di dover modellare la cinetica dell'esplosivo. L'utilizzo da tale modello ha fornito dei risultati in buon accordo con quelli presenti in letteratura per esplosioni che avvengono in acque moderatamente profonde. Il suo utilizzo per simulare esplosioni in aria, ha invece evidenziato l'incapacità del modello di predire correttamente gli effetti di un'esplosione.

Applicando il modello di Jones-Wilkins-Lee all'esplosivo interno al tubo, si sono confrontati diversi risultati delle simulazioni, assumendo come parametro di misura l'espansione diametrale del tubo. Il picco di deformazione si evidenzia quando l'esplosivo ha completamente riempito l'interno del tubo, intorno ai $100\mu s$ dalla prima detonazione. La risposta varia sensibilmente per la presenza o meno degli indebolimenti ed è ancora diversa se questi sono stati pre-forati. Si è osservato che: la presenza degli indebolimenti comporta dei rigonfiamenti localizzati nel loro intorno, e dunque una risposta globalmente non assialsimmetrica; l'espansione diametrale è minore nel caso di tubo senza indebolimenti piuttosto che nel caso di indebolimenti non pre-forati, essendo il primo più rigido; nel caso di indebolimenti pre-forati la deformazione diametrale è invece la minore riscontrata nei tre casi, in quanto l'esplosivo ha modo di "sfogare" attraverso i fori. Lo studio di sensitività al variare del materiale ha avuto il seguente esito: per un acciaio più duttile e meno resistente di quello correntemente in uso si vedono degli imbozzamenti piuttosto marcati nelle zone indebolite dalle scallops, non appaiono però fratture evidenti; al contrario un acciaio ad alta resistenza ma fragile comporta delle evidenti lacerazioni longitudinali, ma senza imbozzamenti.

L'ultimo studio ha permesso di quantificare l'effetto benefico di "contenimento" dell'onda d'urto in diverse situazioni di pressione idrostatica. Negli istanti iniziali, la pressione, comprime diametralmente il tubo. Dopo circa $50\mu s$ l'effetto dell'esplosione induce sul tubo una pressione contraria a quella idrostatica che espande il tubo. Il picco di espansione diametrale risulta essere tanto minore quanto più il tubo è confinato. Esaurito l'effetto dell'esplosivo la pressione idrostatica torna ad esercitare il suo effetto comprimendo nuovamente il tubo.

Capitolo 5

Simulazione dell'intero dispositivo

In questo capitolo si studia l'effetto combinato dei getti perforanti e delle microesplosioni che seguono alla detonazione delle cariche. I precedenti capitoli, nei quali si sono indagate le due sollecitazioni prese singolarmente, sono da ritenersi preparatori alla simulazione che a breve si esporrà.

Nella prima parte del capitolo si risolve l'importante questione di quale sia il modo più realistico di combinare le due sollecitazioni, in base a considerazioni sulla documentazione raccolta nei capitoli precedenti. Siccome insorge una difficoltà di simulazione dovuta all'impossibilità di seguire la sequenza di esplosione dei getti senza essere obbligati ad assegnarne le velocità, si opta per due modellazioni distinte per far fronte al problema. Il primo modello assegna degli andamenti di velocità costante nel tempo ai getti per poterne simulare la sequenza di esplosione. Nel secondo si rinuncia alla sequenza ma le velocità dei getti restano variabili del problema. Seguono quindi i risultati e i confronti fra il caso di sola microesplosione del capitolo precedente e quello delle due diverse modellazioni di dispositivo completo. Si illustrano i risultati mettendo in luce eventuali discrepanze in termini di deformabilità all'espansione radiale e spiegandone le cause.

5.1 Modellazione del dispositivo di perforazione

Il modello adottato per la simulazione complessiva del fenomeno di perforazione è riportato in figura 5.1, dove sono presenti: il tubo esterno, i getti perforanti e l'esplosivo. La geometria adottata per il tubo metallico esterno e per l'esplosivo, è la medesima utilizzata nel capitolo precedente, e consiste in un tubo di lunghezza pari a 0.5 m con 18 indebolimenti e un cilindro di esplosivo con una massa complessiva di 0.360 kg. Si sono mantenute inalterate anche le condizioni di vincolo (le deformazioni assiali del tubo impedito), la discretizzazione spaziale, il modello costitutivo del materiale (Johnson-Cook) e quello dell'esplosivo (Jones-Wilkins-Lee). L'unica sostanziale differenza rispetto al precedente modello consiste nella presenza dei getti, uno per ogni indebolimento. La geometria di questi ultimi (si veda figura 3.35) è la medesima adottata per lo studio del fenomeno dei getti perforanti trattato nel capitolo 3 e consiste in proiettili di forma ogivale con una massa di 2 g, assunti come corpi rigidi. Ciascun getto è posizionato lungo la direzione dell'asse passante per il centro dell'indebolimento e posto a contatto la superficie interna del tubo.

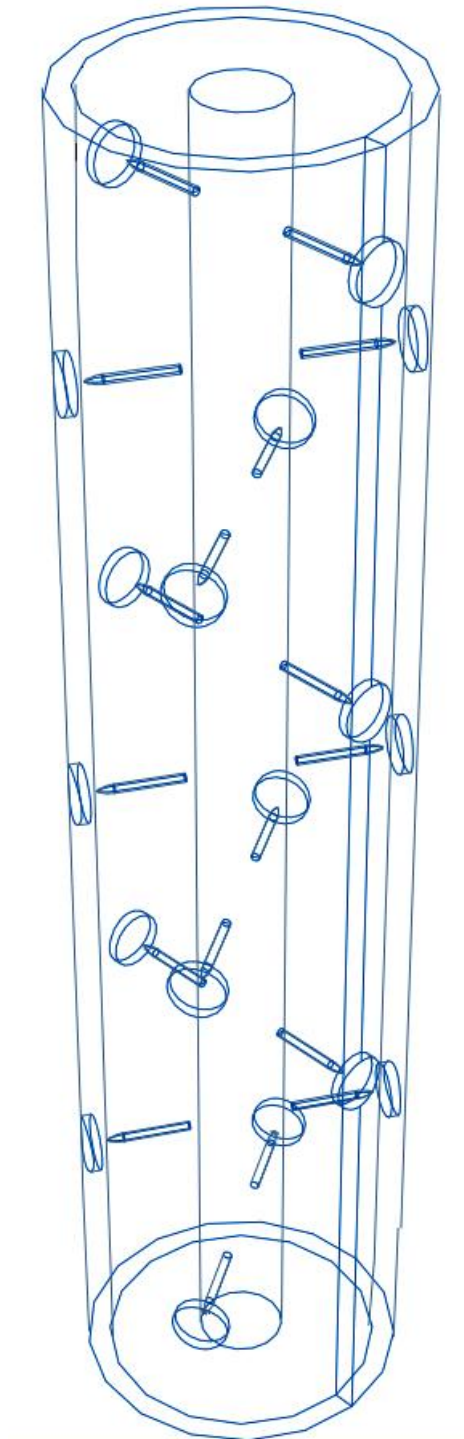


Figura 5.1: Il modello completo di esplosivo e getti perforanti collocati in corrispondenza degli indebolimenti.

In seguito a quanto detto nel paragrafo 4.3, e in particolare dall'esame della figura 4.18, si può assumere che l'onda d'urto sollecciti il tubo a perforazione avvenuta. Per sincronizzare le due sollecitazioni e ottenere una fedele rappresentazione del fenomeno, è stato necessario calcolare il lasso temporale che intercorre tra la detonazione e l'istante in cui il getto entra in contatto con l'indebolimento. Sulla base delle informazioni raccolte, e riportate nel già citato paragrafo, l'intervallo di detonazione tra una carica e l'altra è di circa $2\mu\text{s}$; è stato quindi possibile determinare l'istante temporale in cui ogni singolo getto inizia il suo moto verso la parete del tubo.

Per il calcolo del ritardo temporale, ovvero il tempo che intercorre tra l'esplosione e l'impatto tra getto e tubo, bisogna conoscere la velocità del getto stesso e la distanza che questo deve coprire dal punto di detonazione al punto di contatto. Si assume una velocità del getto di 8000 m/s (velocità adottata nell'analisi) una delle più alte velocità che la tecnologia può raggiungere per il getto, nonché quella maggiormente utilizzata per massimizzare la perforazione della formazione. Per quanto riguarda la distanza percorsa dal getto prima di impattare contro il tubo, si considera che il punto di detonazione dell'esplosivo non è stato collocato esattamente nel centro dell'involucro (la carica esplosiva non è infatti collocata proprio nell'asse del tubo) ma ad una distanza da questo pari a 1 cm). Considerando che il raggio interno del tubo è di 4.9 cm , si stima che il getto debba percorrere una distanza pari a 4 cm . Date velocità e distanza si ottiene che il ritardo temporale si aggira intorno al valore di $5\mu\text{s}$. Questo vuol dire che, per esempio, per una carica detonata all'istante $t = 0\mu\text{s}$, il relativo getto, modellato già a contatto con il relativo indebolimento, viene fatto partire all'istante $t = 5\mu\text{s}$ dell'analisi. La schematizzazione di quanto detto è riportata nelle immagini di figura 5.2. In particolare la figura 5.2a si riferisce alla situazione al tempo $t = 0\mu\text{s}$ in cui inizia la detonazione; il primo getto perforante resta fermo fino a $t = 5\mu\text{s}$. La figura 5.2b mostra invece cosa accade dopo l'istante $t = 5\mu\text{s}$: il getto perforante, che nella realtà del fenomeno proprio in questo istante entra in contatto con l'involucro, comincia la sua perforazione in corrispondenza del centro dell'indebolimento, prima ancora che sopraggiunga il fronte dell'onda d'urto.

Quella descritta è la modellazione più rigorosa, che ci si proponeva di ottenere con l'ausilio del codice commerciale. Nel presente lavoro di tesi, però, si è dovuto far fronte ad una difficoltà di simulazione: per poter riprodurre la sequenza di esplosione dei getti si è obbligati ad assegnare l'andamento di velocità nel tempo. Dunque non è stato possibile considerare contemporaneamente la sequenza temporale di partenza dei getti e la loro perdita di velocità in seguito alla perforazione (la velocità dei getti non è più una variabile di calcolo). Ciò ha comportato l'esigenza di rinunciare alla sequenza di esplosione o al calcolo delle velocità dei getti, il che si è tradotto nella scelta fra due possibili alternative alla modellazione del problema.

Nella prima si rinuncia a modellare la sequenza temporale di partenza dei getti perforanti (cioè tutti i getti iniziano il moto verso la parete del tubo allo stesso istante) a costo di conservare la loro perdita di velocità durante la perforazione. Nella seconda alternativa è necessario assegnare ai getti una velocità che, però, rimanga costante durante tutta l'analisi, affinché sia possibile simulare la loro sequenza temporale di partenza.

Ovviamente entrambe i modelli introducono inevitabilmente delle approssimazioni rispetto alla fisica reale del fenomeno da simulare. Tuttavia, l'ipotesi di velocità costante per tutta la durata dell'analisi si potrebbe in linea di massima considerare

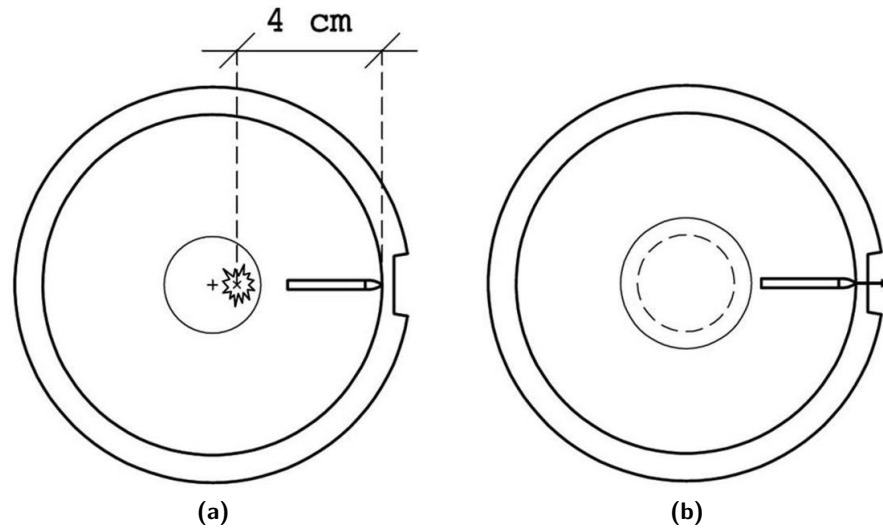


Figura 5.2: La figura di sinistra rappresenta la situazione del getto a $t = 0\mu s$; quella di destra sottolinea l'inizio del moto del getto a $t = 5\mu s$.

ragionevole, almeno nell'intervallo di velocità dei getti compreso tra 2000-8000 m/s, in quanto le perdite di velocità sono estremamente ridotte (1%-3%, sulla base di quanto ottenuto nel paragrafo 3.6, a seconda delle caratteristiche del getto). Per quanto riguarda la sequenza di perforazione, non si sa quanto questa possa incidere sulla deformabilità all'espansione diametrale del tubo. Si consideri che, in base allo studio del capitolo 4, la presenza o meno dei fori altera sensibilmente la risposta, perché con i fori l'esplosivo ha possibilità di trovare sfogo all'esterno. Bisogna però tener presente che l'onda d'urto arriva sempre e comunque a foro già presente. Non dovrebbe essere rilevante quanto tempo prima questo è stato realizzato (è proprio qui che risiede la principale differenza tra i due modelli).

Non sapendo a priori quale delle due modellazioni sia più fedele alla realtà, si sono simulati entrambi i casi.

5.2 Risultati delle analisi

Nei grafici seguenti si indicherà con: “Modello I” quello in cui non si considera la perdita di velocità ma si modella la sequenzialità dei getti perforanti; “Modello II” quello in cui si sacrifica la partenza sequenziale dei getti, ma si tiene in considerazione la perdita di velocità degli stessi in seguito alla perforazione. Le due nuove simulazioni vengono poste a confronto con quelle del tubo con indebolimenti pre-forati, presa in considerazione nel precedente capitolo.

La figura 5.3 riporta le deformate dei due modelli considerati in questo capitolo a fianco della deformata del modello con indebolimenti pre-forati per uno stesso istante intorno a $t = 300\mu s$, dunque molto distante dall'istante di picco dell'onda d'urto ($t = 100\mu s$). Non si nota nessuna sensibile differenza a parte i fori d'uscita che nelle nuove simulazioni sono lievemente più grandi. Questo si attribuisce all'effetto del getto perforante che è assente nella simulazione nel caso con indebolimenti pre-forati.



Figura 5.3: Confronto delle deformate per i tre modelli.

Infatti l'introduzione dei getti perforanti comporta non solo che le scallops vengono forate ma che vi sia anche un certo danneggiamento che precede l'onda d'urto e che è praticamente assente nel caso di indebolimento pre-forato (figura 5.4). Questo danneggiamento va oltre la zona di estensione del foro. Nel caso preforato questo effetto manca e ciò spiega perchè è meno deformabile alle espansioni dimaetriali.

Di seguito si riportano alcuni grafici che mostrano l'influenza del getto perforante sulla deformabilità del tubo e come questa sia direttamente correlata all'entità del danneggiamento indotto dalla perforazione.

L'immagine 5.4 riporta la mappa di danneggiamento dentro un indebolimento nell'istante successivo alla perforazione del getto ma prima che arrivi l'onda d'urto. Per danneggiamento si intende la perdita progressiva di resistenza riferita ad punto di integrazione numerica di un elemento (per elementi ad integrazione ridotta, come in questo caso, il danneggiamento in un punto d'integrazione coincide con quello dell'intero elemento), secondo l'algoritmo descritto in Appendice. Un valore pari ad 1 della funzione di danneggiamento (*SDEG* nella figura 5.4) sta ad indicare elementi completamente danneggiati e, pertanto, rimossi dalla mesh di calcolo: questi

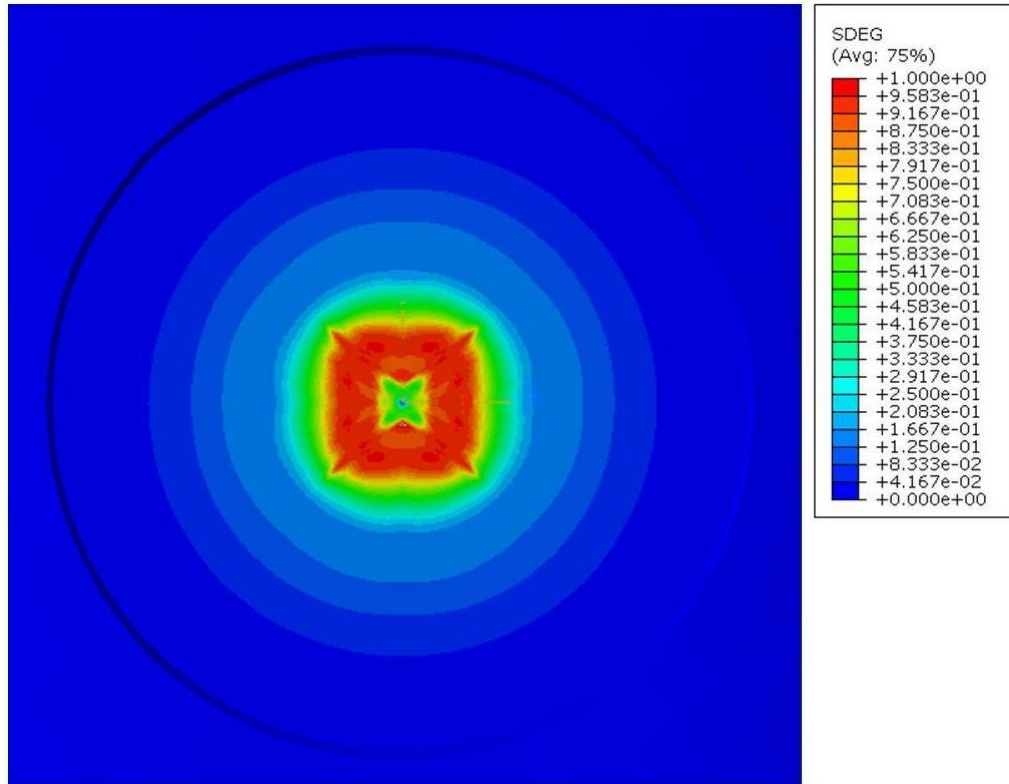


Figura 5.4: Mappa di danneggiamento dentro la sagoma dell'indebolimento prima dell'arrivo dell'onda d'urto. Le aree rosse indicano elementi totalmente danneggiati e pertanto rimossi: delimitano la zona del foro.

corrispondono alla zona di colore rosso che delimita l'estensione del foro d'uscita. Si osserva, inoltre, che il danneggiamento è abbastanza esteso nell'intorno del foro realizzato dal getto e diminuisce progressivamente man mano che ci si allontana. Proprio qui sta la principale differenza con il caso di indebolimento pre-forato. La figura mette a confronto i due casi nell'istante che precede il sopraggiungere dell'onda d'urto. Nel caso di indebolimento pre-forato il materiale è totalmente integro nella zona attorno al foro, contrariamente a quanto si evidenzia per il caso più realistico di foro praticato dal getto: il materiale attorno ha subito forti deformazioni plastiche e danneggiamento, come si è già evidenziato nella figura 5.4.

L'effetto appena descritto del getto perforante si riflette in termini di deformabilità all'espansione diametrale soprattutto nella zona prossima agli indebolimenti, mentre altrove è più contenuto.

I grafici di figura 5.7 riportano gli andamenti di espansione radiale riferiti alla sezione centrale (sezione individuata in figura 5.6) per le due direzioni orizzontali ortogonali tra loro, x e z , nei due casi di modellazione. Come già si è fatto notare, si riscontra una sensibile anisotropia a favore della direzione più prossima all'asse orizzontale di indebolimento (ovvero l'asse z all'altezza della sezione centrale di tubo considerata).

I grafici di figura 5.8 mettono a confronto le stesse espansioni radiali sui due modelli. Gli andamenti si sovrappongono quasi perfettamente. Evidentemente le

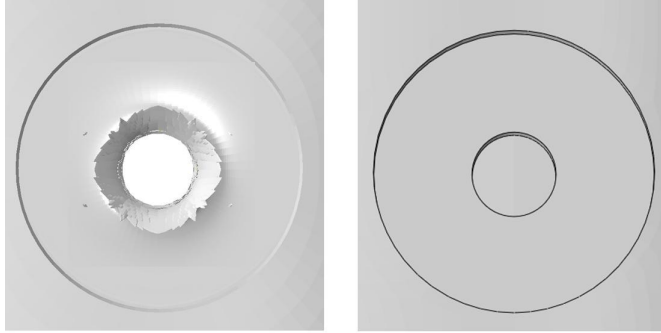


Figura 5.5: Confronto delle zone di indebolimento nei due casi e nell'istante prima che sopraggiunga l'onda d'urto. Mentre nel caso di getto perforante la zona intorno al foro ha subito forti deformazioni plastiche e danneggiamenti, nel caso di indebolimento preforato il materiale è ancora del tutto integro.

due rinunce di cui si parlava, considerate una per volta, hanno portato a due diverse approssimazioni di modellazione che, nonostante ciò, hanno come esito la stessa risposta. Si potrebbe concludere che entrambe le due schematizzazioni sono buone, a meno di ulteriori indagini e simulazioni.

Se invece confrontiamo le espansioni radiali delle due modellazioni con il modello pre-forato della sola microesplosione del capitolo 4, emerge una maggiore deformabilità dei primi due (si veda figura 5.9) per quanto detto prima riguardo al previo danneggiamento da getto perforante.

In conclusione l'introduzione della sollecitazione da getto perforante, che nel capitolo 4 si era considerata in prima approssimazione con l'adozione di indebolimenti pre-forati, oltre a comportare una maggiore corrispondenza tra modello numerico e fenomeno fisico reale ha anche evidenziato l'incidenza di questo effetto sulla risposta finale del dispositivo. Infatti si è messo in luce che l'effetto in termini di danneggiamento provocato dal passaggio dei getti comporta un sensibile aumento della deformabilità all'espansione radiale dell'involucro.

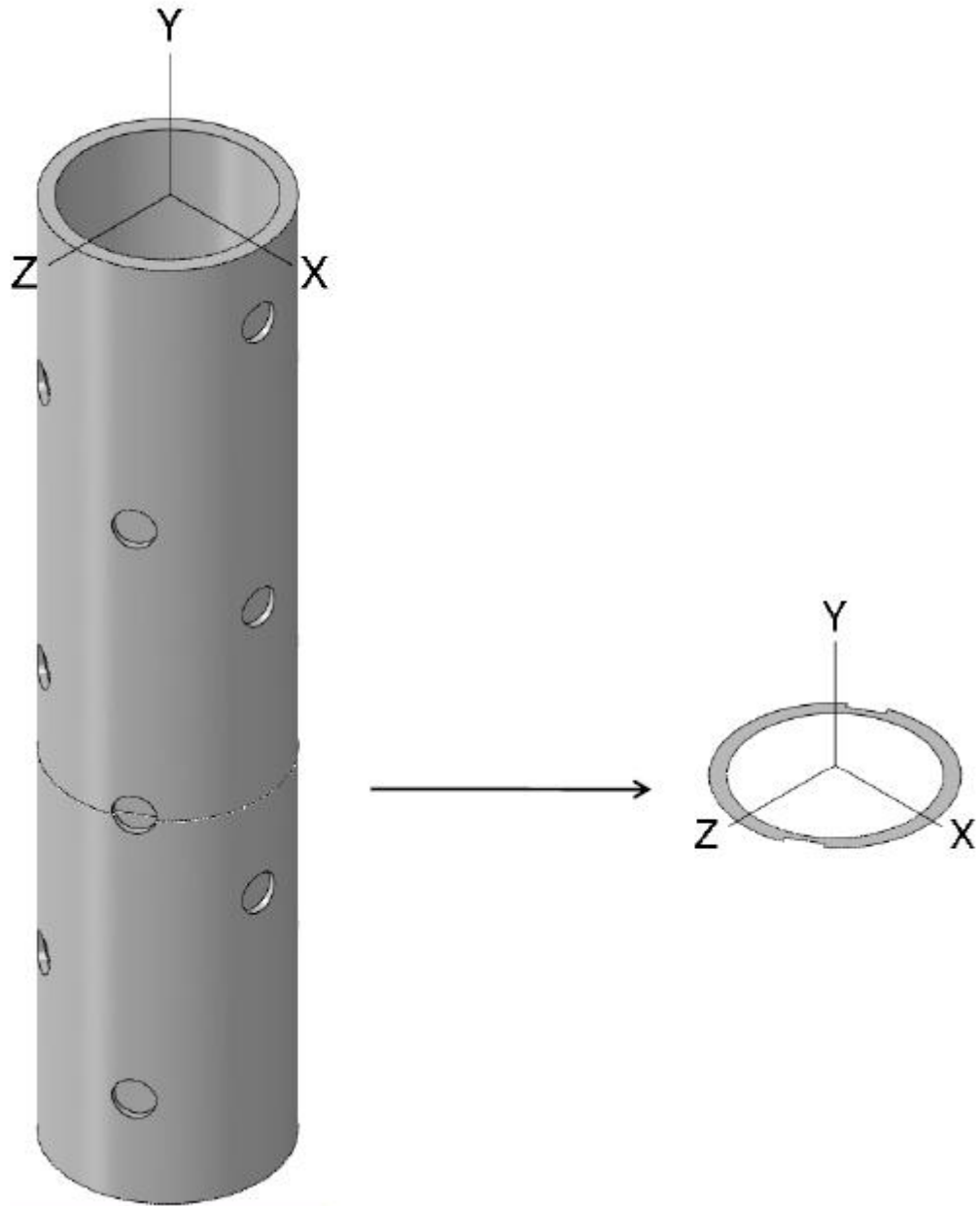


Figura 5.6: Individuazione della sezione e degli assi rispetto a cui è stata valutata l'espansione diametrale del tubo.

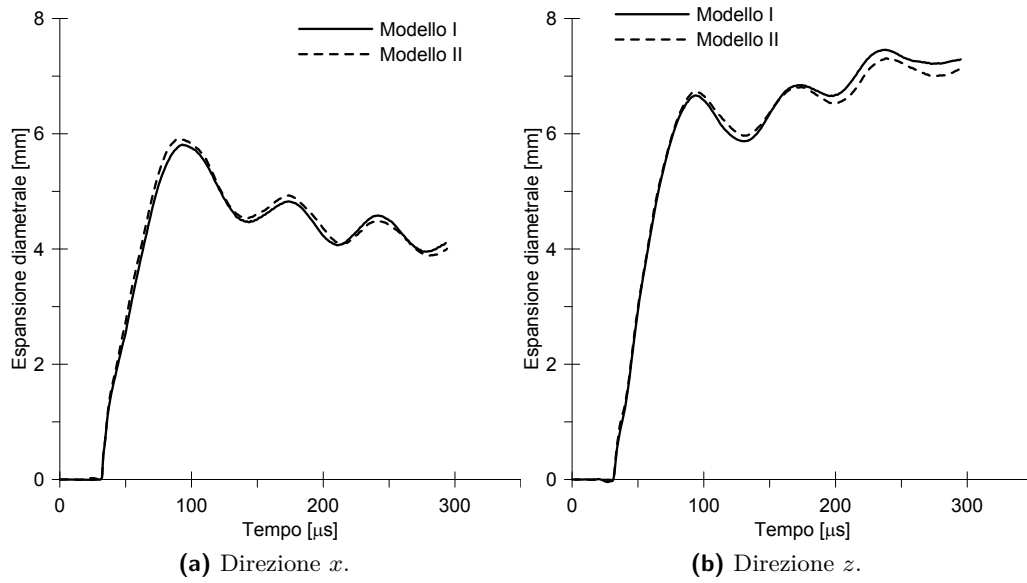


Figura 5.7: Confronto sulla espansione diametrale nella direzione x e z tra il modello I e II.

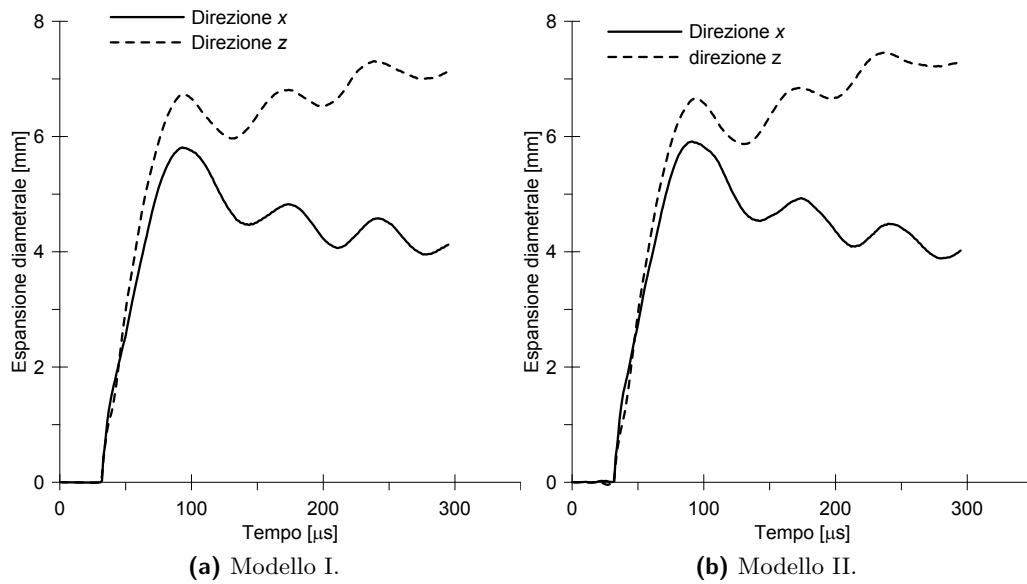


Figura 5.8: Espansione diametrale in x e z dei due modelli.

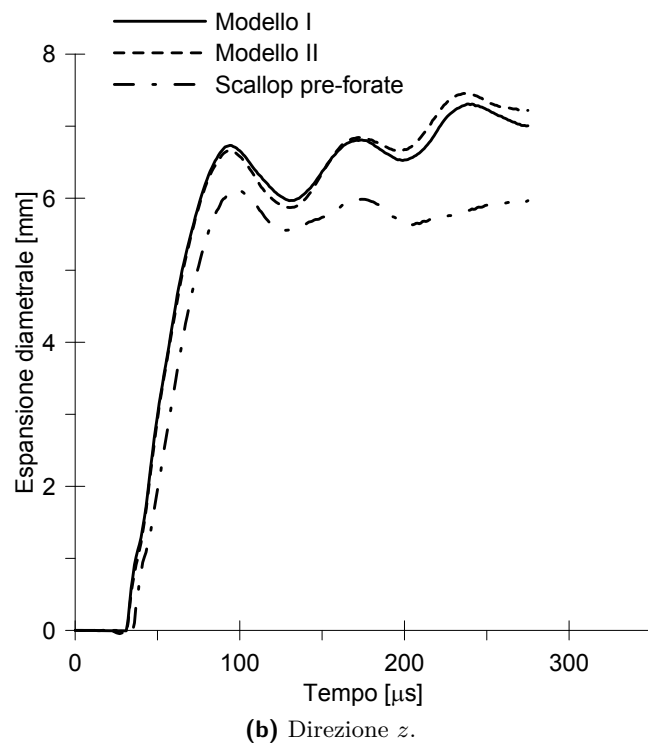
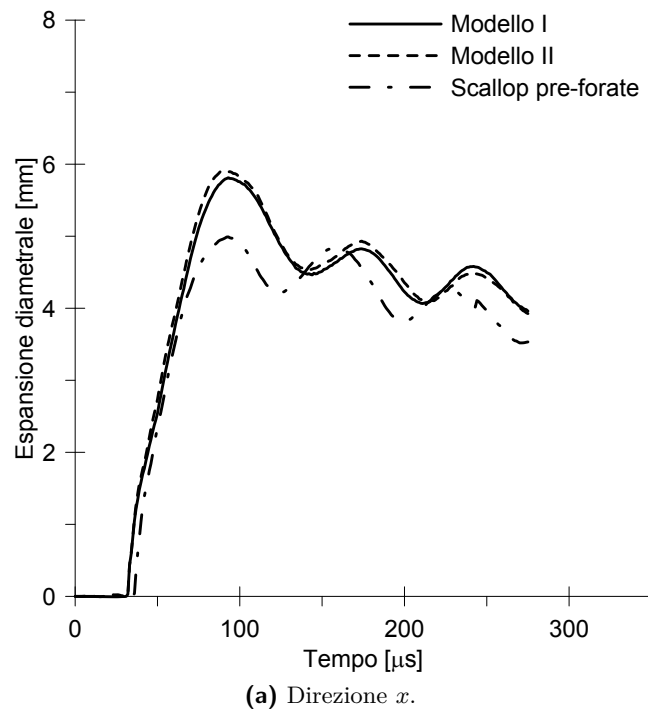


Figura 5.9: Confronto sulla espansione diametrale nella direzione x e z tra il modello I e II e quello con indebolimenti pre-forati del capitolo 4.

Conclusioni e sviluppi futuri

Si raccolgono in queste pagine le conclusioni sulle indagini numeriche in merito al dispositivo di perforazione di pozzi petroliferi. Si coglie l'occasione per una analisi critica dei risultati ottenuti, evidenziando punti di forza e punti di debolezza, a partire dai quali si suggeriscono alcuni spunti per eventuali future analisi.

Il capitolo 2 si è incentrato sulla ricerca di un modello costitutivo che descrivesse fedelmente il comportamento dell'acciaio quando soggetto a carichi di natura impulsiva. Si è preso in esame il modello di Johnson-Cook in quanto già implementato nel codice commerciale utilizzato e adatto per descrivere fenomeni legati al comportamento degli acciai sotto carichi impulsivi, quali grandi deformazioni, elevate velocità di deformazione e rammollimento termico. Segue una descrizione delle caratteristiche e delle tecniche di calibrazione per questo modello costitutivo. Avendo a disposizione la calibrazione delle costanti di Johnson-Cook messa a punto dai laboratori dell'Università di Cassino per l'acciaio utilizzato per il dispositivo, si è pensato di validarla tramite riproduzione nel codice commerciale delle prove sperimentali.

Il capitolo 3 è dedicato alla prima sollecitazione di tipo impulsivo a cui il dispositivo, più precisamente l'involucro esterno (un tubo di acciaio provvisto di indebolimenti localizzati), è chiamato a rispondere in ordine temporale. La prima parte del capitolo è dedicata all'esposizione di una serie di casi prova relativi a fenomeni di impatto e perforazione con l'obiettivo di validare le tecniche di calcolo del codice commerciale e le simulazioni. Nella seconda parte si affronta lo studio dell'interazione fra getto perforante e tubo di acciaio. Dopo aver dimostrato che non esiste interazione fra indebolimenti prossimi fra loro al momento della perforazione, si decide di simulare l'effetto di un solo getto che impatta contro una porzione di tubo provvisto di indebolimento. Questo risultato, unito alla possibilità di sfruttare le simmetrie del problema, ha permesso di semplificare notevolmente la modellazione del fenomeno e ridurre l'onere e i tempi di calcolo. A questo punto è stato possibile portare avanti una serie di studi di sensitività per capire quali fossero le variabili del problema che più incidono, e in quale modo, sulla risposta meccanica di involucro e getto perforante.

Nel capitolo 4 viene affrontata la seconda delle sollecitazioni a cui il dispositivo è chiamato a rispondere: l'onda d'urto generata dall'esplosione delle cariche interne al tubo. Inizialmente si è affrontato il problema di individuare un adeguato modello di calcolo che simulasse l'esplosione. Vengono analizzati, anche mediante casi prova, le caratteristiche di due modelli molto diversi per concezione. Il primo, il Geers-Hunter, simula l'effetto di una esplosione nei fluidi ed è di tipo fenomenologico. Il secondo, il Jones-Wilkins-Lee, descrive la cinetica e il comportamento dell'esplosivo. Dopo

aver svelato l'inadeguatezza del primo nel simulare esplosioni in atmosfera, anche se si sarebbe preferito al secondo per evitare di modellare direttamente l'esplosivo, si decide di utilizzare il modello di Jones-Wilkins-Lee. Segue la seconda parte del capitolo in cui si descrive la modellazione dell'involucro sottoposto alla serie di microesplosioni interne e le scelte adottate per renderla fedele a quanto recuperato in letteratura in merito al funzionamento del dispositivo. Si espongono degli studi comparativi su diverse geometrie dell'involucro, diversi materiali e diverse condizioni di esercizio (in atmosfera o in condizioni di pressione idrostatica all'interno dei pozzi petroliferi) mirati ad una caratterizzazione del comportamento dell'involucro e ad un riscontro con osservazioni sperimentali sulla sua risposta meccanica.

L'ultimo capitolo tratta della simulazione del dispositivo completo, che vede l'involucro prima sottoposto ai getti perforanti e poi all'onda d'urto che consegue alle esplosioni.

In seguito alle simulazioni delle prove sperimentali condotte sull'acciaio usato per il dispositivo è emerso che il modello costitutivo di Johnson-Cook simulasse in modo adeguato il comportamento del materiale sottoposto a deformazioni rapide. Mentre per il modello di plasticità sono disponibili le costanti per l'acciaio prodotto da Tenaris, si evidenzia la mancanza di una validazione per il criterio di danneggiamento, alla quale si è dovuto ovviare cercando fra le calibrazioni di diversi acciai quella che risultasse più prossima alla risposta sperimentale tramite riproduzione della prova della barra di Hopkinson.

I diversi studi di sensitività condotti per il getto perforante hanno portato ad una serie di conclusioni di seguito esposte. Lo studio parametrico sulla massa del getto e sull'attrito con il tubo ha evidenziato una maggiore sensitività della risposta alle variazioni del primo piuttosto che del secondo. Però questo risultato non è del tutto scevro da opinabilità, a causa del piccolo numero di valori analizzati per i parametri. Dallo studio di sensitività sul materiale si è ottenuto il risultato, per niente intuitivo, che un acciaio più duttile e meno resistente migliori l'efficacia del getto perforante piuttosto che un acciaio ad alta resistenza ma fragile. Invece è intuitivo il risultato emerso dallo studio di sensitività al variare dello spessore dell'indebolimento: tanto più piccolo lo spessore tanto più ridotta la perdita di velocità del getto perforante uscente. Sulla base di tutte le simulazioni effettuate al variare delle velocità del getto e delle caratteristiche del materiale, si sono individuati i principali modi di frattura caratteristici del fenomeno della perforazione. Fra questi i più frequenti sono: "petalatura" (i lembi del foro d'uscita sono rivolti verso l'esterno del tubo in seguito alla violenza dell'urto), tipica per metalli duttili, tanto più marcata quanto più alta è la velocità; "frammentazione", più frequente nei casi di metalli fragili, passando da pochi frammenti e di grosse dimensioni per basse velocità ad un alto numero di piccoli frammenti per le più alte.

Le simulazioni della microesplosione interna all'involucro protettivo hanno messo in luce un comportamento anisotropo nel piano ortogonale all'asse del tubo in termini di espansione radiale. Si è dimostrato come questo comportamento anisotropo segua la disposizione degli indebolimenti e come sia da imputare esclusivamente alla presenza di questi ultimi, visto che nel caso di involucro non indebolito si ha una risposta che si può definire isotropa. Inoltre da uno studio comparativo su diverse geometrie si è ottenuto che un involucro non indebolito sia più rigido di

uno indebolito ma non pre-forato, come era intuitivo pensare. Al contrario, se quest'ultimo è già provvisto di fori, si ha una riduzione dell'espansione diametrale attribuibile alla possibilità dell'onda d'urto di trovare sfogo all'esterno, piuttosto che rimanere completamente confinata dentro l'involucro. Le simulazioni che tengono conto della presenza di pressione idrostatica hanno permesso di quantificarne l'effetto benefico di contenimento, il quale, per valori tipici di pressione, risulta incidere sostanzialmente in termini riduzione dell'espansione radiale.

L'ultimo caso di studio, la simulazione dell'effetto combinato di getti perforanti e microesplosione, ha evidenziato una maggiore espansione diametrale rispetto al caso di indebolimenti pre-forati piuttosto che perforati dai getti. Ciò è dovuto al danneggiamento che il fenomeno della perforazione comporta inevitabilmente nell'intorno del foro d'uscita.

Alla luce dei risultati e delle critiche precedenti, si offrono alcuni spunti per future analisi.

Innanzitutto si ricorda che le sollecitazioni a cui il dispositivo è chiamato a rispondere sono tre, in ordine cronologico: perforazione da parte dei getti perforanti; onda d'urto generata dalle esplosioni interne; impatto con gli eventuali frammenti del supporto metallico, generati dall'esplosione, a cui le cariche sono agganciate (apparato di detonazione).

Le tre sollecitazioni sono state modellate separatamente mentre in realtà sono l'effetto di un unico fenomeno: la detonazione della carica. Dunque, la modellazione ideale richiederebbe la capacità da parte del codice ad elementi finiti di simulare la formazione del getto di rame fuso a partire dal liner (polvere di rame con forma tronco-conica da cui si origina il getto), l'onda d'urto e la frammentazione dell'apparato di detonazione in seguito all'attivazione delle cariche. Un'alternativa è quella di continuare sulla strada percorsa in questa tesi, concentrarsi separatamente su ciascuno degli effetti, migliorandone però la modellazione.

Per quanto riguarda il primo tipo di sollecitazione, si ricorda che è stato necessario introdurre alcune semplificazioni in fase di modellazione. Il getto perforante è un concentrato di particelle di rame parzialmente fuse che si muovono a velocità supersoniche. Quindi la schematizzazione adottata di corpo rigido lascia ancora ampi margini di miglioramento. In secondo luogo si consideri che il codice commerciale utilizzato in questa tesi non è stato pensato appositamente per simulare un fenomeno che riguarda l'interazione fra getto perforante e involucro: l'estensione dell'area plasticizzata è tale che l'acciaio del tubo, quando sottoposto a velocità di perforazione supersoniche, abbia un comportamento molto prossimo a quello di un fluido piuttosto che di un solido come si è assunto in questo lavoro.

Relativamente al secondo tipo di sollecitazione, il modello di Jones-Wilkins-Lee ha consentito di modellare la cinetica dell'esplosivo e il suo effetto sul tubo. L'apparato di detonazione si è schematizzato con una carica di forma cilindrica coassiale al tubo. Tuttavia, una simulazione più fedele alla realtà del fenomeno richiederebbe la modellazione di tutto l'apparato di detonazione, comprensivo di supporto metallico, cariche e liner.

Nel presente lavoro di tesi sono state prese in considerazione le prime due sollecitazioni, mentre si è trascurata la terza, l'impatto dei frammenti dell'apparato di detonazione, non avendo né modelli né strumenti di calcolo adeguati alla simulazione.

La modellazione di questo tipo di fenomeno richiederebbe un algoritmo che sia in grado di generare in maniera casuale frammenti di materiale a partire da date geometrie in seguito a esplosioni.

Scendendo nei dettagli delle indagini numeriche condotte e dei risultati che da queste si sono dedotti, si ricorda l'adozione dell'ipotesi di adiabaticità dei processi, la quale, se per il caso di getto perforante è più che valida, potrebbe essere opinata nel caso di simulazione della esplosione, caso in cui non si è rigorosamente verificata. Per quanto riguarda invece il modello costitutivo adottato, il Johnson-Cook, si ricorda che si può ritenere predittivo, in quanto descrive i comportamenti principali nei casi trattati (elevate velocità di deformazione e rammollimento termico), ma comunque fenomenologico per la sua origine prettamente empirica. Si tenga presente che esistono modelli costitutivi più recenti e avanzati del Johnson-Cook, alcuni dei quali ricavati su base teorica a partire dalla fisica della microstruttura del materiale. Tra questi si cita il modello di Voyiadjis [55, 54] che è un modello "non-locale", viscoplastico con danneggiamento anisotropo, funzione della velocità di deformazione e della temperatura.

Infine tutti gli studi di sensitività eseguiti per le sollecitazioni da getto perforante e da esplosione potrebbero essere approfonditi considerando un intervallo di valori più esteso per i parametri già considerati o estendere l'indagine ad altri parametri, quali la deformabilità e la forma del getto perforante.

Bibliografia

- [1] A. Arias, J.A. Rodriguez-Martinez e A. Rusinek. Numerical simulations of impact behaviour of thin steel plates subjected to cylindrical, conical and hemispherical non-deformable projectiles. *Engineering Fracture Mechanics*, 75:1635–1656, 2009.
- [2] *Abaqus Analysis User's Manual, ABAQUS 6.8 HTML Documentation*.
- [3] C.E Anderson, T.J. Holmquist, e T.R Sharron. Quantification of the effect of using the johnson-cook damage model in numerical simulations of penetration and perforation. *International Ballistic Symposium Vancouver*, 2005.
- [4] Y. Bao e T. Wierzbicki. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. *International Journal of Mechanical Sciences*, 46:81–98, 2004.
- [5] Y. Bao e T. Wierzbicki. On the cut-off value of negative triaxiality for fracture. *Engineering Fracture Mechanics*, 72:1049–1069, 2005.
- [6] L. Behrmann e altri. Perforating practices that optimize productivity, 2000. Oilfield Review.
- [7] M.R.G. Bell e D.A. Cuthill. Next-generation perforating system enhances the testing and treatment of fracture stimulated wells in canada. *GEODynamics Inc, and Weatherford Canada Partnership*, 2008.
- [8] G. Birkhoff, D.P. Macdougall, E.M. Pugh, e G.I. Taylor. Explosive with lined cavities. *Journal of Applied Physics*, 19:563–582, 1948.
- [9] N. Bonora, A. Ruggero, e G. Iannitti. Caratterizzazione meccanica in regime di deformazione dinamico di acciai per la costruzione di perforatin gun. *Contratto di ricerca*, 2010.
- [10] T. Borvik, O.S. Hopperstad, e T. Berstad. On the influence of stress triaxiality and strain rate on behaviour of a structural steel. Part II: Numerical study. *International Journal of Mechanics A/Solids*, 22:15–23, 2003.
- [11] T. Borvik, O.S. Hopperstad, T. Berstad, e M.L. Langseth. A numerical model of viscoplasticity and ductile damage for impact and penetration. *International Journal of Mechanics A/Solids*, 20:685–712, 2001.
- [12] T. Borvik, M. Langseth, O. S. Hopperstad, e K. A. Malo. Perforation of 12 mm thick steel plates by 20 mm diameter projectiles with flat, hemispherical

- and conical noses: Part I: Experimental study. *International Journal of Impact Engineering*, 27:19–35, 2002.
- [13] J.M. Brett e G. Yiannakopoulos. A study of explosive effects in close proximity to a submerged cylinder. *International Journal of Impact Engineering*, 35:206–225, 2008.
- [14] R.J. Eichelberger e E.M. Pugh. Experimental verification of jet formation by charges with lined conical cavities. *Journal of Applied Physics*, 23:527–531, 1952.
- [15] J.E. Field, S.M. Walley, W.G. Proud, H.T. Goldrein, e C.R. Siviour. Review of experimental techniques for high rate deformation and shock studies. *International Journal of Impact Engineering*, 30:725–775, 2004.
- [16] T. L. Geers e K. S. Hunter. An integrated wave-effects model for an underwater explosion bubble. *Journal of Acoustical Society of America*, 111(4):1548–1601, 2002.
- [17] J. H Giovanola e S.W. Kirkpatrick. Using the local approach to evaluate scaling effects in ductile fracture. *International Journal of Fracture*, 91:101–116, 1998.
- [18] B. Grove, A. Werner, e C. Han. Explosion-induced damage to oilwell perforating gun carriers. Structures Under Shock and Impact IX, Schlumberger Oilfield Services, 2000.
- [19] N.K. Gupta, M.A. Iqbal, e G.S. Sekhon. Experimental and numerical studies on the behavior of thin aluminum plates subjected to impact by blunt- and hemispherical-nosed projectiles. *International Journal of Impact Engineering*, 32:1921–1944, 2006.
- [20] J.W. Hancock e D.K. Brown. On the role of strain and stress in ductile failure. *Journal of the Mechanics and Physics Solids*, 31:1–24, 1983.
- [21] J.W. Hancock e A.C. Mackenzie. On the mechanisms of ductile failure in high strength steel subjected to multi-axial stress-states. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 24:147–169, 1976.
- [22] A. Hillergorg, M. Moeder, e P. E. Peterson. Analysis of Crack Formation and Growth in Concrete by Means of Fracture Mechanics and Finite Elements. *Cement and Concrete Research*, 6:773–782, 1976.
- [23] B. S. Holmes, S.W. Kirkpatrick, J. W. Simons, J. H. Giovanola, e L. Seaman. Modeling the process of failure in structure. *Structural Crashworthiness and Failure*, 1993.
- [24] T.J. Holmquist e G.R. Johnson. Determination of constant and comparison of results for various constitutive models. *Journal de physique*, 1:853–860, 1991.
- [25] O.S. Hopperstad, T. Borvik, M. Langseth, K. Labibes, e C. Albertini. On the influence of stress triaxiality and strain rate on behaviour of a structural steel. Part I: Experiments. *International Journal of Mechanics A/Solids*, 22:1–13, 2003.

- [26] Yasuyuki Horie. *Shock wave science and technology reference library*. Springer, 2009.
- [27] G. R. Johnson. Dynamic analysis of a torsion test specimen including heat conduction and plastic flow. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 103:201–206, 1981.
- [28] G. R. Johnson e T.J. Holmquist. Evaluation of cylinder-impact test data for constitutive model constants. *Journal of Applied Physics*, 64:3901–3910, 1988.
- [29] Gordon R. Johnson e William H. Cook. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures.
- [30] Gordon R. Johnson e William H. Cook. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 21:31–48, 1985.
- [31] G.R. Johnson. Materials characterizations involving severe dynamic loading. *Proc. Army Symposium on Solid Mechanics*, 1980.
- [32] G.R. Johnson e T.J. Holmquist. Test data and computational strength and fracture model constants for 23 materials subjected to large strain, high strain rates and high temperatures. Relazione tecnica, Technical Report LA-11463-MS, Los Alamos National Laboratory, 1989.
- [33] Maxime Jutras. Improvement of the characterisation method of the Johnson-Cook model. Tesi per Master, Université Laval, 2008.
- [34] G. Kay. Failure modeling of Titanium 6Al-4V and Alluminium 2024-T3 with the Johnson-Cook material model. Relazione tecnica, U.S. Department of Transportation, Federal Aviation Administration, Report DOT/FAA/AR-03/57, September 2003.
- [35] D. Larys e T. Belytschko. Localizazion limiters in transient problems. *International Journal of Solids and Structures*, 24(6):5811–597, 1988.
- [36] Y. W. Lee, T. Wierzbicki, e Y. Bao. Effect of mesh size on initiation and propagation of crack in flat tensile speciemens. *Mechanics of Materials*, 2004.
- [37] D. Lesuer. Experimental investigations of material models for Ti-6Al-4V Titanium and 2024-T3 Alluminium. Relazione tecnica, U.S. Department of Transportation, Federal Aviation Administration, Report DOT/FAA/AR-00/25, September 2000.
- [38] U. S. Lindholm, A. Nagy, G. R. Johnson, e J.M. Hoegfeldt. Large strain, high strain rate testing of copper. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 102:376–381, 1980.
- [39] U. S. Lindholm, A. Nagy, G. R. Johnson, e J.M. Hoegfeldt. Response of various metals to large torsional strains over a large range of strain rates – part 1: Ductile metals. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 105:42–47, 1982.

- [40] U. S. Lindholm, A. Nagy, G. R. Johnson, e J.M. Hoegfeldt. Response of various metals to large torsional strains over a large range of strain rates – part 2: Less ductile metals. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 105:48–53, 1982.
- [41] M. Anghileri, L.-M. L. Castelletti, A. Milanese e G. Moretti. Sviluppo di una macchina per prove veloci, Settembre 2009. *La metallurgia italiana*.
- [42] F.A. McClintock. *Fracture: An Advanced Treatise*, volume III. New York, 1971.
- [43] S. P. Neuberger e D. Rittel. Scaling the response of circular plates subjected to large and close-range spherical explosion. Part I: Air-blast loading. *International Journal of Impact Engineering*, 34:859–873, 2007.
- [44] R. Novokshanov e J. Ockendon. Elastic-plastic modelling of shaped charge jet penetration. Oxford Centre for Industrial and Applied Mathematics, Mathematical Institute, University of Oxford.
- [45] H. E. Read e G. A. Hegemier. Strain softening of rock, soil and concrete. *Mechanics of Materials*, 3:271–294, 1984.
- [46] W.K. Rule e S.E. Jones. A revised form for the Johnson-Cook strength model. *International Journal of Impact Engineering*, 21:609–624, 1998.
- [47] 41/2-in. hsd perforating gun, 2001. Schlumberger.
- [48] New practices to enhance perforating results, Autumn 2006. *Oilfield Review*.
- [49] M.K. Shyue. A Fluid-Mixture Type Algorithm for Compressible Multicomponent Flow with Mie-Gruneisen Equation of State. *Journal of Computational Physics*, 171:678–707, 2001.
- [50] R.L. Sierakoski. Strain rate behavior of metals and composites. *Atti del XIII Convegno del Gruppo Italiano Frattura, IGF, Cassino*, 1997.
- [51] G. I. Taylor. The use of flat ended projectiles for determining yield stress. I: Theoretical considerations. *Proceeding Royal Society of London*, A194:289–299, 1948.
- [52] Tenaris. Mechanical tubes for perforating guns. *Tenaris News*, 2008.
- [53] X. Teng e T. Wierzbicki. Effect of fracture criteria on high velocity perforation of thin beams. *International Journal of Computational Methods*, 1:171–200, 2004.
- [54] G.Z. Voyiadjis e R.K. Abu Al-Rub. A Finite Strain Plastic-damage Model for High Velocity Impact using Combined Viscosity and Gradient Localization Limiters: Part I - Numerical Aspects and Simulations. *International Journal of Damage Mechanics*, 15:335–373, 2006.
- [55] G.Z. Voyiadjis e R.K. Abu Al-Rub. A Finite Strain Plastic-damage Model for High Velocity Impact using Combined Viscosity and Gradient Localization Limiters: Part I - Theoretical Formulation. *International Journal of Damage Mechanics*, 15:293–334, 2006.

- [56] Li Wen-Ya e Gao Wei. Some aspect on 3D numerical modeling of high velocity impact of particles in cold spraying by explicit finite element analysis. *Applied Surface Science*, 255:7878–7892, 2009.
- [57] T. Wierzbicki, Y. Bao, Y.W. Lee, e Y. Bai. Calibration and evaluation of seven fracture models. *Internation Journal of Mechanical Sciences*, 47:719–743, 2005.
- [58] Y. Wierzbicki, T.and Bao. Bridgman revisited: On the history effects on ductile fracture. *Journal of the Mechanics and Physics*, 2004.
- [59] R.L. Woodward. *Material failure at high strain rates*. New York, 1990. pages 65-125.
- [60] Teng Xiaoqing. *High Velocity Impact Fracture*. Tesi di Dottorato di Ricerca, Massachusetts Institute of Technology, 2005.

Appendice A

Alcuni dettagli sul codice di calcolo

In questo capitolo vengono descritti alcuni dettagli relativi al codice di calcolo tratti dalla guida fornita dal produttore [2]. Si richiameranno brevemente gli algoritmi usati da Abaqus nelle simulazioni eseguite per questo lavoro di tesi. Si inizia con una sintetica descrizione degli algoritmi di integrazione esplicita, gli algoritmi alla base del codice di calcolo, e se ne mettono in evidenza i pregi e i difetti. Segue il problema legato alla simulazione del contatto. Abaqus offre numerosi algoritmi ai suoi utilizzatori: nel seguito si descriveranno quelli da noi utilizzati. Nel paragrafo successivo si fa una dettagliata descrizione sulla modellazione del danneggiamento, altro argomento di capitale importanza per i fenomeni studiati in questa tesi. Infine vengono esposte le principali problematiche riscontrate durante i diversi tentativi di simulazione, descrivendo quali strumenti di Abaqus è stato necessario utilizzare per superare tali ostacoli.

A.1 Integrazione esplicita delle equazioni del moto

Le equazioni di equilibrio dinamico, equazioni del moto, che governano la risposta di un sistema discretizzato mediante elementi finiti possono così essere sintetizzate:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}} + \mathbf{K}\mathbf{u} = \mathbf{r} \quad (\text{A.1})$$

Dove \mathbf{M} , \mathbf{C} e \mathbf{K} sono rispettivamente la matrice di massa, di smorzamento e di rigidità; \mathbf{r} è il vettore dei carichi esterni; \mathbf{u} , $\dot{\mathbf{u}}$, e $\ddot{\mathbf{u}}$ sono i vettori di spostamento nodale, velocità e accelerazione di tutti i nodi del modello agli elementi finiti assemblato. La matrice di rigidità, \mathbf{K} , che compare nell'equazione (A.1), è formata da termini costanti nel caso di materiale con comportamento elastico lineare, mentre nel caso di analisi non lineari sarà funzione, per esempio, degli spostamenti.

In un'analisi dinamica l'equilibrio ad un generico istante di tempo, quindi, include anche gli effetti delle forze di inerzia, $\mathbf{F}_I(\mathbf{t}) = \mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}$, dipendenti dall'accelerazione, e delle forze di smorzamento, $\mathbf{F}_D(\mathbf{t}) = \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}}$, legate alla velocità. Al contrario in un'analisi statica tali effetti, generalmente molto contenuti, possono essere trascurati.

L'equazione (A.1) dal punto di vista matematico rappresenta un sistema di equazioni differenziali del secondo ordine a coefficienti variabili. Per la risoluzione di questo sistema di equazioni si ricorre a tecniche numeriche di diverso tipo; una prima

grossa distinzione è tra metodi di integrazione impliciti e metodi di integrazione espliciti.

Oggetto di studio in questa tesi sono i fenomeni di impatto e perforazione che coinvolgono processi dinamici ad elevata velocità di deformazione. La modellazione ha richiesto l'introduzione di due tipi di non linearità: quella dovuta al fatto di dover rappresentare correttamente il comportamento dell'acciaio attraverso un legame costitutivo non lineare (elevate velocità di deformazione, deformazioni elevate, rammollimento) e quella di dover introdurre appositi algoritmi che governano il contatto tra corpi.

La necessità di contemplare tutte queste caratteristiche nel modello ha portato alla scelta di un codice ad elementi finiti di tipo commerciale: Abaqus. Esso mette a disposizione entrambe le tipologie di algoritmi sopra menzionati. Non avendo come obiettivo lo sviluppo e l'implementazione di un nuovo legame costitutivo, non presente attualmente nel codice di calcolo, si è adottato come modello per il materiale il legame di Johnson-Cook, il quale è già presente nel programma. Questa scelta ha comportato la necessità di adottare come tecnica di integrazione numerica una procedura esplicita.

L'integrazione delle equazioni del moto, nel dominio del tempo, avviene suddividendo l'intervallo temporale di interesse in un numero finito di intervalli temporali, Δt , che vengono chiamati passi di integrazione. L'analisi esplicita è basata sul concetto di non eseguire nessuna iterazione all'interno del singolo passo di integrazione, ma di utilizzare un passo molto piccolo tale per cui l'errore commesso sia modesto. La regola di integrazione adottata è quella delle differenze finite centrate; ogni incremento è relativamente poco oneroso computazionalmente (se comparato al metodo di integrazione implicita, delle equazioni del moto) perché non devono essere risolti sistemi di equazioni simultaneamente.

In Abaqus tale procedura è già implementata insieme ad un algoritmo di diagonalizzazione della matrice delle masse. Le equazioni del moto sono integrate secondo le seguenti formule:

$$\dot{\mathbf{u}}_{(i+\frac{1}{2})}^N = \dot{\mathbf{u}}_{(i-\frac{1}{2})}^N + \frac{\Delta t_{i+1} + \Delta t_i}{2} \ddot{\mathbf{u}}_{(i)}^N \quad (\text{A.2a})$$

$$\mathbf{u}_{(i+1)}^N = \mathbf{u}_{(i)}^N + \Delta t_{(i+1)} \dot{\mathbf{u}}_{(i+\frac{1}{2})}^N \quad (\text{A.2b})$$

dove \mathbf{u}^N è il vettore dei gradi di libertà (spostamento o accelerazione) e il pedice i si riferisce al passo di integrazione considerato. La procedura è esplicita nel senso che lo "stato del sistema" evolve sulla base dei valori $\dot{\mathbf{u}}_{(i-1/2)}^N$ e $\ddot{\mathbf{u}}_{(i)}^N$ noti all'incremento precedente.

La procedura di integrazione esplicita consente un minore onere computazionale rispetto a quella implicita. Il fattore chiave, che riduce i tempi di calcolo, risiede nell'utilizzo della tecnica di diagonalizzazione della matrice delle masse perché l'accelerazione all'inizio dell'incremento può essere calcolato come:

$$\ddot{\mathbf{u}}_{(i)} = (\mathbf{M})^{-1}(\mathbf{P}_{(i)} - \mathbf{I}_{(i)}) \quad (\text{A.3})$$

Dove \mathbf{M} è la matrice delle masse, \mathbf{P} è il vettore delle forze applicate, e \mathbf{I} è il vettore delle forze interne. La matrice della masse diagonalizzata viene usate perché la

sua inversa è di rapida valutazione numerica e perché il prodotto matriciale tra la suddetta matrice e il vettore delle forze di inerzia richiede solo un numero di operazioni pari ad n , dove n è il numero di gradi di libertà del modello. La procedura esplicita non richiede iterazioni e non richiede la determinazione della matrice di rigidezza tangente per ogni passo di integrazione, necessaria negli algoritmi impliciti. Essa rappresenta il legame tra sforzi e deformazioni, nel singolo passo di integrazione, ricavato sulla base della procedura di integrazione adottata. Il vettore delle forze interne, \mathbf{I} , è assemblato con i contributi dei singoli elementi che compongono il modello.

L'intervallo temporale utilizzato per il processo di integrazione deve essere sufficientemente inferiore a quello limite per garantire la stabilità. Se il passo di integrazione adottato non è sufficientemente piccolo la soluzione ottenuta può essere instabile: gli spostamenti possono presentare delle oscillazioni eccessivamente amplificate e l'energia totale del modello potrebbe subire variazioni eccessive. La procedura di integrazione esplicita è infatti condizionatamente stabile e il limite di stabilità può essere espresso in termini di frequenza del sistema nel seguente modo:

$$\Delta t \leq \frac{2}{\omega_{max}}(\sqrt{1 + \zeta_{max}^2} - \zeta_{max}) \quad (\text{A.4})$$

Dove ω_{max} è la più alta frequenza del sistema e ζ_{max} è la frazione del coefficiente di smorzamento critico nel modo a più alta frequenza. Contrariamente a quanto l'intuizione ingegneristica solitamente suggerisce, l'introduzione di uno smorzamento riduce l'incremento temporale, Δt , che rende stabile il processo di integrazione.

Una stima dell'incremento stabile che può essere utilizzato è spesso ottenibile come il più piccolo intervallo di tempo che le onde di dilatazione impiegano per attraversare un elemento della mesh:

$$\Delta t \approx \frac{L_{min}}{c_d} \quad (\text{A.5})$$

Dove L_{min} è la dimensione dell'elemento più piccolo e c_d è la velocità di propagazione delle onde dilatazionali ($c_d = \sqrt{E/\rho}$, con E modulo di elasticità e ρ densità del materiale).

La stima di Δt data dall'equazione (A.5) è solo una approssimazione e, a volte, non conservativa. Per tale motivo, generalmente, Abaqus/Explicit utilizza una stima dell'incremento minore della precedente, ridotta di un fattore $1/\sqrt{2}$ per problemi piani e bi-dimensionali e di un fattore $1/\sqrt{3}$ per problemi tri-dimensionali.

Nei modelli non lineari, che coinvolgono grandi deformazioni e/o non linearità di materiale, la massima frequenza del modello cambia continuamente (essendo, per esempio, la matrice di rigidezza funzione degli spostamenti e quindi variabile durante il processo di integrazione), conseguentemente cambia il Δt che garantisce la stabilità.

A.2 Il contatto

L'energia cinetica posseduta dal proiettile viene trasferita al bersaglio tramite opportuni algoritmi di contatto. Abaqus/Explicit mette a disposizione due tipi di algoritmi per modellare il contatto tra corpi: *general contact* e *contact pair*. Il

secondo tipo di algoritmo è stato quello utilizzato con maggiore frequenza durante questa tesi per modellare il contatto tra il proiettile (corpo rigido) e il tubo di acciaio (corpo deformabile). L'algoritmo *general contact* ha trovato invece impiego nei tentativi di modellazione del contatto quando entrambe i corpi erano deformabili e quando la *element deletion* era attivata. In entrambe i tipi di algoritmi è necessario definire le superfici o i nodi della mesh che saranno coinvolte nel contatto. Nel caso di *element deletion*, infatti, la possibilità che vengano eliminati degli elementi finiti richiede la necessità che l'algoritmo riconosca i nuovi nodi in cui si stabilisce il contatto.

A.3 Il danneggiamento

Abaqus offre molti strumenti per modellare il progressivo danneggiamento per i metalli duttili. Questi strumenti possono essere abbinati a diversi modelli di plasticità, come il classico Von Mises o il Johnson-Cook. L'algoritmo generale prevede un criterio per l'insorgere del danno, a cui segue una funzione di degradazione della matrice di rigidità con la deformazione fino al punto in cui il contributo alla resistenza arriva a zero. A quel punto, secondo una procedura chiamata "element deletion", gli elementi interessati da questo stato vengono rimossi e il loro contributo alla rigidità non è più considerato. Esistono diverse criteri di danno e diverse funzioni per la degradazione della rigidità, più o meno graduate per adattarsi a fenomeni sia quasi-statici che dinamici di danneggiamento.

A.3.1 L'algoritmo per la formazione di fratture: il concetto di rimozione degli elementi (*element deletion*)

Innanzitutto sono indispensabili tre elementi:

- legge sforzo-deformazione elastoplastica del materiale al netto del danneggiamento;
- criterio per l'insorgere del danno (*damage initiation criterion*);
- funzione di danneggiamento (*damage evolution*).

I criteri per l'insorgere del danno si differenziano sostanzialmente per il tipo di materiale e modi di frattura presi in considerazione. Per ognuno di questi criteri esiste sempre una funzione scalare che indica se durante l'analisi questo è stato raggiunto o meno. Un valore della funzione pari ad 1 o superiore indica che l'insorgere del danno ha avuto luogo.

La funzione di danneggiamento descrive l'andamento della degradazione della rigidità del materiale una volta che il criterio di danno è stato soddisfatto. La degradazione della rigidità in relazione al i -esimo criterio di danno (possono essere definiti più criteri di danno contemporaneamente) viene modellata usando una funzione scalare, d_i , tramite la quale il tensore di sforzo del materiale ad ogni incremento viene ridotto per riprodurre l'effetto softening fino ad eventuale rottura.

A.3.1.1 Criterio di danno

In questo paragrafo si indagherà sui criteri di danno per metalli. In Abaqus ce ne sono di due tipi, basati su due fenomenologie di natura diversa sull'insorgere di

fratture : frattura per taglio dovuta alla formazione di bande di taglio; frattura duttile dovuta a creazione, crescita e coalescenza di cricche o vuoti. Ci si soffermerà particolarmente sul criterio di danno basato sulla frattura duttile, che infine è quello utilizzato nelle simulazioni.

Un criterio di questo tipo si basa sulla deformazione plastica equivalente all'insorgere del danno, in generale funzione della triassialità e della velocità di deformazione:

$$\bar{\varepsilon}_D^{pl}(\eta, \dot{\varepsilon}^{pl}) \quad (\text{A.6})$$

dove $\eta = -p/q$ è la triassialità, rapporto tra pressione idrostatica, p , e sforzo deviatorico, q .

Il criterio per l'insorgere del danno è soddisfatto una volta raggiunto:

$$\omega_D = \int \frac{d\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_D^{pl}(\eta, \dot{\varepsilon}^{pl})} = 1 \quad (\text{A.7})$$

la quale è una funzione di stato che cresce monotonamente con la deformazione plastica. Nel codice di calcolo esplicito l'integrale, che è riferito ad un punto di Gauss di un elemento, viene discretizzato temporalmente e la variazione della funzione ω_D è computata ad ogni incremento secondo:

$$\Delta\omega_D = \frac{\Delta\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_D^{pl}(\eta, \dot{\varepsilon}^{pl})} \geq 0 \quad (\text{A.8})$$

Un caso speciale di criterio di danno, pensato per alte velocità di deformazione, è il criterio di danno alla Johnson Cook:

$$\bar{\varepsilon}_D^{pl} = \left[D_1 + D_2 \exp\left(D_3 \frac{p}{q}\right) \right] \left[1 + D_4 \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right] \left[1 + D_5 \frac{T - T_R}{T_M - T_R} \right] \quad (\text{A.9})$$

Sul quale si è già relazionato nel capitolo 2.3.2. Ad ogni incremento viene aggiornato il valore di $\bar{\varepsilon}_D^{pl}$ che viene quindi usato per il calcolo del $\Delta\omega_D$.

A.3.1.2 Funzione di danneggiamento

Tramite la funzione di danneggiamento (*damage evolution*) si stabilisce una legge di degradazione della rigidità del materiale fino alla fase di eventuale collasso. Nel contesto di incrudimento isotropo, come è quello dei metalli, il danneggiamento si manifesta in due forme: softening con riduzione della resistenza e degradazione del modulo di Young. Nella figura A.1 è rappresentata la curva di sforzo-deformazione uniassiale nei due casi posti a confronto di assenza e presenza di danneggiamento. Nelle figura si è indicato con:

- σ_{y0} e $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$ sono la resistenza e la deformazione plastica equivalente all'insorgere del danno (calcolata secondo quanto detto nel paragrafo precedente);
- $\bar{\varepsilon}_f^{pl}$ è la deformazione plastica equivalente a collasso, ovvero quando $D = 1$.

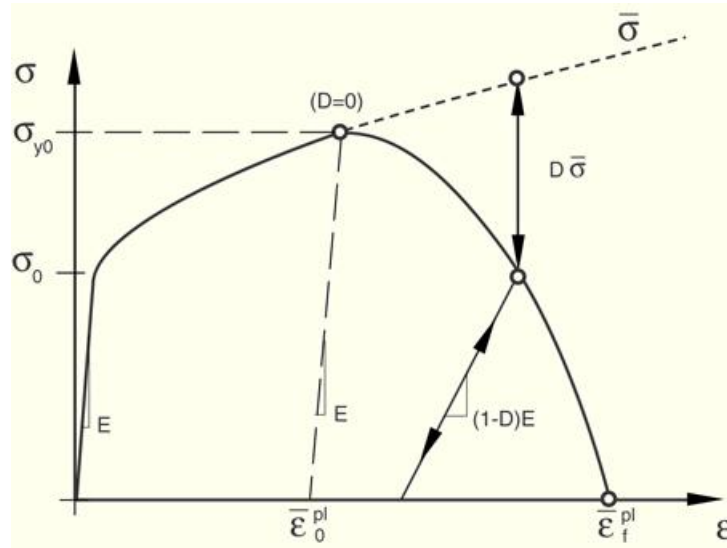


Figura A.1: Legge sforzo-deformazione in presenza di danneggiamento (tratto da [2]).

La degradazione della rigidezza è modellata dalla teoria del danneggiamento isotropo, la quale considera una funzione scalare, D , che racchiude l'effetto di tutti i meccanismi attivati di danneggiamento (è possibile definirne più di uno contemporaneamente). Questa funzione riduce il tensore di sforzo del materiale secondo l'equazione:

$$\sigma = (1 - D)\bar{\sigma} \quad (\text{A.10})$$

dove $\bar{\sigma}$ è il tensore di sforzo computato nel corrente incremento senza considerare il danneggiamento. Il materiale perderà tutta la sua capacità portante quando $D = 1$. In genere un elemento è rimosso dalla mesh se per tutti i suoi punti di Gauss si è raggiunto questa condizione.

A.3.1.3 Calcolo della funzione D

Il parametro D raccoglie l'effetto combinato di tutti i meccanismi di danno attivati, ognuno definito dalla propria variabile d_i . Il suo valore è dato dall'espressione:

$$D = \max\{d_{mult}, \max(d_j)\} \quad (\text{A.11})$$

dove il primo termine è una variabile di danno moltiplicativa delle precedenti:

$$d_{mult} = 1 - \prod_{k \in N_{mult}} (1 - d_k) \quad (\text{A.12})$$

mentre il secondo corrisponde alla d_i del meccanismo correntemente più critico.

Ad ogni incremento il calcolo della d_i segue il criterio di Hillerborg [22] per la formazione di fratture. Per un richiamo di questo criterio si rimanda al paragrafo sulle problematiche e rimedi nelle analisi di formazioni di fratture nei continui (paragrafo A.4).

Il calcolo della d_i di un dato meccanismo per un punto di integrazione (punto di Gauss) coinvolge tre attori:

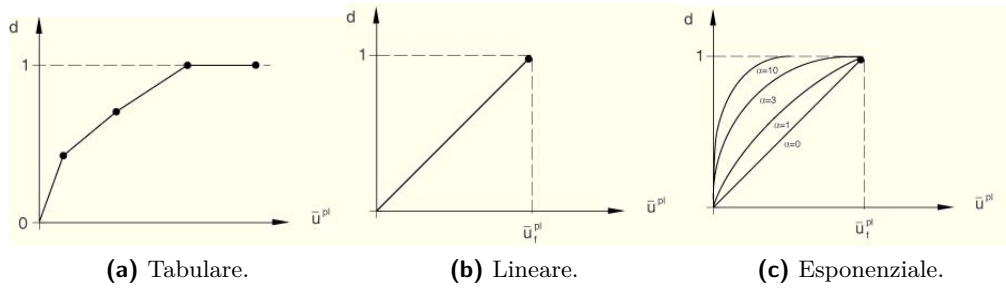


Figura A.2: Possibilità offerte da Abaqus per modellare la variazione del parametro d (tratto da [2]).

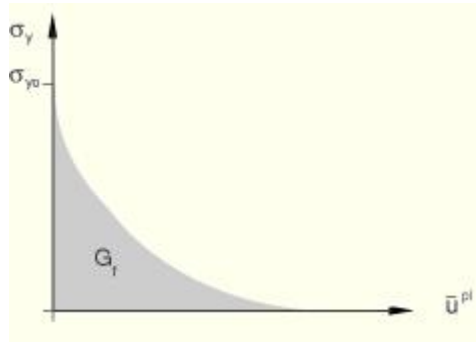


Figura A.3: Energia di frattura (tratto da [2]).

- incremento di deformazione plastica, $\dot{\epsilon}^{pl}$;
- “dimensione caratteristica dell’elemento”, L , calcolata dal codice sulla base della mesh;
- “spostamento a rottura”, calcolato secondo Hillerborg: $\bar{u}_f^{pl} = 2G_f/\sigma_{y0}$.

G_f rappresenta l’energia di frattura del materiale. Si tenga presente che, per definizione, l’area sottesa dalla curva di sforzo-spostamento (riferita, in questo caso, al punto di Gauss) sarà sempre pari al valore dell’energia di frattura G_f settato (si veda figura A.3), il quale per i metalli si aggira intorno ai 1000 J/m^2 (densità superficiale di energia di deformazione necessaria per generare frattura).

Il codice permette di settare il tipo di andamento per il danneggiamento: per punti, lineare o esponenziale (figura A.2). Definiti tutti gli ingredienti, il calcolo delle d_i è dato dalle equazioni (A.13):

$$\dot{d} = \frac{L \dot{\epsilon}^{pl}}{\bar{u}_f^{pl}} \tag{A.13a}$$

$$d = 1 - \exp\left(-\int_0^{\bar{u}^{pl}} \frac{\bar{\sigma}_y \dot{u}^{pl}}{G_f}\right) \tag{A.13b}$$

A.4 Problemi di simulazione

A.4.1 Dipendenza della risposta dalla discretizzazione spaziale

Sono noti tre casi in cui una simulazione numerica può essere condizionata dalla taglia della discretizzazione spaziale: (i) elevati gradienti di sforzo e deformazione, (ii): la presenza di softening, e (iii): la formazione e propagazione di fratture. Fortunatamente sono stati implementati degli algoritmi per ovviare a questa dipendenza.

A.4.1.1 Elevato gradiente di sforzo o deformazione

Un'elevato gradiente di sforzo e deformazione si verifica tipicamente nelle zone in cui sta per formarsi o propagarsi una frattura e nelle zone in cui si ha la formazione di una accentuata strizione (*necking*) o la formazione di una banda di taglio (*shear banding*). Se la dimensione degli elementi finiti non è sufficientemente piccola, la variazione di sforzi e deformazioni non può essere colta in maniera adeguata e i risultati numerici ottenuti esibiscono una elevata sensibilità alla dimensione degli elementi utilizzati.

A.4.1.2 Softening per danneggiamento e softening termico

Un altro importante fattore legato alla dimensione degli elementi è la presenza di softening. Il softening è individuato dalla presenza di un ramo con pendenza negativa nel diagramma sforzo-deformazioni ed è un fenomeno tipico per il calcestruzzo e per i geomateriali. In questi materiali la formazione di un numero elevato di lesioni e microlesioni da luogo alla possibilità di sopportare ulteriori incrementi di deformazioni solo se lo sforzo diminuisce.

Similmente a quanto accade nei materiali fragili, anche nei materiali duttili si può osservare la presenza di un ramo di softening in seguito a carichi di elevata intensità che comportano la formazione e la coalescenza di vuoti e microvuoti. Questo si definisce “softening per danneggiamento”.

Un altro tipo di softening è quello termico, dovuto all'aumento di temperatura che si sviluppa, per esempio, negli impatti a velocità elevate. Queste ultime portano a delle velocità di deformazione decisamente elevate nel materiale, il quale vede incrementare la sua temperatura di qualche centinaia di gradi fino ad arrivare, in certi casi, prossimo alla temperatura di rammollimento. L'incremento di temperatura è legato al fatto che parte del lavoro plastico viene convertito in calore.

In tutti i casi in cui si verifica del softening lo sforzo deve diminuire all'aumentare della deformazione. Tipicamente il fenomeno è localizzato in zone abbastanza ristrette, tali da garantire altrove un certo grado di incrudimento, ovvero curve sforzo-deformazione con pendenza positiva e di tipo stabile.

A.4.1.3 Formazione e propagazione di fratture

Nel processo di rottura si ha la creazione di nuove superfici ogni qual volta si ha la formazione di una frattura all'interno del materiale originariamente integro.

L'avanzamento della frattura prosegue settando a zero la capacità portante dell'elemento finito, il quale si può deformare arbitrariamente. Questa tecnica per la modellazione della formazione e propagazione della frattura è quella descritta in precedenza e che in Abaqus/Explicit prende il nome di “*Element Deletion*”. Questa tecnica è inevitabilmente associata alla dimensione degli elementi finiti costituenti la mesh. La rottura, che significa separazione di materiale, tende a localizzarsi in una zona ristretta che viene identificata con una linea di elementi finiti: da qui la forte dipendenza dalla dimensione dei singoli elementi.

A.4.1.4 Rimedi per la dipendenza dalla mesh

Molti approcci sono stati sviluppati in letteratura per sopperire al problema della dipendenza dalla dimensione degli elementi finiti.

Gli elementi finiti hanno lo scopo di rappresentare matematicamente la continuità del corpo che rappresentano, e la loro dimensione è solitamente valutata sulla base della precisione con cui si vuole ottenere il campo di sforzi e deformazioni a valle dell'analisi. Siccome rappresentano un'astrazione e non hanno nessun significato fisico, la loro dimensione non deve condizionare la risposta del corpo che discretizzano. Una delle soluzioni più impiegate consiste nell'adozione di elementi di dimensioni molto ridotte, il che, se da una parte comporta un notevole aumento dell'onere computazionale (maggior numero di elementi), dall'altra non richiede di intervenire in modo diretto sul codice di calcolo.

Una di queste soluzioni prende spunto dal criterio di Hillerborg per la formazione di fratture, ed è la soluzione adottata per tutte le simulazioni in questo lavoro di tesi. Si tratta di un criterio pensato originariamente per materiali fragili, come il calcestruzzo, ma è estendibile ai metalli nei casi di grandi velocità di deformazione ed elevati carichi.

In questi casi, quando insorge il danno, la curva sforzo-deformazioni non è più adeguata a rappresentare il comportamento del materiale, perché introduce una forte dipendenza dalla mesh a causa della estrema localizzazione degli sforzi. È richiesto un approccio differente per seguire il ramo di softening che consegue al danneggiamento. L'intuizione di Hillerborg sta nel considerare una relazione sforzo-spostamento piuttosto che sforzo-deformazione.

L'implementazione di questa relazione sforzo-spostamento in un codice ad elementi finiti coinvolge, in primo luogo, l'energia di frattura, G_f , ovvero l'energia necessaria ad aprire una unità di area della frattura e che è fissata come parametro del materiale. In secondo luogo, richiede la definizione di una lunghezza caratteristica, L , associata al punto di integrazione dell'elemento.

La G_f risulta data da:

$$G_f = \int_{\bar{\varepsilon}_0^{pl}}^{\bar{\varepsilon}_f^{pl}} L \sigma_y d\bar{\varepsilon}^{pl} = \int_0^{\bar{u}^{pl}} \sigma_y d\bar{u}^{pl} \quad (\text{A.14})$$

Questa espressione introduce la definizione dello spostamento equivalente plastico, \bar{u}^{pl} , come il coniugato dello sforzo di Mises nel lavoro di frattura (per unità di area) dopo l'insorgere del danno. Prima dell'insorgere del danno è $\dot{\bar{u}}^{pl} = 0$, dopo che il danneggiamento è cominciato: $\dot{\bar{u}}^{pl} = L \dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}$.

La definizione della lunghezza caratteristica dipende dalla geometria e formulazione dell'elemento: per elementi di ordine 1 è tipicamente la linea che individua la dimensione tipo dell'elemento; sarà la metà di questa per elementi di ordine 2. La dimensione tipo dell'elemento si misura, per esempio, sull'asse geometrico per gli elementi di trave (*beam*), sul piano medio per gli di piastra (*shell*), e sul piano $r - z$ per gli assialsimmetrici. La lunghezza caratteristica è stata introdotta anche perché la direzione in cui insorge la frattura non si conosce a priori. Elementi che hanno un rapporto fra dimensioni maggiore di 1 introducono comunque un certo grado di sensitività alla mesh, perché avranno un comportamento diverso secondo la direzione in cui si fratturano.

Un secondo tipo di approccio consiste nell'introdurre il concetto di volume critico, il quale, è formato da una serie di elementi attorno ad un nodo critico. L'indicatore del danneggiamento, D_{av} è calcolato come media sul volume critico V_c mentre gli sforzi e le deformazioni sono calcolate a livello di singolo elemento:

$$D_{av} = \frac{1}{V_c} \int D(x) dV \quad (\text{A.15})$$

Questa formulazione è stata proposta da Holmes et al. [23], e da Giovanola e Kirkpatrick [17] ed è implementata nel codice commerciale ad elementi finiti LS-DYNA3D. Lee et al. [36] hanno dimostrato come nel caso di un processo di frattura in cui è coinvolto un provino soggetto a trazione la procedura di media sul volume critico porti alla definizione di un parametro di danneggiamento, D_c , indipendente dalla dimensione della mesh. Allo stesso tempo questa procedure introduce un nuovo parametro, V_c , il quale definisce il volume critico.

Un terzo tipo di modellazione consiste nello sviluppo di modelli non locali nei quali viene introdotta la "lunghezza interna" o "*internal length*". In questo modo, la predizione della frattura non è controllata dagli sforzi e dalle deformazioni ma è invece legata alla microstruttura del materiale. In letteratura sono presenti diversi tipi di formulazioni di questa teoria. La lunghezza caratteristica può essere considerata come la grandezza che caratterizza la dimensione media dei grani del materiale.

A.4.2 Controllo dei modi a clessidra (*hourglass control*)

Utilizzare l'integrazione ridotta in luogo di quella completa permette di ridurre i tempi di calcolo e la dimensione dei file contenenti i risultati dell'analisi. Però, l'utilizzo di questa opzione rende suscettibili gli elementi di modi deformativi spuri ad energia di deformazione nulla, comunemente chiamati "modi a clessidra". Per limitare l'eccessiva presenza di questi particolari modi deformativi Abaqus/Explicit introduce una forma di energia artificiale (*artificial strain energy*).

L'utilizzo di opportune tecniche per il controllo dei modi deformativi a clessidra si è reso indispensabile anche per permettere ad alcune analisi di giungere al termine; senza questi accorgimenti esse terminavano prematuramente.

A.4.3 Mesh adattativa (*adaptive meshing*)

Questa opzione consente di mantenere durante l'analisi una mesh di "alta qualità" che segua meglio l'evoluzione della deformata durante il calcolo; questo è possibile

cercando di limitare la distorsione degli elementi finiti che costituiscono il modello. Sono presenti due principali parametri di controllo: la frequenza e l'intensità dell'adaptive meshing. L'utilizzo di questa tecnica, molto spesso, è risultata indispensabile per portare a termine certe analisi critiche che altrimenti sarebbero terminate per eccessiva distorsione degli elementi. La tecnica consiste nella generazione di una nuova mesh, con la frequenza indicata dall'utente, dove il numero di elementi resta invariato ma i nodi vengono riposizionati in un modo tale da seguire meglio l'andamento della deformata. Questa procedura viene chiamata, in Abaqus/Explicit, "*sweeping*".