

POLITECNICO DI MILANO

Facoltà di Ingegneria Industriale

Corso di Laurea in
Ingegneria Aeronautica



ANALISI DELLE CONDIZIONI DI IMPATTO BALISTICO SU DI UN COMPONENTE ELICOTTERISTICO

Relatore: Prof. Paolo CLERICI
Co-relatore: Prof. Marco GIGLIO
Co-relatore: Ing. Andrea MANES

Tesi di laurea di:
Davide LUMASSI Matr. 711657
Roberto PISONI Matr. 706406

Anno Accademico 2009-2010

Per aspera ad astra

Ringraziamenti

Entrambi, vogliamo ringraziare il prof. Marco Giglio e l'ing. Andrea Manes per la disponibilità, la pazienza e la fiducia accordatoci. Ma soprattutto grazie per averci ricordato che in questa università esistono ancora persone dotate non solo di elevate qualità tecniche e professionali ma anche umane, ancora in grado di condividere sentimenti ed emozioni che rendendo l'ambiente lavorativo non solo più vivibile ma anche più stimolante, a tutto vantaggio dell'efficienza produttiva. Ringraziamo anche il prof. Paolo Clerici per la cordialità e la gentilezza che contraddistinguono la sua persona. Infine un sentito ringraziamento a Lorenzo, Dibi ed Eleonora, i ragazzi che vegliano sulle aule informatizzate LM1-LM2, dove sono state svolte gran parte delle nostre analisi, per la pazienza dimostrata nel sopportarci per tutti questi mesi.

Davide. Per prima cosa voglio ringraziare il mio compagno di mille battaglie, seppur numeriche, Roberto Pisoni. Grazie per la costante presenza e le abilità senza le quali non sarebbe stato facile terminare questo lavoro, ma soprattutto grazie per le risate e gli scherzi che hanno reso piacevoli e sopportabili le fatiche ed i sacrifici richiesti per portare a termine il lavoro. Quindi voglio ringraziare la mia famiglia perchè ora, al termine di questo viaggio chiamato laurea, mi accorgo di quanto sia stata importante la loro presenza, di come sia stato fondamentale il loro supporto. Un aiuto silenzioso, non evidente ne diretto, ma costante e continuo, fatto di sproni, incentivi, prediche e richiami.

Un ringraziamento particolare al Rugby Dalmine, che attraverso le figure dei miei compagni di squadra, dell'allenatore e della dirigenza, in questi anni mi hanno insegnato i valori alla base del nostro sport; valori che mi hanno reso un uomo e che difficilmente possono essere imparati sui banchi, nemmeno se si tratta di banchi prestigiosi come quelli del Politecnico; valori che nascono nello sport ma possono e devono essere estesi anche alla vita quotidiana, perchè lo sport è vita.

Questi anni universitari sono stati molto duri, sono costati numerosi sacrifici, e valse numerose sofferenze. Eppure ora che mi trovo in vetta, e mi guardo indietro, un moto d'orgoglio mi assale pensando al cammino che ho fatto, interamente con le mie gambe, per giungere dove sono. Ed allora tutte le

sofferenze si tramutano in gioia e tutti i sacrifici vengono ripagati, perchè ti accorgi che la strada che hai percorso ti ha segnato dentro, nel bene e nel male, e d'ora in avanti porterai su di te un marchio che non potrai dimenticare, un modus operandi che non vale solo per la vita lavorativa o didattica, ma anche al di fuori di essa. Questo forse, più di ogni nozione tecnica o formula, mi ha dato il Politecnico, e per questo lo ringrazio, nonostante tutte le imprecazioni a bassa voce di cui è stato la causa, nonostante tutte le notti insonni e le domeniche sacrificate.

Indice

Indice	I
Elenco delle figure	V
Elenco delle tabelle	IX
Sommario	XI
Abstract	XIII
Introduzione	XV
1 Stato dell'arte	1
1.1 Introduzione	1
1.1.1 Range di velocità	4
1.1.2 Diagrammi di fase	6
1.1.3 Limite balistico	6
1.1.4 Modalità di perforazione	8
1.2 Balistica esterna	10
1.2.1 Forze che agiscono sul proiettile	10
1.2.2 Stabilizzazione di proiettili non-sferici durante il volo	11
1.2.3 Impatto con angolo di yaw	12
1.2.4 Forza di Magnus	16
1.2.5 Stabilità	17
1.2.6 Impatto obliquo	18
1.3 Simulazioni numeriche	20
1.4 Prove sperimentali	22
1.4.1 Prove di caratterizzazione del materiale	22
1.4.2 Prove d'impatto	25
1.5 Proiettile 7.62 Nato	26
1.5.1 Modello del Proiettile	28
1.5.2 Analisi con proiettile deformabile	30

1.5.3	Precisione di tiro	32
1.5.4	Variabilità dello Yaw del proiettile	32
Bibliografia		35
2	Caratteristiche dei Materiali	39
2.1	Al6061-T6	39
2.2	Legame costitutivo per Al6061-T6	41
2.3	Criteri di danneggiamento duttili	42
2.3.1	Fracture locus tipo Johnson - Cook	44
2.3.2	Fracture locus tipo Bao - Wierzbicki	46
2.3.3	Influenza velocità di deformazione e temperatura	50
2.4	Proiettile	55
2.4.1	Leggi costitutive e di frattura	57
Bibliografia		59
3	Prove d'impatto balistico	63
3.1	Caratteristiche dei provini	63
3.2	Condizioni d'impatto	64
3.3	Configurazione delle prove sperimentali	66
3.4	Svolgimento e risultati delle prove	68
Bibliografia		71
4	Analisi numeriche per la calibrazione del modello	73
4.1	Solutore numerico	73
4.2	Scelta del materiale dell'albero	74
4.2.1	Impatto di una sfera su lastra piana	75
4.2.2	Impatto di un proiettile cilindrico su lastra piana	80
4.3	Contatto	84
Bibliografia		87
5	Analisi con proiettile rigido	89
5.1	Modello numerico	89
5.1.1	Modello dell'albero	90
5.1.2	Proiettile rigido	93
5.2	Analisi della varianza e piano fattoriale	93
5.2.1	Scelta dei Fattori	95
5.3	Studio di sensibilità all'offset	100
Bibliografia		107

6	Analisi con proiettile deformabile	109
6.1	Modello numerico	109
6.1.1	Modello del proiettile deformabile	111
6.2	Piano fattoriale	114
6.3	Studio di sensibilità all'offset	115
6.4	Analisi con Nodal Erosion	121
	Bibliografia	123
7	Confronto numerico sperimentale	125
7.1	Danneggiamento sperimentale	125
7.2	Misura dei fori numerici	126
7.3	Confronto	130
7.4	Conclusioni	135
8	Conclusioni e sviluppi futuri	137
	Appendice	141

Elenco delle figure

1.1	Orientazione del proiettile	3
1.2	Componenti ed angoli in un impatto non ideale	4
1.3	Diagramma di fase lastra Al-2024-T3	7
1.4	Definizione di penetrazione	8
1.5	Modalità di rottura	9
1.6	Esempio di foro singolo e doppio riscontrati da Giudici [7]	10
1.7	Modalità d’impatto con angolo di yaw	13
1.8	Modalità d’impatto con yaw proiettile con L/D elevato	14
1.9	Apparato sperimentale per la misura dell’angolo di yaw	15
1.10	Andamento tipico dell’angolo di yaw	15
1.11	Effetto Magnus	16
1.12	Fattore di stabilità statica di un proiettile 7.62x51 Nato	18
1.13	Angolo di uscita finale per impatto obliquo	20
1.14	Macchina idropneumatica	23
1.15	Macchina Fastens	24
1.16	Macchina di Hopkinson	25
1.17	Banco di prova sperimentale	26
1.18	7.62 x 51 mm NATO Ball	28
1.19	7.62 Ball contro lastra spessa 6 mm di Armox 560T	29
1.20	Andamento yaw (WTD 91)	33
2.1	Confronto curve di incrudimento	42
2.2	Curva sforzo-deformazione con progressiva degradazione	44
2.3	Fracture Locus secondo Johnson-Cook	45
2.4	Fracture locus sviluppata da Bao e Wierzbicki	46
2.5	Provino round notched R = 5 mm dopo la prova di trazione	48
2.6	Provino dopo una prova multiassiale torsione-compressione	48
2.7	Confronto tra la curve di Bao-Wierzbicki e di Johnson-Cook	49
2.8	Coef. di deformazione a rottura vs. velocità di deformazione	52
2.9	Curve di incrudimento vs velocità di deformazione	52
2.10	Coefficiente di deformazione a rottura vs temperatura	54

ELENCO DELLE FIGURE

2.11	Andamento della Fracture locus di J-C per diverse temperature	54
2.12	Provino per prove di durezza	56
2.13	Criterio di frattura a deformazione costante	57
2.14	Legame costitutivo dell'ottone	58
2.15	Legame costitutivo del piombo	58
3.1	Coordinate measuring machine	64
3.2	Angolo d'impatto	65
3.3	Offset del proiettile	65
3.4	Arma da fuoco	66
3.5	Banco di sostegno dei provini	67
3.6	Settaggio finale	68
3.7	Immagine banco di prova montato	68
3.8	Criterio di misura dei fori	69
4.1	Modello FEM di impatto della sfera contro la lastra	76
4.2	Confronto delle curve di fratture locus	77
4.3	Sequenze dell'impatto della sfera contro la lastra piana	78
4.4	Foro di uscita nell'impatto della sfera contro la lastra piana	79
4.5	Confronto risultati numerici con sperimentali e analitici	80
4.6	Modello FEM di impatto della beam contro la lastra piana	81
4.7	Sequenze dell'impatto della beam contro la lastra piana	82
4.8	Foro di uscita nell'impatto della beam contro la lastra piana	83
4.9	Impatto 7.62 NATO contro albero di trasmissione	84
4.10	Sequenza impatto con contatto tipo <i>General Contact da CAE</i>	85
4.11	Uscita della sfera con contatto <i>General Contact da CAE</i>	86
5.1	Configurazione dell'impatto ideale	90
5.2	Modello completo dell'albero	91
5.3	Dettaglio della mesh dell'albero	92
5.4	Particolari dei vincoli sugli estremi dell'albero	92
5.5	Proiettile rigido	93
5.6	Schema variazione offset	95
5.7	Sistema di riferimento del proiettile	96
5.8	Definizione di total yaw e angolo di posizione	97
5.9	Condizioni di yaw analizzate	97
5.10	Schema esemplificativo piano 2 ³	98
5.11	Tipologie di foro	100
5.12	Analisi limite tra foro singolo e foro doppio	102
5.13	Andamento del N° elementi falliti al variare dell'offset	103
5.14	Andamento del Energia di deformazione al variare dell'offset	103
5.15	Andamento del Δ Energia cinetica al variare dell'offset	104

5.16	Esempio di danno ottenuto con modello CAD	104
5.17	Volume di intersezione al variare dell'offset	105
5.18	Sequenza d'impatto con rotazione del proiettile, analisi 12 . . .	106
6.1	Uso della ALE per controllare la distorsione degli elementi [6]	110
6.2	Immagini della pallottola 7.62 Nato con dimensioni	112
6.3	Proiettile deformabile	113
6.4	Mesh del proiettile deformabile	113
6.5	Tipologie di foro	116
6.6	Analisi con rottura totale del setto	117
6.7	Andamento del N° elementi falliti al variare dell'offset	119
6.8	Andamento del Energia di deformazione al variare dell'offset .	119
6.9	Andamento del Δ Energia cinetica al variare dell'offset	120
6.10	Sequenza d'impatto con proiettile deformabile, analisi 12 . . .	121
6.11	Sequenza d'impatto con proiettile deformabile e nodal erosion	122
7.1	Elaborazione dati per la misurazione dei fori	127
7.2	Convenzione utilizzata per le misurazioni dei fori	128
7.3	Confronto della forma del petalling del foro d'ingresso	130
7.4	Confronto della forma del petalling del foro d'uscita	131
7.5	Confronto fori per la tipologia 1	133
7.6	Confronto fori per la tipologia 2	134
8.1	Scansione 3D di un provino ottenuta con scanner MinoltaVI-9i	138
8.2	Main effects plot per Numero elementi falliti	142
8.3	Interaction plot per Numero elementi falliti	143
8.4	Normal probability plot per Numero elementi falliti	143
8.5	Main effects plot per Numero elementi falliti	145
8.6	Interaction plot per Numero elementi falliti	146
8.7	Normal probability plot per Numero elementi falliti	146
8.8	Esempio grafico del confronto tra energia totale e fittizia . . .	147

Elenco delle tabelle

1.1	Effetti al variare della velocità d'impatto	5
1.2	Riepilogo caratteristiche proiettili 7.62 NATO	27
1.3	Tabella riassuntiva dei modelli per i materiali del proiettile . .	31
1.4	Precisione pallottola 7.62 mm NATO	32
1.5	Dati relativi allo yaw forniti da BRL	34
2.1	Composizione chimica Al6061	40
2.2	Caratteristiche chimiche e fisiche della lega Al6061	40
2.3	Coefficienti della legge di Johnson-Cook	42
2.4	Coefficienti di Johnson-Cook trovati in bibliografia	45
2.5	Equazioni e coefficienti della curva Fracture locus	49
2.6	Costanti legame JC per diversi materiali.	51
2.7	Misure sperimentali effettuate	56
2.8	Caratteristiche meccaniche del proiettile	56
3.1	Dimensione provini	63
3.2	Misure fori	70
3.3	Velocità residua	70
4.1	Confronto delle velocità d'uscita della sfera	79
4.2	Confronto delle velocità di uscita del cilindro	83
5.1	Dimensioni albero	90
5.2	Caratteristiche del proiettile rigido	93
5.3	Riassunto fattori e livelli del piano fattoriale	98
5.4	Riassunto delle analisi del piano fattoriale	99
5.5	Risultati ANOVA	99
5.6	Analisi eseguite al variare dell'offset	101
6.1	Riassunto fattori e livelli del piano fattoriale	114
6.2	Riassunto delle analisi del piano fattoriale	114
6.3	Risultati ANOVA	115

ELENCO DELLE TABELLE

6.4	Analisi eseguite al variare dell'offset	116
7.1	Riassunto delle misure dei fori e della partizione dei modelli .	126
7.2	Misure dei fori in <i>mm</i> per le analisi con proiettile rigido	129
7.3	Misure dei fori in <i>mm</i> per le analisi con proiettile deformabile	129
7.4	Confronto sperimentale-numeric con proiettile rigido	132
7.5	Confronto sperimentale-numeric con proiettile deformabile . .	132
8.1	Valori energia per hourglass per proiettile rigido	148
8.2	Valori energia per hourglass per proiettile deformabile	148

Sommario

Il presente lavoro di tesi nasce come risposta alla necessità di realizzare e verificare un modello numerico che sia in grado di rappresentare al meglio le prove sperimentali d'impatto balistico effettuate su cilindri cavi in lega leggera d'alluminio colpiti da proiettili NATO calibro 7.62 mm, cercando nel contempo di chiarire i risultati ottenuti con le suddette prove.

Questo lavoro rientra in un più ampio progetto in corso di sviluppo da parte del dipartimento di Meccanica del Politecnico di Milano, atto a verificare il requisito balistico di un componente del rotore di coda di un elicottero prodotto da un'industria leader nel settore. Tale requisito prevede che l'impatto di un proiettile 7.62 NATO con un elemento del rotore di coda non produca un danno catastrofico con conseguente perdita della macchina, che dev'essere invece in grado di rientrare alla base.

In particolare, l'attività si incentra sulla considerazione che la campagna di prove sperimentali ha prodotto, a pari condizioni iniziali, dei danneggiamenti sui provini caratterizzati da una variabilità non trascurabile in termini di dimensione e morfologia e, cosa ancora più importante, non previsti e non facilmente prevedibili con i modelli analitici sviluppati finora. Va inoltre sottolineato come, per una campagna di prove balistiche condotta su un problema simile al nostro ma con albero di diametro minore, sia stata ottenuta una variabilità ancor più marcata.

Si è reso così necessario ricercare l'origine di tale variabilità attraverso un'estesa campagna numerica che studiasse le dinamiche riguardanti la balistica esterna e terminale di un impatto, con lo scopo di evidenziare tutti i parametri che più influenzano la fisica di questo problema nonché i valori con cui questi si presentano.

E' stato inoltre necessario analizzare i modelli che caratterizzano il comportamento del materiale del bersaglio e del proiettile, specie alle alte velocità di deformazione. In questo lavoro di tesi si è infatti deciso, per meglio comprendere e spiegare la natura e la tipologia dei danni ottenuti nelle prove balistiche ed a seguito di una serie di osservazioni incontrate in bibliografia ed estendibili al problema affrontato, di trattare il proiettile come un corpo deformabile. Ciò risulta essere una vera novità nel campo delle simulazioni

numeriche tanto da comparire solo in alcuni dei più recenti articoli scientifici del settore. L'introduzione di questo comportamento complica decisamente l'analisi ed il costo computazionale, ma consente di ottenere risultati migliori e di riprodurre comportamenti che andrebbero altrimenti persi usando un proiettile indeformabile.

Il modello del proiettile e del materiale del bersaglio sono quindi stati calibrati prima singolarmente, attraverso confronto con pubblicazioni ed articoli da bibliografia, e successivamente applicati al modello definitivo rappresentante il problema in esame, a sua volta sottoposto a validazione tramite confronto con i dati relativi alle prove sperimentali effettuate presso il poligono di un'azienda esterna.

Tutte le simulazioni numeriche sono state effettuate utilizzando il software commerciale per analisi ad elementi finiti ABAQUS/Explicit.

Parole chiave: proiettile 7.62 NATO, Al6061-T6, danno balistico, impatto, simulazioni numeriche.

Abstract

This thesis is an answer to the need to find and verify a numerical model fitting ballistic experimental tests carried out on an aluminum alloy shaft impacted by NATO 7.62 bullets. Intent of this work is also to explain the behaviour of the projectile.

This work is part of a larger project under development by the Mechanical department of Politecnico di Milano, finalized to verify the ballistic requirement of a tail rotor component of an helicopter manufactured by a sector leading company. This condition requires that the impact of a NATO 7.62 bullet on the component doesn't cause a catastrophic damage leading to the loss of the machine, which instead must be able to return to the base.

In particular, dynamics regarding the exterior and terminal ballistic were studied in order to highlight all the most influential parameters of the physics of the problem, and to calculate the values with which they occur.

Then, the models to characterize the projectile and target material behavior were studied, especially at high strain rates. It was decided, following the latest publications, to treat the projectile as a deformable body. This consideration complicates the analysis and implies an increased computational cost, but provides results and reproduces behavior that would otherwise be lost with a rigid projectile.

The final finite element problem was then compared with experimental tests performed at the shooting range of a famous company.

All numerical simulations were effettuated using commercial finite elements software ABAQUS/Explicit.

Keywords: NATO 7.62 bullet, Al-6061, ballistic impact, numerical simulations.

Introduzione

Lo studio di un impatto balistico è un problema variegato e complesso che implica conoscenze in molteplici ambiti. Le analisi numeriche che devono simularli si rivelano essere altrettanto complesse e necessitano della definizione di modelli specifici, quali il comportamento dei materiali ad alte velocità di deformazione.

Una buona analisi numerica deve saper predirre in maniera efficace tutti gli aspetti caratteristici di un impatto quali la morfologia del danno, la velocità residua del proiettile, le tensioni residue.

Da quanto detto, si può perciò intuire come trovi ampio spazio una casistica di lavori sperimentali, che variano dalle prove d'impatto vere e proprie alla caratterizzazione dei materiali, finalizzate a supportare e sviluppare i modelli numerici. Tuttavia, tale tipologia di prove risulta essere molto costosa e può richiedere tempi molto lunghi per la preparazione prima, e l'elaborazione dei dati poi.

Il presente lavoro di tesi nasce con l'esigenza di spiegare e riprodurre numericamente i comportamenti osservati in seguito allo svolgimento della campagna di prove d'impatto balistico tra un albero in AL6061-T6, facente parte della catena di trasmissione del rotore di coda di un elicottero, con un proiettile del tipo NATO 7.62 Ball. La tipologia di danni osservati presenta infatti una significativa variabilità, sebbene generati a partire dalle medesime condizioni iniziali, ed una rimarcata discrepanza con i modelli analitici che erano stati sviluppati ed impiegati per descrivere il problema preliminarmente.

L'ottenimento di un modello numerico che effettui una corretta stima del danno, permetterebbe inoltre di effettuare analisi di fatica e propagazione delle cricche, per valutare così l'integrità residua del pezzo e la capacità del velivolo di fare ritorno alla base in sicurezza. Poichè in letteratura non esiste nulla che possa essere direttamente assimilabile al problema studiato, nell'ambito di un precedente lavoro di tesi, sono state effettuate prove d'impatto balistico in poligono con provini dell'albero come bersaglio e con proiettili NATO 7.62 mm, da utilizzare poi per un confronto numerico/sperimentale e validare il modello.

Per meglio comprendere le dinamiche relative a fenomeni di urto ed impatto

ad alta velocità è stato necessario dare ampio spazio alla ricerca bibliografica. Nel capitolo 1 viene ampiamente trattata la balistica esterna e terminale, dando risalto alle prove sperimentali ed alle analisi numeriche che sono state fin'ora effettuate. Viene inoltre dedicata una parte del capitolo allo studio del proiettile, sia per quanto riguarda la sua composizione, sia per quanto riguarda il suo moto, con particolare attenzione ai parametri che ne influenzano la traiettoria.

Nel capitolo 2 viene invece affrontato lo studio del comportamento del materiale e delle leggi utilizzate per riprodurre il comportamento, sia per quanto riguarda il legame costitutivo ad alte velocità di deformazione sia per quello che riguarda i criteri di rottura. Vengono qui descritte le prove necessarie a caratterizzare il materiale, specie ad alte velocità di deformazione, ed analizzati i diversi criteri di rottura. Poichè si è deciso di introdurre un proiettile deformabile, in questo capitolo vengono anche mostrate le prove di durezza svolte per caratterizzare i materiali che compongono il proiettile. Questa parte relativa ai materiali, per quanto riguarda le simulazioni numeriche, riveste un ruolo primario per il buon esito e la validità dei risultati dell'analisi stessa.

Nel capitolo 3 vengono brevemente descritte le prove sperimentali svoltesi precedentemente l'inizio dell'attività numerica. Viene riportata la modalità di svolgimento delle stesse ed i relativi risultati ottenuti. Vengono altresì riportati i valori dei fori di danneggiamento misurati e successivamente utilizzati per il confronto sperimentale-numerico.

Nel capitolo 4 vengono presentate una serie di analisi numeriche finalizzate alla calibrazione dei vari aspetti legati al modello numerico. Viene analizzato l'impatto di una sfera e di un proiettile cilindrico in acciaio su lastra piana in AL-6061-T6. Dopo avere brevemente descritto il solutore numerico vengono presi in esame il criterio di danneggiamento per il materiale dell'albero ed il tipo di contatto.

A partire dal capitolo 5, si entra nel cuore del lavoro. In questo capitolo viene infatti presentato il modello che descrive il problema dell'albero in AL-6061-T6. Le simulazioni di questo capitolo sono condotte considerando il proiettile come corpo rigido. Vengono riportate le analisi relative al piano fattoriale utilizzato per valutare l'influenza dei diversi fenomeni d'impatto individuati nel capitolo 1. Infine viene analizzata la sensibilità del fenomeno ad i parametri che sono stati individuati come influenti.

Nel capitolo 6 viene ripetuto quanto fatto nel capitolo 5, ma introducendo quello che può essere considerata la vera novità e particolarità di questo lavoro, il proiettile deformabile. Dopo la descrizione del modello, con le relative variazioni, viene nuovamente studiata l'influenza dei parametri d'impatto e valutata la sensibilità del problema ai parametri significativi.

Nel capitolo 7 viene analizzata la tipologia del danneggiamento, confrontando quelli ottenuti dalle prove in laboratorio con quelli risultanti dalle analisi numeriche, sia con proiettile rigido che con proiettile deformabile.

Infine, nel capitolo 8 vengono tratte le conclusioni sui risultati ottenuti, valutando cosa hanno comportato le eventuali approssimazioni introdotte, come hanno influito i modelli scelti, quale sia il livello di errore raggiunto. Vengono inoltre pensati eventuali sviluppi per migliorare e ridurre la discrepanza tra modello numerico e prove sperimentali, attraverso l'utilizzo e la calibrazione di modelli più complicati, nonché la scelta delle analisi successive per lo studio di propagazione a fatica delle cricche. Va infine rimarcato come questo lavoro si collochi all'interno di un contesto lavorativo più ampio che vede interessato il Dipartimento di Meccanica del Politecnico di Milano, e come possa essere considerato un'applicazione concreta di quanto svolto finora nei precedenti lavori, nonché una valida base di partenza per un ulteriore sviluppo di un'attività numerica finalizzata allo studio di altre tipologie d'impatti.

Capitolo 1

Stato dell'arte

In questo capitolo verranno presentati e descritti i principali argomenti analizzati in questa attività di tesi. Si tratterà in maniera descrittiva e generale di balistica ed impatti, con particolare riguardo ai parametri da noi individuati come più significativi: la deformabilità del proiettile, l'angolo di yaw, l'offset del proiettile. Si mostrerà infine lo stato dell'arte della procedura operativa, numerica e sperimentale, impiegata nella risoluzione di questo tipo di problemi.

1.1 Introduzione

La balistica è il ramo della fisica meccanica che si occupa dello studio del moto di un proiettile e delle condizioni che lo governano.

A tal riguardo, Goldsmith e Backman [1] nel 1978, introdussero le seguenti definizioni, relative all'oggetto che impatta:

- **Proiettile:** strumento appositamente progettato per scopi balistici, le cui parti servono a compiere opportune funzioni (pallottole, bombe, munizioni d'artiglieria)
- **Penetratore:** oggetto con funzioni esclusivamente di balistica terminale
- **Striker:** qualsiasi oggetto che si consideri iniziare un impatto. Questa definizione non implica nessuna specifica funzione.

L'oggetto impattante, a prescindere dalla definizione in cui rientra, è soggetto esclusivamente a forze di gravità e di attrito viscoso. Inoltre è dotato di una velocità iniziale conferitagli mediante una forza di tipo impulsivo e non ha alcun tipo di propulsione che persista nel tempo, procede perciò per inerzia.

La balistica si suddivide in diverse branche, ognuna delle quali si focalizza su una specifica fase ed aspetto del moto del proiettile:

- Interna: studia il moto del proiettile dal momento in cui viene innescata la detonazione, con la sua conseguente messa in moto, fino alla fuoriuscita dello stesso dalla canna dell'arma. E' finalizzata allo studio della pressione all'interno della canna e fa perciò riferimento alla termodinamica ed alla chimica.
- Esterna: si occupa del moto del proiettile dal momento dell'uscita dalla canna fino all'impatto con il bersaglio. Fa pertanto riferimento a tutti quegli aspetti come l'aerodinamica ambientale e del proiettile, la forza di gravità.
- Terminale: studia i parametri e gli effetti dell'impatto del proiettile sul bersaglio.

Per quanto è stato definito, la nostra tesi si occuperà principalmente di balistica terminale.

Viene invece definito impatto un qualsiasi scontro tra due corpi.

Esistono molteplici configurazioni e combinazioni tra proiettile e bersaglio. Risulta a tal fine nuovamente utile la definizione data da Goldsmith e Backman [1] di bersaglio come il più piccolo oggetto strutturalmente e/o funzionalmente indipendente le cui prestazioni vengono deteriorate dall'impatto con il proiettile. Tipicamente esso viene suddiviso secondo il suo spessore in:

- Semi infinito: dove le condizioni di vincolo non influiscono sul fenomeno.
- Spesso: gli effetti di bordo si fanno sentire solo dopo che il proiettile è penetrato significativamente.
- Intermedio: la superficie posteriore esercita un considerevole peso nel processo di deformazione per tutta la durata del fenomeno.
- Sottile: i gradienti di sforzo e deformazione lungo lo spessore sono nulli.

Data la grande varietà di impatti possibili, è utile definire alcuni casi significativi. Si parla di impatto ideale nel caso che un proiettile dotato di moto puramente traslazionale entri in contatto con un corpo fermo. Queste condizioni sono pressochè realizzabili solo in laboratorio, dove non sono presenti fenomeni di disturbo quale il movimento dell'aria. Inoltre nella realtà il bersaglio potrebbe essere in movimento o il proiettile possedere anche componenti di velocità non prettamente traslazionale ma anche, per esempio, di

spin attorno al proprio asse. Tutti questi impatti sono detti non ideali e sono ampiamente trattati in [3]. L'orientazione del proiettile e le sue componenti di velocità in un impatto non ideale sono chiarite nelle figure 1.1 e 1.2.

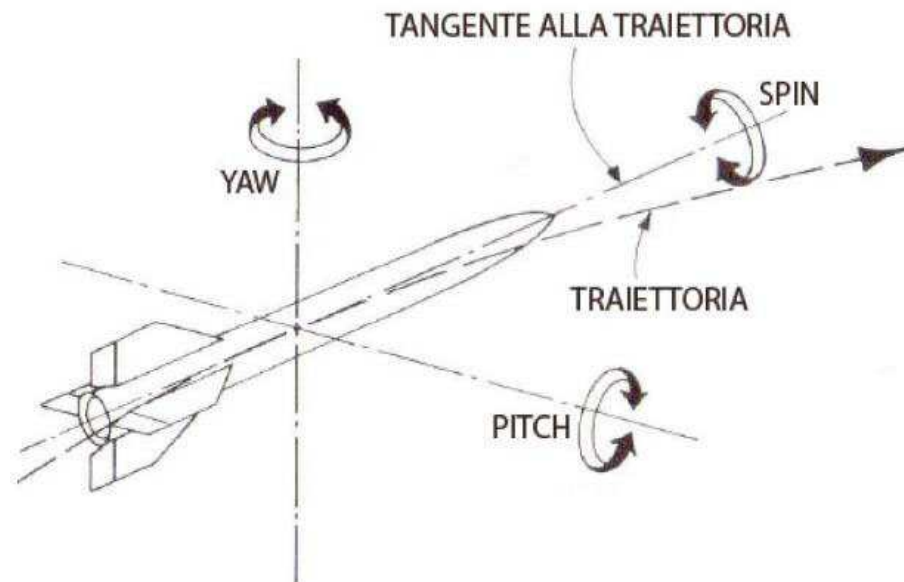


Figura 1.1: Orientazione del proiettile

Gli angoli che compaiono nella figura 1.2, sono così definiti:

- Angolo di obliquità β : angolo compreso tra la traiettoria del proiettile e la normale all'obiettivo passante per il punto d'impatto.
- Angolo di impatto θ : angolo formato dall'asse del proiettile con la normale al bersaglio passante per il punto d'impatto.
- Angolo di incidenza α : angolo compreso tra la traiettoria e l'asse del proiettile.

A seconda dell'orientazione del proiettile si possono definire i seguenti tipi di impatti:

- Impatto normale: traiettoria normale all'obiettivo e coincidente con l'asse di simmetria.
- Impatto obliquo: traiettoria ed asse di simmetria del proiettile sono coincidenti ma è presente un angolo tra traiettoria e normale all'obiettivo.

- Impatto con imbardata incidenza: traiettoria ed asse di simmetria non sono coincidenti.

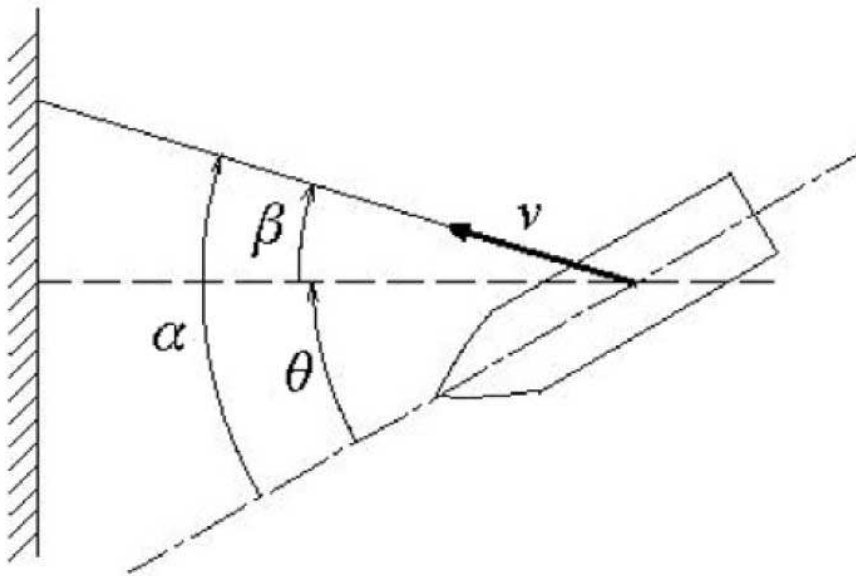


Figura 1.2: Componenti ed angoli in un impatto non ideale

E' infine opportuno riportare [1] la definizione di penetrazione come l'ingresso del proiettile in una zona del bersaglio. Dopo questa si possono osservare tre differenti situazioni, a seconda delle condizioni che descrivono le caratteristiche di proiettile, bersaglio e delle condizioni di impatto.

- Perforazione: quando il corpo penetrante passa totalmente attraverso il bersaglio.
- Incassatura: quando il corpo penetrante viene bloccato dal bersaglio e ne resta incastrato al suo interno.
- Rimbalzo: quando il corpo penetrante viene riflesso dal bersaglio senza esserne bloccato.

1.1.1 Range di velocità

Dato l'elevato livello di difficoltà presente nello studio di impatti balistici, si è solito suddividerli in relazione alle variazioni dei parametri che caratterizzano il fenomeno, come ad esempio l'angolo di impatto, il tipo di materiale del proiettile, il tipo di materiale del bersaglio, ecc... Tra tutti questi parametri,

il più usato e diffuso risulta essere la velocità d'impatto, poiché è il fattore che più influenza la dinamica del fenomeno. In particolare a dipendere da essa sarà il livello dei carichi a cui sarà soggetto il bersaglio e la sua relativa risposta. Si distinguono [2] impatti a bassa velocità (fino a 250 m/s), in cui la risposta interessa l'intera struttura, impatti a media velocità (0.5-2 km/s), in cui la risposta interessa una zona limitata della struttura dell'ordine di 2-3 volte il diametro del proiettile, impatti ad alta velocità (2-3 km/s), in cui si sviluppano pressioni che superano di un ordine di grandezza la resistenza del materiale ed infine impatti ad altissima velocità (oltre i 12 km/s), in cui si assiste alla vaporizzazione degli oggetti impattanti.

Nel caso in esame il proiettile possiede una velocità di impatto di circa 850 m/s, rientrando quindi nel range degli impatti a media velocità.

La tabella 1.1 [1] riassume quanto detto precedentemente.

$\dot{\epsilon}$ (s^{-1})	Velocità di impatto	Effetto
10^0	< 50 m/s	Comportamento principalmente elastico, plasticizzazioni locali
10^2	50-500 m/s	Comportamento principalmente plastico
10^4	500-1000 m/s	Comportamento viscoso del materiale, effetto sulla resistenza
10^6	1-3 Km/s	Comportamento fluido, pressione eccede la resistenza del materiale, densità parametro importante
10^6	3-12 Km/s	Compressibilità idrodinamica dei materiali non trascurabile
10^8	> 12 Km/s	Vaporizzazione dei solidi in collisione

Tabella 1.1: Effetti al variare della velocità d'impatto

In tutti i fenomeni d'impatto si è osservata la presenza di onde elastiche che interessano gran parte del bersaglio, tipicamente suddivise in longitudinali e trasversali e le cui rispettive velocità di propagazione, C_l e C_s , sono calcolate come:

$$C_l = \sqrt{E/\rho} \quad (1.1)$$

$$C_s = \sqrt{G/\rho} \quad (1.2)$$

dove E e G sono il modulo di elasticità longitudinale e trasversale, mentre ρ è la densità. Se si verificano carichi che superano lo sforzo plastico si possono osservare anche delle onde di propagazione plastica, tipicamente più lente di quelle elastiche. A questo campo sono inoltre associati fenomeni di riscaldamento del materiale. Se i carichi sono particolarmente elevati, si

osserva un comportamento del materiale simile ad un fluido, poichè è come se fosse privo di rigidità. Nei casi limite gli sforzi sono talmente elevati che portano alla vaporizzazione del materiale stesso.

1.1.2 Diagrammi di fase

Poichè numerosi sono i parametri che influenzano la dinamica dell'impatto, si ricorre ai diagrammi di fase. L'idea alla base di questi diagrammi è di caratterizzare lo stato finale del sistema proiettile-bersaglio valutando esclusivamente la condizione ed il moto finale del solo proiettile. Per quanto riguarda il moto, ci si appoggia alle definizioni introdotte precedentemente di perforazione, incassatura e rimbalzo. Per quel che riguarda invece lo stato finale del proiettile si introducono i concetti di proiettile intatto, danneggiato e rotto. Le grandezze che compaiono sugli assi sono le grandezze di stato che possono essere le più disparate, dalla velocità d'impatto all'angolo d'inclinazione. All'interno di questi diagrammi si individuano delle curve che separano i vari stati finali, dette curve di limite balistico, e che rivestono una grande importanza nello studio di questi fenomeni. Per ottenere questi grafici si effettuano campagne sperimentali da cui ricavare le formule empiriche atte a disegnarli.

A titolo di esempio si riporta in figura 1.3 il diagramma di fase di un proiettile di diametro 6.35 mm con ogiva sparato contro una lastra di Al-2024-T3 spessa 6.35 mm.

1.1.3 Limite balistico

Goldsmith e Backman [1] definiscono il limite balistico come la media tra la più alta velocità d'impatto necessaria ad ottenere una parziale penetrazione e la più bassa velocità d'impatto necessaria ad ottenere una penetrazione completa. Queste definizioni sono piuttosto vaghe e soggette a varie interpretazioni. I criteri di valutazione più diffusi sono quelli definiti da U.S.Army, U.S.Navy e 'Protection', che sono riassunti in figura 1.4.

Per come è stato definito, a livello intuitivo il limite balistico non è altro che la velocità d'impatto minima del proiettile per perforare il bersaglio e risulta uno dei parametri più significativi per la valutazione dell'efficienza di strutture protettive come blindature e corazze. Il limite balistico può essere calcolato in maniera deterministica o probabilistica. Nel primo caso si ricorre a principi fisici, che sotto opportune semplificazioni porta alla scrittura di equazioni utili al suo calcolo. Tuttavia tale approccio risulta piuttosto sconsigliato a causa della complessità delle equazioni ottenute e delle semplificazioni introdotte che ne limitano il campo di validità. Per questo, spesso

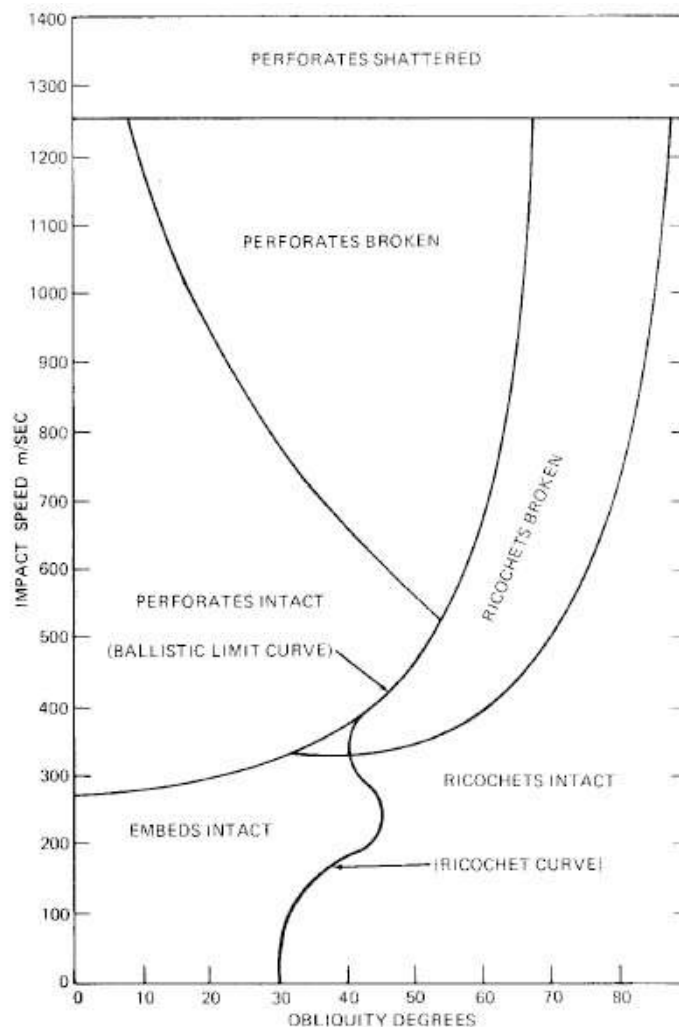


Figura 1.3: Diagramma di fase lastra Al-2024-T3 spessa 6.35 mm con proiettile ogivale diametro 6.35 mm

si ricorre ad equazioni semi-empiriche, che contengono cioè fattori ottenuti per via sperimentale.

L'approccio probabilistico prevede la definizione della V_{50} , ossia della velocità che consente di perforare il bersaglio nel 50% dei casi. Tale valore viene poi ricavato tramite una intensa campagna di prove sperimentali.

Come si può facilmente intuire il limite balistico dipende da numerosi parametri: per il proiettile densità, durezza, forma della punta, rapporto lunghezza diametro L/D , angoli d'assetto; per il bersaglio spessore, durezza, sensibilità alla velocità di deformazione, resistenza.

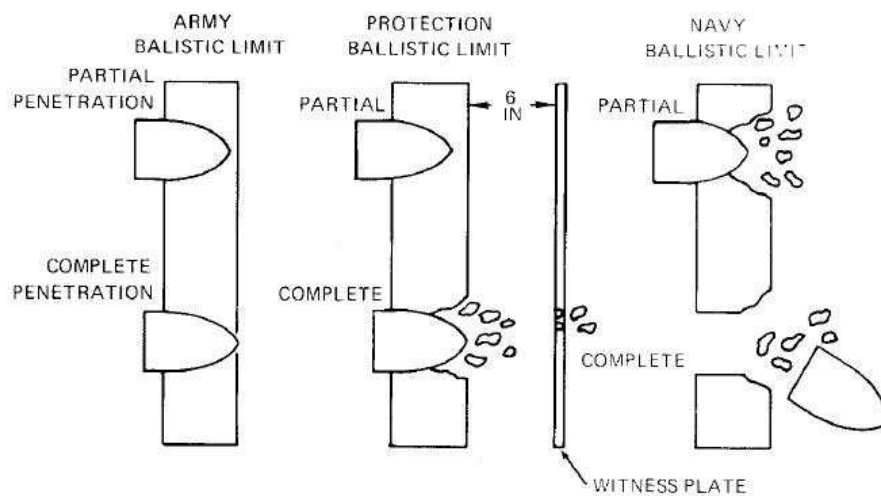


Figura 1.4: Definizione di penetrazione parziale e completa per U.S.Army, U.S.Navy e ‘Protection’

1.1.4 Modalità di perforazione

La risposta del materiale di cui è composto il bersaglio influenza notevolmente la modalità di foratura. Chiaramente anche la forma del proiettile riveste la sua importanza.

La forza impulsiva genera un campo di sforzo e deformazione molto complesso e la frattura che ne sorge può essere studiata come la propagazione di micro-cricche in più direzioni fino alla separazione.

In letteratura sono stati largamente studiati ed analizzati, per via sperimentale, le modalità di rottura che tipicamente si presentano.

In figura 1.5, si riportano le principali. Va tuttavia notato che queste modalità raramente si presentano singolarmente, verificandosi invece in modo accoppiato.

Nel caso d’impatto di un proiettile su lastra in materiale metallico la perforazione è di tipo duttile. Se invece il materiale del bersaglio è ceramico si assiste a un danneggiamento di tipo fragile.

Nel caso di penetrazione duttile, il proiettile provoca un foro trasportando radialmente il materiale che incontra, fino alla fuoriuscita o al suo arresto all’interno del bersaglio.

Per bersagli con uno spessore inferiore al diametro del proiettile è spesso possibile osservare il dishing, ossia la deformazione a flessione della superficie impattata in prossimità del foro. La dimensione della zona interessata dipenderà dalla velocità d’impatto e dalla forma della punta del proiettile. Il caso in cui si verifica il distacco dell’intera zona deformata dal dishing viene

definito discing, caratterizzato da un modello di frattura di tipo I.

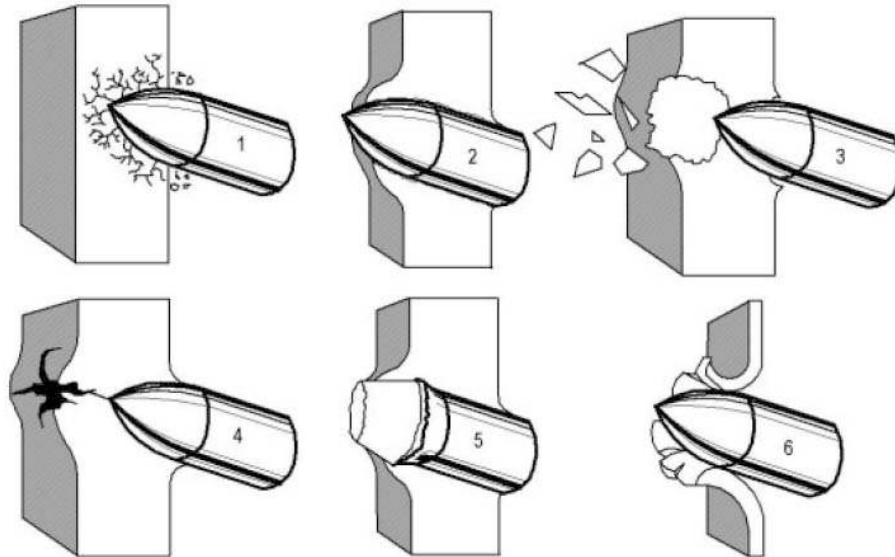


Figura 1.5: Modalità di rottura: 1) Frattura fragile, 2) Frattura duttile, 3) Frammentazione, 4) Frattura radiale, 5) Plugging, 6) Petalling

Un comportamento simile, osservabile in particolare per proiettili a punta piatta, si ha con il plugging, caratterizzato dalla formazione e la successiva espulsione di un tappo, dovuto allo scorrimento a taglio indotto dagli elevati sforzi tangenziali agenti sul bordo del foro, quindi con una modalità di frattura di tipo II.

Frequentemente per bersagli sottili è presente il fenomeno del petaling, dove il bordo del foro si deforma plasticamente e risulta essere frastagliato e provvisto di numerosi intagli, detti appunto petali. Ad esso è spesso associato il necking, ossia la strizione del collo del foro per deformazione duttile. Ciò accelera il raggiungimento da parte del materiale del massimo sforzo sostenibile prima della frattura.

Una modalità tipica di bersagli spessi e quindi da escludere nel caso in esame, è lo spalling dove l'onda di compressione si riflette sulla superficie opposta, generando uno sforzo di trazione eccessivo che provoca un cedimento interno. Si può infine presentare il rimbalzo del proiettile. Questo fenomeno è associato all'angolo di impatto, e la probabilità di riscontrarlo cresce al crescere di tale angolo. In questo caso non si osserva una perforazione ma soltanto una deformazione localizzata del bersaglio.

1.2 Balistica esterna

La sperimentazione riguardante le prove di impatto condotte sul caso in esame, mostra una grande variabilità nelle tipologie e caratteristiche del danno (numero, dimensione e forma dei fori), nonostante si applichino le stesse condizioni iniziali. Questo aspetto è particolarmente evidente nelle prove riportate da Giudici [7] e Ripamonti [6], condotte su un albero in AL-6061 e diametro inferiore, nelle quali si ottengono danneggiamenti ad uno ed a due fori, figura 1.6, quindi totalmente differenti.

Al fine di ricercare quali fattori portano a queste differenze, sono stati presi in considerazione alcuni aspetti della balistica esterna.



Figura 1.6: Esempio di foro singolo e doppio riscontrati da Giudici [7]

1.2.1 Forze che agiscono sul proiettile

Durante il volo, le forze principali che agiscono sul proiettile sono la forza di gravità, la resistenza aerodinamica e il vento; queste hanno un effetto importante sul percorso del proiettile e devono necessariamente essere tenute in considerazione quando si descrive la traiettoria. L'accelerazione di gravità spinge verso il basso la pallottola generando la tipica traiettoria a parabola, per ottenere un colpo preciso è necessario tenere in considerazione questo fattore; esistono infatti delle tabelle balistiche che forniscono ordinate positive e negative della traiettoria in base ad un azzeramento consigliato una volta fissato il calibro. Per quanto riguarda la resistenza, questa rallenta il proiettile, mentre il vento lo fa deviare dalla traiettoria ideale.

1.2.2 Stabilizzazione di proiettili non-sferici durante il volo

Esistono principalmente due metodi per stabilizzare un proiettile durante il volo:

- Proiettili quali frecce o sabots, come il M829 Armor-Piercing, realizzano la stabilità spostando il centro di pressione dietro al baricentro attraverso l'utilizzo di superfici di coda, evitando che il proiettile si capovolga durante il volo.
- Nel caso di pallottole classiche e di proiettili di artiglieria la stabilità viene ottenuta usando armi con canne rigate. La rigatura delle armi serve soltanto per stabilizzare il proiettile durante il percorso lungo la traiettoria; non serve per aumentarne la velocità o la penetrazione, ma solo la precisione. La stabilità maggiore o minore dipenderà poi anche dalla lunghezza del proiettile e dalla sua forma, con influenza variabile a seconda della velocità di volo e di rotazione.

Entrando nello specifico, nel caso di proiettile a corpo cilindrico, il centro di gravità è spostato all'indietro rispetto al centro delle forze aerodinamiche, quindi mentre il baricentro segue la traiettoria, l'asse del proiettile forma un certo angolo con la tangente; vale a dire che la punta del proiettile viene a trovarsi sopra la traiettoria e non è diretta con precisione verso il bersaglio, questo fa nascere una forza aerodinamica rivolata verso l'alto che tende a rovesciare il proiettile; più è elevato l'angolo oppure più alta la velocità, tanto maggiore sarà il momento rotatorio che tende a ribaltare il proiettile. Una pallottola senza spin si ribalta poco dopo essere uscita dalla canna dell'arma. La rigatura a spirale sulla superficie interna della canna imprime al proiettile una velocità attorno al suo asse di simmetria (spin) dandogli un effetto giroscopico.

I due aspetti significativi che caratterizzano il comportamento dei giroscopi sono:

- permanenza dell'asse giroscopico
- tendenza al parallelismo con il momento esterno

Il primo comportamento consiste nel fatto che la deviazione dell'asse di simmetria di un giroscopio in rapida rotazione, richiede l'applicazione di una coppia decisamente superiore a quella necessaria ad inclinare della stessa quantità l'asse quando il giroscopio non fosse in rotazione; inoltre l'asse si inclinerà di quantità tanto più piccole quanto più rapida sarà la sua velocità di

rotazione. In sostanza, il giroscopio manifesta una tenacia a mantenere l'asse in direzione fissa. Per spiegare il secondo comportamento del parallelismo al momento sollecitante, pensiamo di applicare in un punto P dell'asse una forza costante f di entità sufficiente a deviare di una quantità apprezzabile l'orientamento dell'asse giroscopico; il fenomeno del parallelismo al momento sollecitante consiste nel fatto che, per un giroscopio in rapida rotazione, lo spostamento iniziale del punto di applicazione della forza f , non risulta parallelo alla forza, come accadrebbe se non ci fosse rotazione, bensì risulta ortogonale alla forza applicata.

1.2.3 Impatto con angolo di yaw

Consideriamo il caso generale in cui la pallottola ha un angolo di yaw. Un impatto con un angolo di yaw si verifica quando [3] l'asse di simmetria del proiettile forma un angolo α con il vettore velocità. Questo angolo è comunemente denominato total yaw e viene suddiviso nelle sue componenti ortogonali: yaw nel piano orizzontale, pitch nel piano verticale.

$$Total\ yaw = \tan^{-1}((\tan(yaw))^2 + (\tan(pitch))^2)^{1/2} \quad (1.3)$$

In figura 1.7 riportiamo [3] uno schema che visualizza le varie fasi di un impatto con yaw. Per comodità ci riferiremo, d'ora in avanti, senza perdere di generalità, ad una configurazione con solo yaw, senza cioè componente verticale.

Una certa quantità di yaw è presente in ogni proiettile, a causa della canna dell'arma da fuoco e dagli effetti aerodinamici che instabilizzano il moto. Quello che si può notare è come il danno perda la simmetria radiale che possedeva al termine di un urto normale. Infatti il foro risulta essere ellittico, con un diametro finale maggiore; si assiste inoltre ad un plugging con espulsione del tappo in direzione non normale e, per angoli sopra i 10° gradi ad un petaling laterale.

Per quanto concerne il limite balistico, si nota un progressivo innalzamento al crescere dell'angolo. Tuttavia ciò dipende anche dal tipo di materiale di cui è composto il bersaglio, in particolare dal suo sforzo di snervamento e dalla sua rigidità. Più queste sono elevate e maggiore sarà la sensibilità alla variazione di yaw.

Un altro fattore che influisce è lo spessore del bersaglio; in caso di bersagli sottili, l'efficienza penetrativa del proiettile sarà meno sensibile all'aumento dell'angolo di yaw.

La dinamica di un impatto con yaw dipende fortemente dalla lunghezza del proiettile. Per proiettili con elevati rapporti L/D , come analizzato in [9], la dinamica dell'impatto può essere molto differente da quella analizzata in precedenza; in figura 1.8 ne riportiamo il comportamento. Inoltre influisce in modo determinante anche sul tipo di danneggiamento [10]; per proiettili allungati il foro diviene sempre meno profondo e più largo.

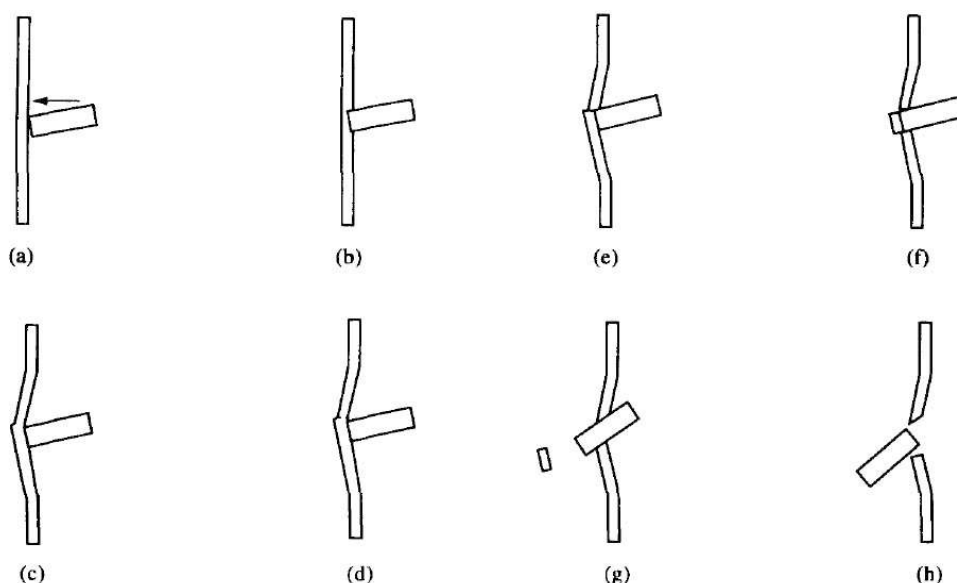


Figura 1.7: Modalità d'impatto con angolo di yaw: a)Primo contatto b)Perforazione iniziale quasi statica c) e d)Danneggiamento della piastra come se il yaw fosse assente e)Inizio rotazione proiettile f)Rotazione addizionale durante il plugging g) e h) petaling

In ulteriori ricerche, [3], [5] e [10], si giunge alla conclusione che per angoli inferiori a 5° gradi, l'effetto del yaw sia del tutto trascurabile, per ogni condizione e problema in cui si presenti.

Per quanto detto fin'ora e riferendoci al caso in esame, possiamo considerare lo yaw come un parametro da tenere in considerazione nelle analisi da eseguire.

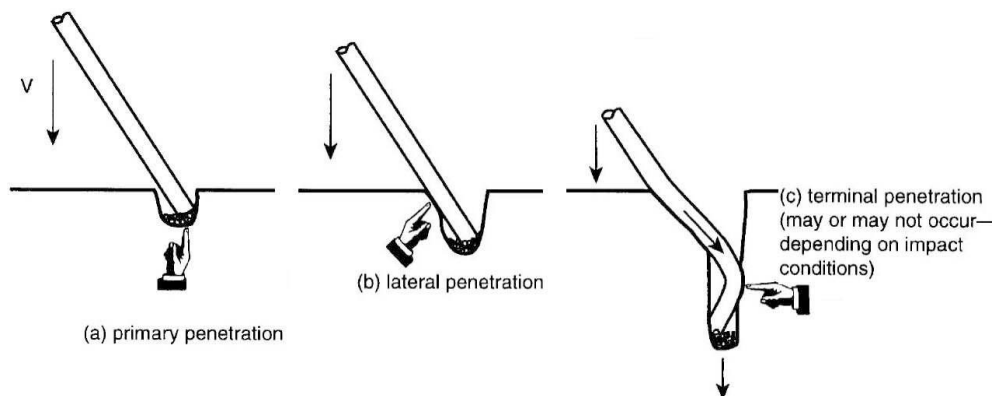


Figura 1.8: Modalità d’impatto con yaw proiettile con L/D elevato

Tramite opportuni apparati sperimentali è possibile identificare l’andamento dell’angolo di yaw durante il volo. In figura 1.9 viene riportato un esempio di queste strumentazioni; nel momento in cui il proiettile passa dalla stazione fotografica una luce ad impulso lo illumina e per mezzo di un sistema ottico, costituito da due specchi, produce due ombre su due piani normali; tramite un’apposita fotocamera si memorizzano contemporaneamente l’ombra della pallottola dall’alto e lateralmente.

Le immagini del profilo del proiettile sono usate per determinare gli angoli di yaw e la posizione del baricentro. Utilizzando più stazioni è possibile valutare l’andamento degli angoli lungo la traiettoria.

In figura 1.10 è riportato l’andamento tipico dell’angolo di yaw per una pallottola stabilizzata con spin, il grafico è costruito fissando il baricentro al centro del sistema di coordinate, mentre la linea nera rappresenta la posizione spaziale della punta del proiettile, si può notare come la punta si muova su un percorso elicoidale e l’angolo dopo un primo incremento diminuisca con il passare del tempo.

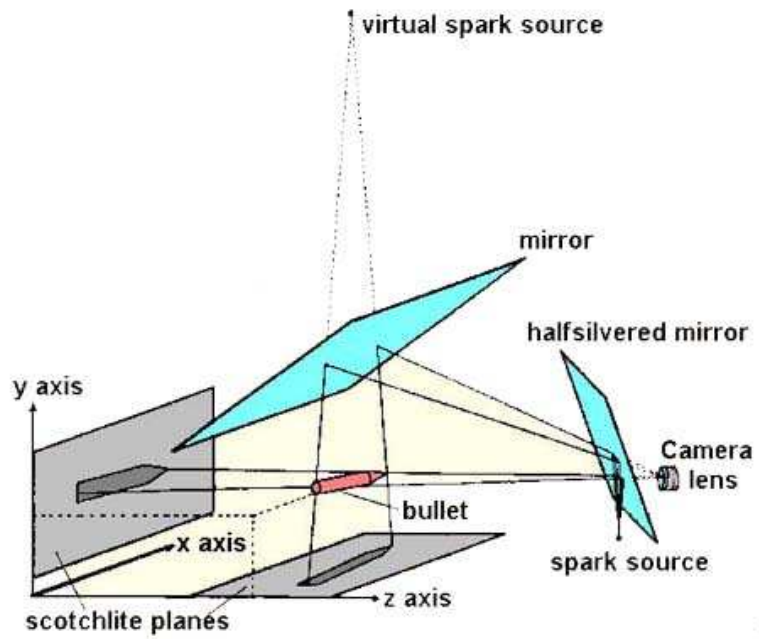


Figura 1.9: Apparato sperimentale per la misura dell'angolo di yaw

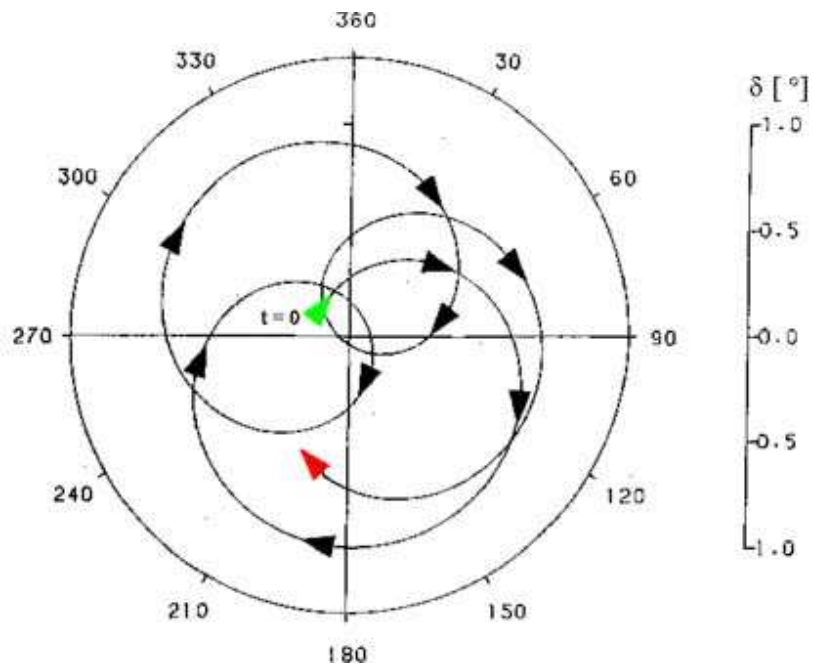


Figura 1.10: Andamento tipico dell'angolo di yaw

1.2.4 Forza di Magnus

L'effetto di Magnus è un fenomeno che caratterizza i corpi rotanti investiti da una corrente e fu descritto dallo stesso Magnus nel 1852. Supponiamo che la pallottola abbia un angolo di yaw, dato da un vento laterale o da un lancio non ideale, cioè esiste una componente di velocità perpendicolare all'asse del proiettile. A causa della rotazione di spin, il campo di flusso diventa asimmetrico e si può osservare, nel caso in figura 1.11, una velocità maggiore sotto il proiettile e una minore sopra, per proiettili che ruotano in senso orario, la conseguenza è una differenza di pressione tra sopra e sotto il proiettile e quindi una forza aerodinamica verso il basso. Il centro di pressione della forza di Magnus varia in funzione del flusso aerodinamico e può essere sia dietro che davanti al baricentro, inoltre anche se la forza di Magnus è molto piccola rispetto alle altre forze aerodinamiche in gioco, il momento relativo è importante per la stabilità della pallottola. Ricordando che l'effetto giroscopico tende a spostare l'asse del proiettile in direzione del momento applicato, la forza di Magnus ha un effetto stabilizzante, perché porta alla riduzione dell'angolo di yaw, se il centro aerodinamico è posto dietro al baricentro, mentre è instabilizzante se situato davanti.

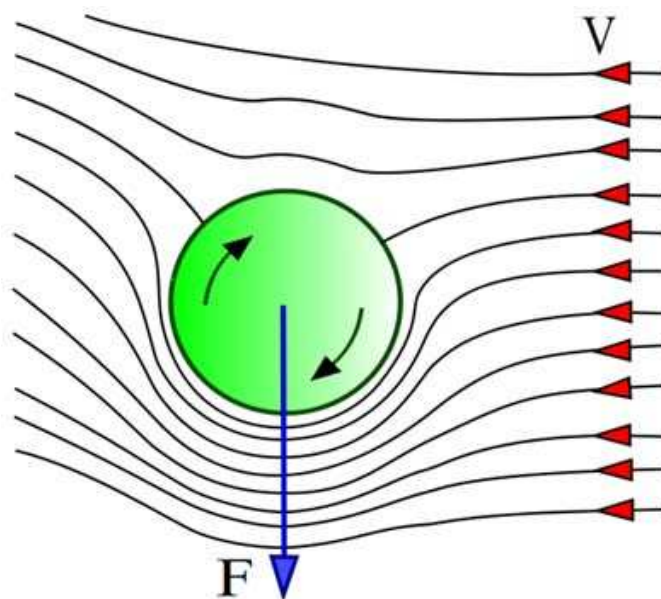


Figura 1.11: Effetto Magnus

1.2.5 Stabilità

Una pallottola per avere un volo stabile deve verificare tre condizioni differenti:

- stabilità statica
- stabilità dinamica
- tractability

Stabilità statica

Un proiettile è detto staticamente o giroscopicamente stabile se, in presenza di un angolo di yaw, risponde alla forza esterna del vento muovendo la punta in direzione opposta a quella del momento ribaltante; in questo caso l'asse longitudinale della pallottola si sposta in direzione perpendicolare alla forza applicata. Un proiettile staticamente instabile rotola durante il volo ed è quindi inutilizzabile.

È possibile definire un fattore di stabilità statica S_g che se superiore all'unità indica un proiettile stabile:

$$S_g = \left(\frac{I_x}{I_y} \right) \cdot \left(\frac{\omega \cdot d}{\nu_w} \right)^2 \cdot \left(\frac{2 \cdot I_x}{\rho \cdot \pi \cdot d^5 \cdot C_{M\alpha}} \right) \quad (1.4)$$

Se la velocità di spin decresce più lentamente della velocità di volo, S_g continua a crescere come mostra la figura 1.12; quindi un proiettile staticamente stabile all'uscita della canna lo è anche durante tutto il volo. La stabilità statica è una condizione necessaria per garantire un volo stabile, ma non è sufficiente, in quanto il proiettile deve essere anche dinamicamente stabile e governabile.

Stabilità dinamica

Una pallottola viene detta dinamicamente stabile se l'angolo di yaw relativo al movimento di nutazione e precessione è smorzato nel tempo, cioè se lo yaw si riduce percorrendo la traiettoria. Va sottolineato che un angolo di yaw iniziale non è affatto un indicatore di instabilità della pallottola, dato che è inevitabilmente presente e deriva dalle varie perturbazioni durante lo sparo. La stabilità dinamica non è automaticamente verificata in quanto un proiettile può uscire dalla canna già instabile oppure uscire stabile e perdere la stabilità durante il volo.

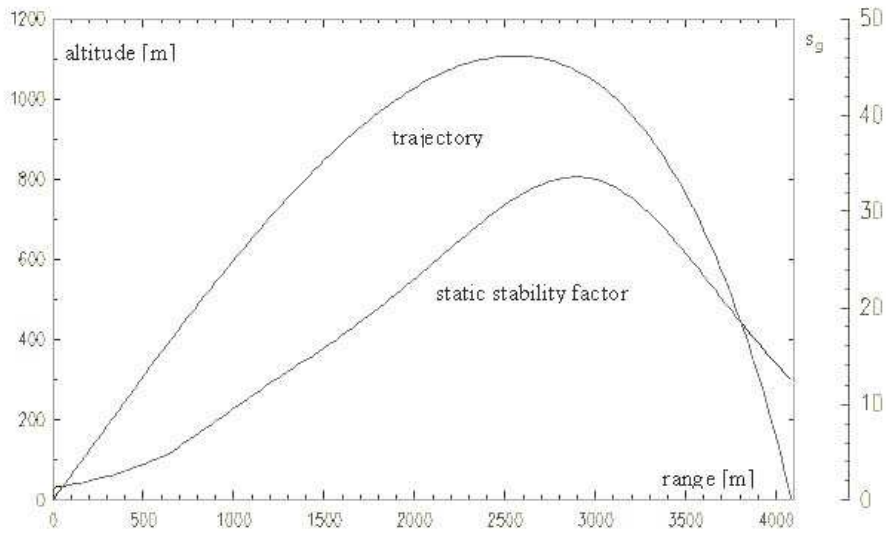


Figura 1.12: Fattore di stabilità statica di un proiettile 7.62 x 51 Nato M80 sparato ad un angolo di 32° ad una velocità di 870 m/s

Tractability

È possibile definire anche un tractability factor che indica la capacità dell'asse longitudinale del proiettile di seguire la traiettoria. Una bassa tractability è osservabile nel caso di pallottole sovra-stabilizzate sparate ad alti angoli. Queste hanno una velocità di spin troppo elevata e diventano incapaci di seguire la traiettoria a parabola, dato che l'asse del proiettile tende a mantenere la relativa orientazione nello spazio.

1.2.6 Impatto obliquo

Tra tutte le tipologie di impatti non ideali, i più frequenti sono quelli obliqui. Proprio in virtù, o a causa, della loro frequenza sono stati largamente studiati e riprodotti sperimentalmente, analizzando numerosi tipologie di proiettili e materiali.

La presenza di un angolo di obliquità β introduce carichi asimmetrici che tendono a far ruotare il proiettile e a generare lungo esso momenti flettenti. Come è facile intuire, al crescere dell'angolo di obliquità si osserva una corrispettiva riduzione del potere di penetrazione del proiettile con una maggiore possibilità di rimbalzi, ed un aumento del limite balistico.

Altro fenomeno osservato in un impatto obliquo è la deviazione dalla traiettoria iniziale di un angolo δ , dovuto alle forze trasversali agenti sul proiettile.

Come accennato precedentemente, in letteratura sono state ampiamente analizzati numerosi casi d'impatti obliqui, molti dei quali tuttavia esulano dal nostro discorso. Si sono perciò studiati soltanto i problemi più direttamente paragonabili a quello in esame, cioè quelli relativi a proiettili con ogiva e velocità comprese nei range subordinari ed ordinari.

Secondo Goldsmith [3] considerando piccoli angoli di obliquità, si può assumere l'impatto come normale, purchè vengano introdotte delle opportune modifiche allo spessore ed al limite balistico:

$$h_{eff} = h/\cos(\beta) \quad (1.5)$$

$$v_{50eff} = v_{50}/\cos(\beta) \quad (1.6)$$

Nel caso invece in cui l'angolo d'obliquità sia rilevante, il contributo dell'angolo δ diviene non più trascurabile.

Sono inoltre riportate di seguito le espressioni utili a calcolare rispettivamente il valore dello spessore effettivo, della velocità residua e dell'angolo di deviazione:

$$h_{eff} = h/\cos(\beta + \delta) \quad (1.7)$$

$$v_r = \sqrt{(v_0^2 - v_{50}^2)\cos(\delta)/(1 + (\rho_p/\rho_s)(D_p/D_s)^2 * h/(L\cos(\beta)))} \quad (1.8)$$

$$\sin(\delta)\cos(\delta) = \sin(\delta_{50})\cos(\delta_{50})/((v_0/v_{50})^2 + v_0/v_{50} + \sqrt{(v_0/v_{50})^2 - 1}) \quad (1.9)$$

dove i pedici p ed s si riferiscono rispettivamente al proiettile ed al tappo espulso; i pedici 0 e 50 indicano invece la condizione iniziale e di limite balistico. Il rapporto tra i diametri D_p/D_s , la velocità v_{50} e l'angolo δ_{50} sono determinati sperimentalmente. L'angolo di uscita finale viene così calcolato come $\beta_{fin} = \beta - \delta$.

In figura 1.13 [3] si riporta l'andamento dell'angolo di uscita finale per proiettile in acciaio di forma cilindro-conica sparato su lastre in acciaio dolce ed in Al-2024, al variare della velocità d'impatto e dell'angolo di obliquità, che confermano quanto detto precedentemente.

In [11] viene infine evidenziato sperimentalmente come, per proiettili ogivali in acciaio sparati contro lastre in Al-6061, nel caso di impatti normali il proiettile possa essere considerato indeformabile, al contrario per urti obliqui questo assunto non sia più valido.

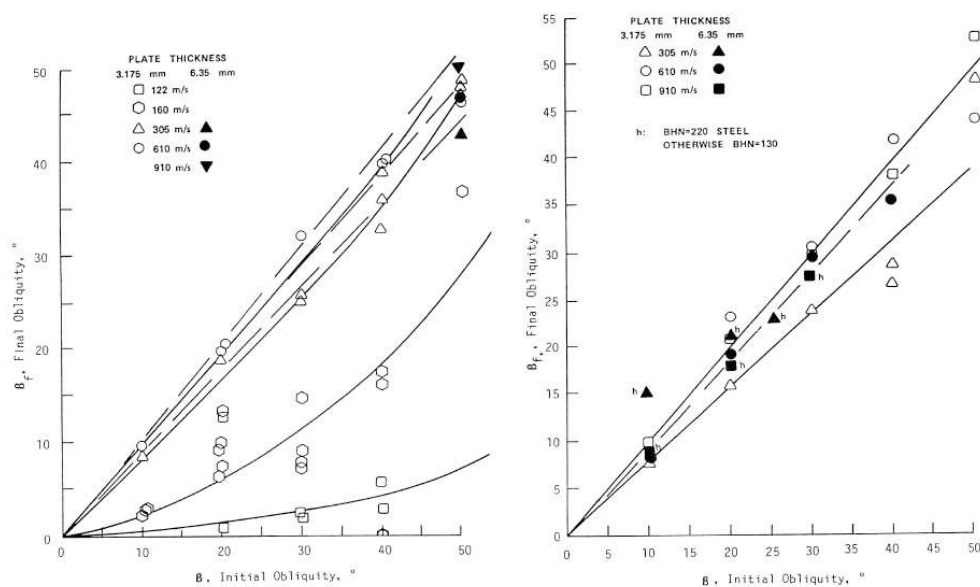


Figura 1.13: Angolo di uscita finale per impatto obliquo

1.3 Simulazioni numeriche

Anche nell'ambito della balistica, sempre più importanza ha assunto negli ultimi anni il ruolo ricoperto dalle analisi numeriche, in particolar modo quelle basate su codici ad elementi finiti, largamente diffuse ed utilizzate in molti settori ingegneristici e perciò già rodute e di relativamente immediato utilizzo.

Le analisi numeriche permettono infatti di ottimizzare, se non di sostituire del tutto, l'uso e la previsione dei modelli analitici che descrivono il comportamento di specifiche grandezze quali possono essere il limite balistico o la velocità residua.

In secondo luogo un'analisi FEM accurata consente la valutazione qualitativa e quantitativa di numerosi parametri altrimenti difficilmente prevedibili con modelli analitici, quali ad esempio l'entità e la dimensione dei danni sul bersaglio e sul proiettile, ottimizzando in questo modo la progettazione.

Infine il vasto impiego di simulazioni numeriche consente una programmazione ed una riduzione dell'attività sperimentale che può essere indirizzata verso aspetti più critici ed innovativi, individuati nella fase numerica, riducendo in questo modo tempi e costi.

D'altro canto una modellazione che riproduca in maniera fedele il comportamento di determinati fenomeni è un'attività tutt'altro che semplice ed im-

mediata e può richiedere un'intensa attività di lavoro specifico, che necessita la presenza di personale altamente qualificato. Tuttavia i vantaggi che ne conseguono giustificano ampiamente l'utilizzo di tali tecniche e procedure.

Le analisi numeriche possono basarsi su schemi impliciti od espliciti. I primi, richiedono la soluzione di un sistema algebrico ad ogni passo temporale, ma possono essere assolutamente ed incondizionatamente stabili. I secondi invece sono di più semplice applicazione, ma non possono mai godere di incondizionata stabilità, e perciò la scelta del passo temporale per la loro risoluzione verrà a dipendere dalle grandezze specifiche e perciò dalla dimensione degli elementi che compongono la mesh. In analisi con problemi d'impatto, data la loro elevata complessità, vengono sempre impiegati schemi espliciti.

Un'altra possibile distinzione nelle analisi ad elementi finiti può essere fatta sul tipo di mesh. L'approccio più comune per problemi di meccanica dei solidi è di tipo Lagrangiano; questo significa che l'osservatore è solidale con la particella consentendo così di descrivere al meglio le iterazioni tra gli elementi, ma con il rischio di incorrere in distorsioni di mesh eccessive a seguito di grandi deformazioni.

L'altro approccio è di tipo Euleriano, dove l'osservatore è fisso rispetto ad un volume di riferimento; è caratteristico di schemi per problemi di tipo fluidodinamico. Infine esiste la possibilità di impiegare mesh miste, dette adattative lagrangiane-euleriane A.L.E., che cercano di unire i vantaggi di entrambe le famiglie descritte precedentemente, adottando un algoritmo interno di calcolo che decide quando impiegare una piuttosto che l'altra.

Nell'affrontare un'analisi numerica che riproduca un impatto si devono tenere conto di diversi fattori. Tra questi il più determinante risulta essere la modellazione del comportamento del materiale. Senza scendere troppo nel dettaglio, poichè questo argomento sarà ripreso in modo esaustivo nei capitoli successivi, si può anticipare che vengono separatamente analizzate le leggi che esprimono il campo di deformazione e quelle di rottura. A riprova della loro importanza, questi argomenti sono stati ampiamente trattati in letteratura e sono stati sviluppati diversi modelli confrontati tra loro [24], [25], [26], [27]. In generale, si è notato come questi modelli presentino una buona correlazione con i dati sperimentali per velocità d'impatto sopra il limite balistico; all'avvicinarsi a questo emergono invece significative differenze tra un modello e l'altro ed acquistano importanza l'effetto della velocità di deformazione e della temperatura. In definitiva si può affermare, senza timore di essere contraddetti, che per materiali metallici si ottengono buoni risultati con una legge viscoplastica [27].

Altro fattore significativo è la dimensione e la forma degli elementi, che devono essere sufficientemente piccoli per cogliere i fenomeni caratteristici dell'impatto e di forma il più prossima possibile a quella cubica [28].

Risulta infine importante definire in maniera opportuna il contatto tra il proiettile ed il bersaglio in modo da evitare compenetrazioni tra i corpi interessati dall'impatto. Risulta invece di poca o nessuna rilevanza la definizione dell'attrito per urti ad alte velocità [28], [29].

1.4 Prove sperimentali

1.4.1 Prove di caratterizzazione del materiale

A causa delle esigenze e delle richieste espresse nel precedente paragrafo, l'attività sperimentale viene indirizzata all'ottenimento dei parametri e delle informazioni necessarie ai modelli numerici, nonché ad un confronto con le stesse ai fini di validarle. Le tipologie di prove più sfruttate nello studio di un problema balistico sono di caratterizzazione dei materiali, in particolare per campi ad alta velocità di deformazione, e di impatto vero e proprio, tipicamente cercando di studiare l'influenza di un solo parametro, ad esempio la forma del proiettile o l'angolo di impatto.

Non essendo l'argomento principale di questo lavoro di tesi, riportiamo solo le principali informazioni e caratteristiche che riguardano lo svolgimento di queste attività.

Per quanto riguarda le prove di caratterizzazione del materiale, questo viene sottoposto alle tipiche prove quasi statiche, come quella di trazione monoassiale e flessione a tre o quattro appoggi, per il calcolo dei più comuni parametri statici quali ad esempio il modulo di Young e Poisson. Queste prove sono relativamente poco costose e non richiedono l'utilizzo di macchinari particolarmente complessi e sofisticati.

A queste prove di caratterizzazione ne vengono affiancate altre, più tipiche per problemi d'impatto. In problemi di questa natura infatti i materiali sono soggetti ad alte velocità di deformazione e la loro risposta, in particolare per i metalli, viene influenzata dall'insorgere di un fenomeno detto incrudimento dinamico, nel quale si assiste ad un sensibile aumento dello sforzo di snervamento e della resistenza.

In verità allo stato attuale non sono riproducibili prove sperimentali alle velocità tipiche di un impatto di proiettile (circa 850 m/s). Ci si limita perciò ad indagare nei range possibili, a ciascuno dei quali corrisponde una macchina ben precisa. Caratteristica comune a tutte queste macchine è la necessità di imporre al provino una forza impulsiva, in modo da generare una velocità di deformazione costante nel tempo a cui poi associare le curve ed i risultati ottenuti. Per prove a velocità medio-bassa, che ricadono cioè in un intervallo compreso tra 0.1 e 50 s^{-1} , si ricorre a macchine idropneumatiche, rappresentata in figura 1.14.

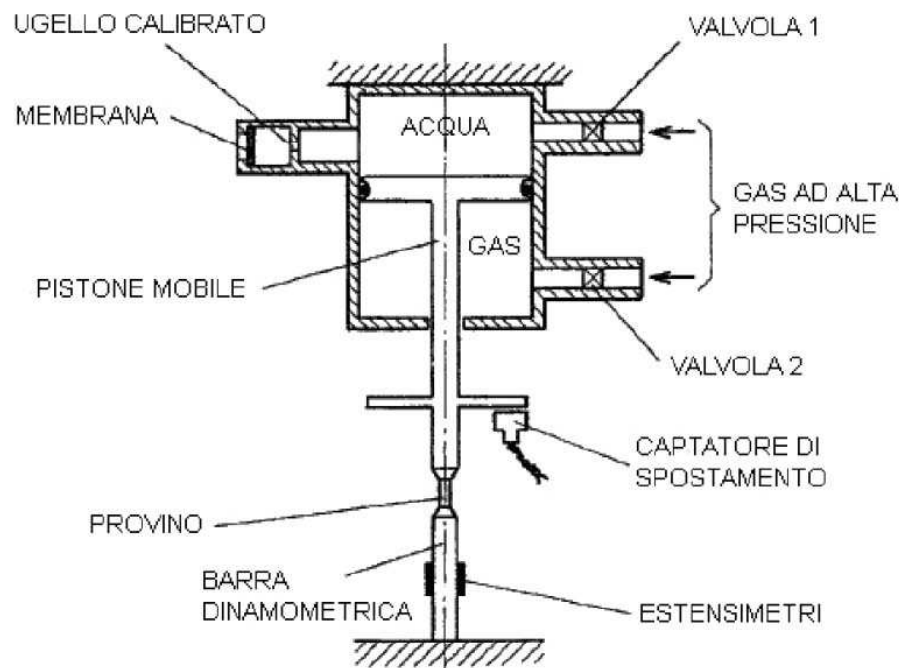


Figura 1.14: Macchina idropneumatica

Il pistone, inizialmente in equilibrio, viene messo in moto grazie alla rottura della membrana, sfruttando il gradiente di pressione esistente fra le due camere del cilindro; l'acqua può quindi fuoriuscire attraverso un ugello che, opportunamente calibrato, insieme alla regolazione della pressione dell'aria consente di ottenere diverse velocità di spostamento del pistone.

Il provino viene così sottoposto a trazione essendo vincolato da un lato allo stelo del pistone, e dall'altro alla traversa fissa della macchina.

Un captatore elettromagnetico rileva lo spostamento del pistone, mentre il carico applicato può essere determinato o mediante una barra dinamometrica, o attraverso il calcolo della forza dovuta alla pressione dell'aria agente sulla superficie del pistone.

Una variante di queste macchine è detta Fastens e può raggiungere i 100 s^{-1} , ma è poco diffusa a causa dell'elevato costo [30]. In 1.15 ne viene rappresentato un esempio.

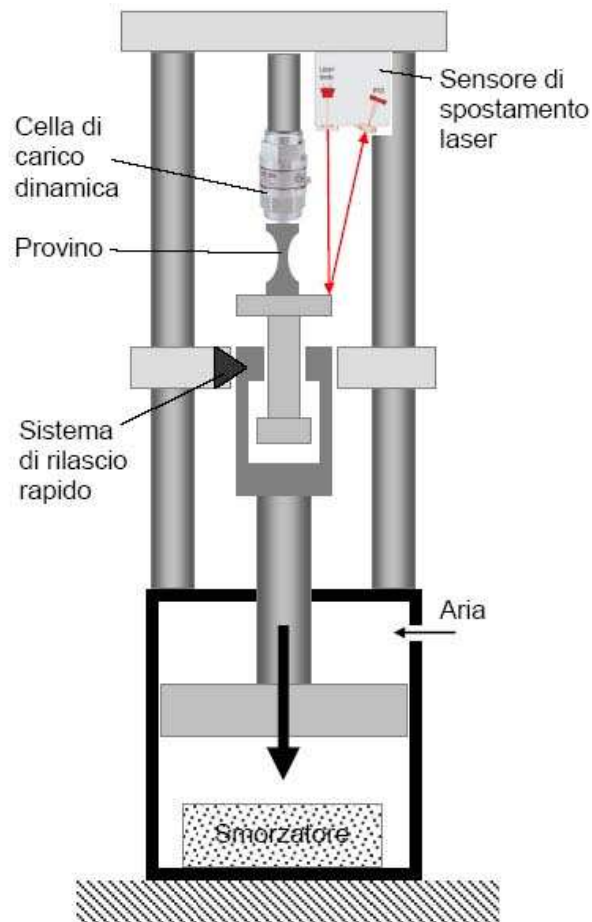


Figura 1.15: Macchina Fastens

Per campi di velocità che vanno oltre i 500 s^{-1} si ricorre ad una macchina di prova costituita da una o due barre snelle che sollecitano assialmente un provino, detta macchina di Hopkinson. Lo schema di queste macchine è riportato in 1.16.

Esistono due configurazioni fondamentali, a singola e a doppia barra. Tipicamente il provino viene sollecitato a compressione, ma ne esistono varianti per valutare il comportamento a flessione, torsione e trazione.

Nella prova base a compressione la barra viene eccitata dinamicamente con un impulso che genera un'onda di pressione che si propaga elasticamente lungo di essa, fino a raggiungere il provino all'altra estremità.

A questo punto le onde in parte vengono riflesse ed in parte attraversano il provino e raggiungono la seconda barra. Rilevando i segnali di deformazione tramite due sensori estensimetrici collegati ad un sistema di acquisizione dinamico, è possibile ricostruire la caratteristica del materiale del provino. Va

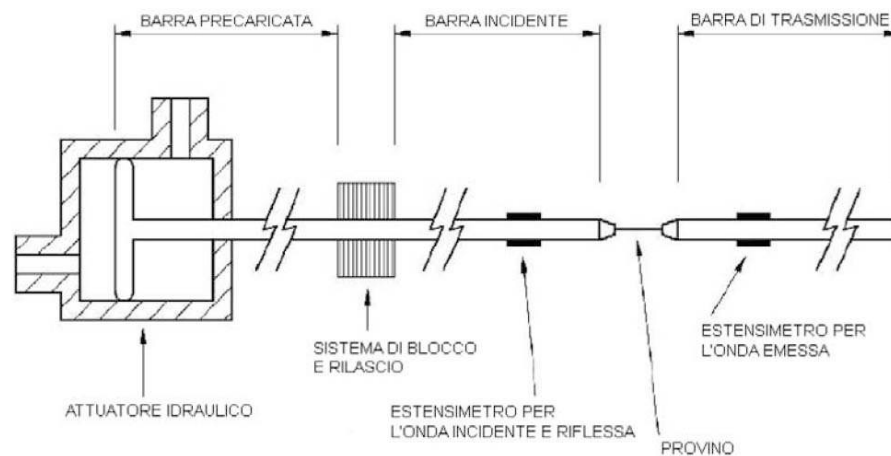


Figura 1.16: Macchina di Hopkinson

notato come, in virtù della forma dell'onda generata, la velocità di deformazione del provino risulta costante per tutta la prova e può essere fatta variare regolando il precarico che genera la forza impulsiva. Si risale così al comportamento del materiale del provino sollecitato.

L'analisi con queste macchine, essendo basata sullo studio della propagazione delle onde elastiche, ha il grande vantaggio di non risentire dei fenomeni negativi che le stesse possono generare nelle altre attrezzature di prova.

Tuttavia, l'interpretazione dei risultati sperimentali può non essere così immediata ed occorre perciò valutare attentamente ciò che viene ottenuto.

1.4.2 Prove d'impatto

Come descritto precedentemente, alle prove di caratterizzazione del materiale vengono affiancate quelle di impatto. Queste sono ampiamente diffuse e in bibliografia si può trovare una ampia casistica nei quali vengono presi in esame, di volta in volta, l'influenza di parametri come la punta ed il materiale del proiettile, l'angolo d'impatto, il materiale del bersaglio. In figura 1.17 viene illustrato un tipico schema di un apparato di prova [32].

Questo si compone di una camera di pressione che contiene il gas che fornirà poi la forza impulsiva al proiettile, una canna che guiderà il proiettile nella camera d'impatto, all'interno della quale è presente il bersaglio e tutta l'eventuale strumentazione di misurazione delle grandezze d'interesse, tipicamente la velocità prima e dopo l'impatto.

Il vantaggio nell'uso di armi a gas, piuttosto che di tipo convenzionale, consiste nella possibilità di settare la pressione del gas e di variare in questo modo la velocità del proiettile.

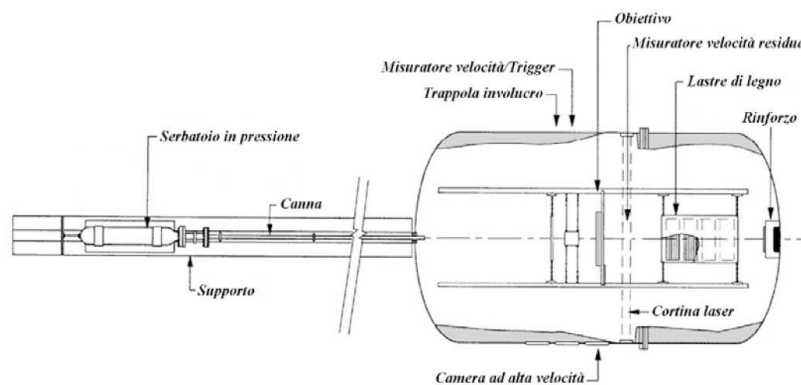


Figura 1.17: Banco di prova sperimentale

Il rilevamento delle velocità viene fatto con due coppie di generatori luminosi e relativi ricevitori. Quando il proiettile attraversa il fascio luminoso (posto ortogonalmente alla traiettoria) il ricevitore invia un segnale al sistema d'acquisizione; è così possibile calcolare l'intervallo di tempo che intercorre nel passaggio tra le due stazioni e, nota la distanza, ricavare così la velocità. Le due coppie sono tipicamente posizionate prima e dopo il bersaglio.

Una possibile alternativa per la misurazione della velocità residua del proiettile consiste nell'uso di due lastre in alluminio sacrificabili, su ognuna delle quali è montato un accelerometro. Quando il proiettile, dopo aver penetrato il bersaglio, attraversa le lastre, gli accelerometri rilevano un picco. Calcolando la distanza temporale tra i due picchi e nota la distanza tra le due lastre, è possibile risalire alla velocità del proiettile.

In queste prove, vengono inoltre spesso impiegate sofisticate telecamere ad elevata frequenza di acquisizione, in grado di catturare gli istanti dell'impatto che, opportunamente elaborati, in seguito forniscono misure di posizione, velocità ed accelerazione.

1.5 Proiettile 7.62 Nato

La necessità di testare l'effettivo comportamento dei materiali utilizzati per la costruzione di blindature e protezioni ha portato, in particolare negli ultimi anni, all'utilizzo anche nell'ambito della ricerca di proiettili effettivamente impiegati nei teatri di guerra. A tale proposito, particolare attenzione meritano le armi di piccolo calibro. Queste hanno infatti un'ampia diffusione, in virtù della loro facile reperibilità, economicità e manutenibilità; sono inoltre in grado, nonostante le dimensioni, di provocare notevoli danni, in particolare al personale militare e civile.

Per quanto riguarda i paesi NATO le cartucce più utilizzate sono la 7.62x51 mm e la 5.56x45 mm.

La 7.62x51 mm è una cartuccia da fucile sviluppata negli anni '50 con lo scopo di uniformare le munizioni per le armi leggere all'interno dei paesi del patto Nord Atlantico; non è altro che la versione militare della .308 Winchester con alcune modifiche ed è utilizzata in molti fucili da battaglia come l'M14, per mitragliatrici quali l'M60, in fucili per tiratori scelti e per armi montate su veicoli, navi ed elicotteri.

Esistono varie tipologie ed evoluzioni di questa cartuccia realizzate con le stesse caratteristiche geometriche, ma con diverse finalità:

- 7.62mm, NATO, Armor Piercing, M61
- 7.62mm, NATO, Tracer, M62
- 7.62mm, NATO, Grenade, M64
- 7.62mm, NATO, Match, M118
- 7.62mm, NATO, Ball, M80

Nel caso in esame in questo lavoro di tesi il proiettile utilizzato durante gli spari è un 7.62x51mm Ball; si tratta di una pallottola *full metal jacket*, costituita da un cuore in lega di piombo e un rivestimento in ottone.

A differenza della versione AP (Armor Piercing) con cuore in acciaio, la Ball ha una capacità penetrativa limitata, ma grazie alla duttilità del piombo, è in grado di deformarsi notevolmente al contatto, investendo una superficie maggiore e provocando così elevati danni.

La pallottola ha una velocità nominale all'uscita della canna di 845 m/s e una velocità di rotazione (spin) di 750 giri/minuto.

Calibro	7.62x51 mm
Massa	9.5 g \pm 0.5 g
Velocità traslazione	845 m/s
Velocità di spin	750 giri/minuto
Diametro cuore	6.62 mm
Diametro esterno	7.82 mm
Lunghezza totale	28.6 mm
Composizione chimica cuore	87% Pb, 10% Sb, 2% Bi, 1% altro
Composizione chimica jacket	87% Cu, 10% Zn, 3% altro

Tabella 1.2: Riepilogo caratteristiche proiettili 7.62 NATO

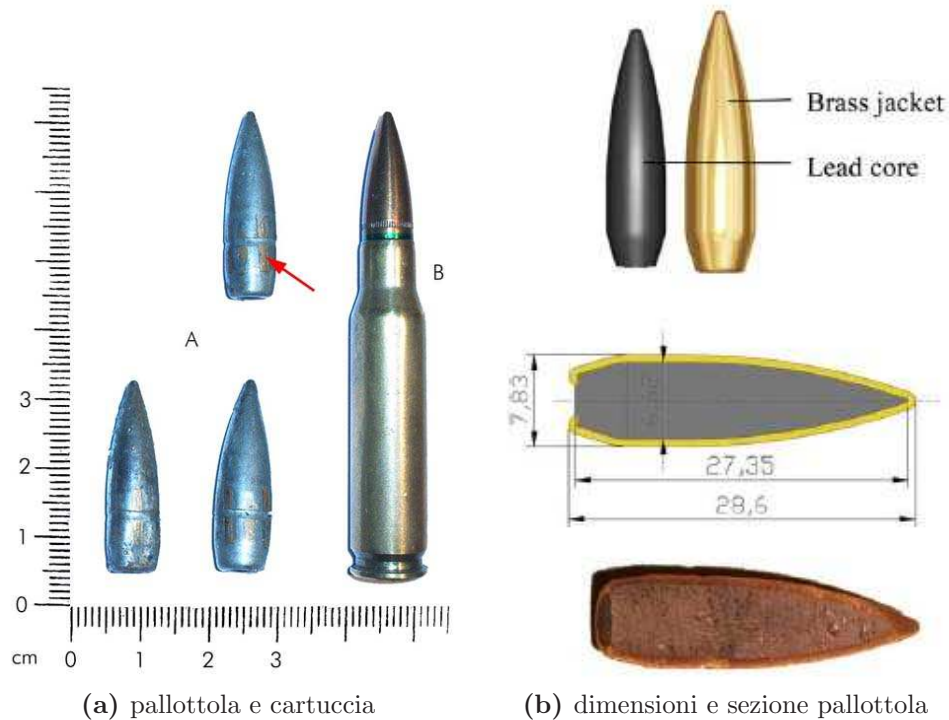


Figura 1.18: 7.62 x 51 mm NATO Ball

Per quanto riguarda le leghe utilizzate per *core* e *jacket*, non è facile conoscere la composizione precisa degli elementi utilizzati in quanto spesso questi dati non sono forniti dalle case produttrici. Secondo analisi eseguite da Borvik in [15] il cuore del proiettile è realizzato in piombo in lega con l'antimonio per accrescere la durezza, il rapporto tra i vari alliganti è di circa: 87% di piombo (Pb) e 10% di antimonio (Sb) con il 2% di bismuto (Bi), mentre il jacket è realizzato in ottone CuZn10, cioè un lega di rame (Cu) al 87% e zinco (Zn) al 10%, questa lega è chiamata anche Tambac, valori del tutto simili sono trovati anche da Hazell [21].

Il peso totale nominale della pallottola è pari a 146.6 gr (Grain), che corrispondono a 9.50 g con una variabilità di 0.5 g.

1.5.1 Modello del Proiettile

Dal punto di vista fisico durante un fenomeno di impatto due corpi deformabili, proiettile e bersaglio, si scontrano. Nel momento in cui dalla realtà si passa al modello numerico si hanno principalmente due possibilità: considerare il bersaglio come deformabile e il proiettile come rigido oppure considerare sia bersaglio che proiettile deformabili.

Chiaramente modellare la seconda opzione è molto più complicato e costoso e per questo è utile analizzare in modo approfondito le due possibilità. Esistono in letteratura vari articoli che vanno ad analizzare l'influenza sui risultati delle modellazione rigida o no del proiettile. Nell'articolo di Borvik [19] si studia l'impatto di un proiettile in acciaio di diametro 20 mm contro una lastra in alluminio AA5083-H116 spessa 15 e 30 mm, in cui vengono eseguite diverse analisi variando vari parametri. Borvik afferma che in generale non è consigliabile trascurare la deformabilità del proiettile, tuttavia nel particolare caso da lui analizzato, cioè lastra in materiale morbido e proiettile in metallo duro, non ci sono differenze sensibili sulla velocità residua del proiettile modellandolo come corpo rigido o deformabile; nel lavoro di Forrestal e Piekutowski [20], richiamato anche nella tesi di Ripamonti [6] per giustificare la scelta del proiettile rigido, si analizza l'impatto di un proiettile in acciaio contro un bersaglio semi-infinito di alluminio AL6061-T6511, la conclusione è che sotto alla velocità di circa 1800 m/s l'utilizzo di un modello con proiettile rigido restituisce risultati molto buoni in termini di forma e profondità del danno. Negli articoli appena nominati e in altri, l'approssimazione rigida del proiettile è ritenuta molto buona, è però necessario sottolineare che in tutti questi casi si tratta di proiettili in metallo duro (acciaio, tungsteno, ecc.) che colpiscono corpi lastre sottili o corpi in metalli più teneri come l'alluminio. Considerando che la pallottola di 7.62x51 mm è in piombo e ottone e quindi un materiale piuttosto morbido e di fronte all'evidenza sperimentale degli impatti eseguiti e visti in bibliografia, l'ipotesi di proiettile indeformabile sembra un'assunzione poco aderente alla realtà e quindi non accettabile a priori. A questo proposito verranno eseguite analisi sia con proiettile rigido che deformabile al fine di valutare le differenze tra i due tipi di modellazione.

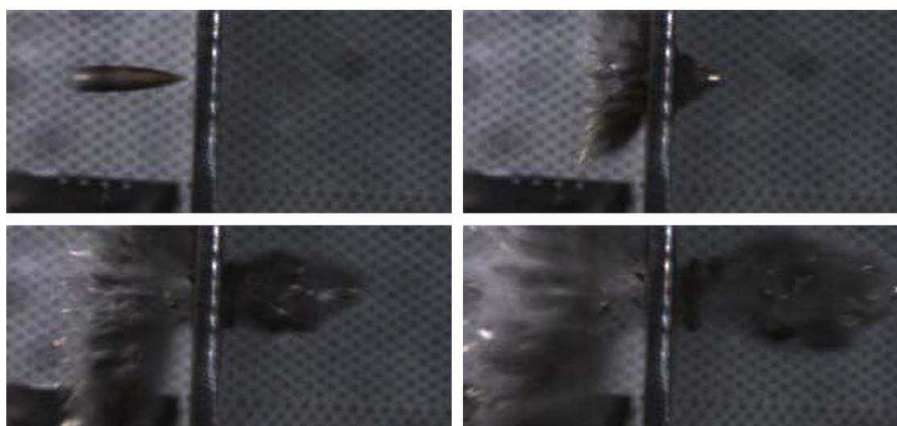


Figura 1.19: 7.62 Ball contro lastra spessa 6 mm di Armox 560T

1.5.2 Analisi con proiettile deformabile

Introdurre nelle simulazioni anche la deformabilità del proiettile è un aspetto importante che però può complicare notevolmente le analisi, anche per questo motivo è preso in considerazione da pochi autori. Il problema maggiore riscontrato sembra essere la disponibilità di dati sicuri sulle caratteristiche meccaniche dei materiali che costituiscono la pallottola, si osserva infatti una grande variabilità di valori tra un articolo e l'altro.

Børvik in [15] utilizza per il legame costitutivo una versione modificata del modello di Johnson-Cook, chiamato *MJC*, sia per la definizione del proiettile che della lastra, descritto dalla relazione:

$$\sigma_{eq} = (A + B\epsilon_{eq}^n) (1 + \dot{\epsilon}_{eq}^*)^C (1 - T^{*m}) \quad (1.10)$$

Per quanto riguarda il criterio di frattura viene invece utilizzato il modello proposto da Cockcroft e Latham (CL) [23] che assume la rottura dipendente dal lavoro plastico W :

$$W = \int_0^{\epsilon_{eq}} \langle \sigma_1 \rangle d\epsilon_{eq} \leq W_{eq} \quad (1.11)$$

Non avendo a disposizione dati precisi sulle caratteristiche meccaniche delle leghe del proiettile vengono utilizzati i valori per materiali molto simili. Per il CuZn10 si utilizzano i coefficienti forniti da Johnson e Cook per il CuZn30 ritenendo l'incrudimento molto simile e scalando la costante A , cioè quella relativa al limite elastico, di 145/79 in relazione alla differente durezza tra i due materiali, mentre per il cuore in PbSb10 vengono utilizzati dei valori forniti per questo materiale usato per la costruzione di batterie che danno un limite elastico di 24 MPa, un limite a rottura di 36 MPa e un'elongazione a rottura del 35%. Børvik esegue analisi con due codici differenti, LS-DYNA e GRALE, ma con entrambi non ottiene risultati accettabili, specialmente dal punto di vista della deformazione del proiettile.

Hazell in [21] utilizza per il cuore in piombo-antimonio una legge costitutiva elastica perfettamente plastica fissando il limite di snervamento a 40 MPa, sia gli effetti di incrudimento che la dipendenza dalla velocità di deformazione sono ritenuti minimi e quindi trascurati, è invece considerata la dipendenza dalla temperatura adottando un modello alla Johnson-Cook tramite la formula:

$$\sigma = \sigma_y \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \quad (1.12)$$

dove T , T_m e T_r sono la temperatura locale, la temperatura di fusione e la temperatura di riferimento (293 K).

CUORE			
Autore	Legame costitutivo		Modello di rottura
Børvik	MJC	A=24 MPA B=300 MPA n=1 m=1 $\dot{\epsilon}_0 = 5 \cdot 10^{-4}$ C=.1	Cockcroft-Latham $W_{cr} = 175$ MPa
Hazell	e.p.p.	40 MPa	$\epsilon_f = 0.15 - 0.2$
Nsiampa	e.p.p.	30 MPa	$\epsilon_f = 0.3$
Chocron	e.p.p.	6 MPa	erosion strain 10%

JACKET			
	Legame costitutivo		Modello di rottura
Børvik	MJC	A=206 MPA B=505 MPA n=.42 m=1.68 $\dot{\epsilon}_0 = 5 \cdot 10^{-4}$ C=.01	Cockcroft-Latham $W_{cr} = 914$ MPa
Hazell	e.p.p.	575 MPa	$\epsilon_f = 0.05$
Nsiampa	e.p.p.	300 MPa	$\epsilon_f = 0.3$
Chocron	e.p.p.	100 MPa (500 MPa)	erosion strain 10%

Tabella 1.3: Tabella riassuntiva dei modelli per i materiali del proiettile. MJC : modified Johnson-Cook; e.p.p. : elastic perfectly plastic

Il valore di deformazione a rottura è ritenuto costante per questa lega e fissato tra il 15-20%.

Il *jacket* è modellato con un limite elastico di 575 MPa. Anche in questo caso si ritiene la dipendenza dalla velocità di deformazione trascurabile. Per sostenere questa ipotesi vengono eseguite delle analisi considerando la dipendenza dalla $\dot{\epsilon}$, ottenendo pochissimi cambiamenti nei risultati della penetrazione.

I valori di deformazione a rottura per questo tipo di lega a freddo si fissano al 5%, tuttavia, si afferma che aumentando il valore fino al 30% l'effetto sulla deformazione della pallottola e sulla profondità di penetrazione è molto ridotto.

Altri autori, pur non utilizzando la munizione 7.62 mm tipo Ball, ma AP, forniscono dati sulle caratteristiche dei materiali: N.Nsiampa [16] utilizza leggi elastiche perfettamente plastiche utilizzando un limite elastico pari a 300 MPa per l'ottone e 30 MPa per il piombo con deformazione plastica a rottura di 0.3 per entrambi; anche Chocron [17] utilizza leggi elastiche perfettamente plastiche, fissando lo snervamento a 6 MPa e 100 MPa per piombo e ottone rispettivamente, in realtà Chocron afferma che il valore più corretto per il jacket sarebbe 500 MPa, ma ottenendo pessimi risultati durante le analisi lo riduce notevolmente.

Dati Forniti dalle case produttrici				
Casa produttrice	Raggio medio [mm]	Distanza bersaglio [m]	Nazione	Raggio alla distanza di 14.2 m [mm]
JSC	< 90	300	Russia	4.3
ATK	190	550	USA	4.9
	190	550		4.9
POF	203	457	Pakistan	6.3
ST Engineering	127	550	Singapore	3.3
PMP	116	500	Sudafrica	3.3
Valore medio				4.5

Tabella 1.4: Precisione pallottola 7.62 mm NATO

1.5.3 Precisione di tiro

Nonostante l'elevato standard che oggi si ha nella produzioni delle munizioni e delle armi da fuoco, non è comunque possibile avere la certezza che ripetuti spari colpiscano sempre lo stesso punto, anche operando in appositi poligoni di tiro.

Le case produttrici di proiettili forniscono le caratteristiche di precisione della pallottola in termini di un raggio medio di un cerchio con centro il punto di mira, all'interno del quale i proiettili sparati nelle medesime condizioni, vanno a colpire. La tabella 1.4 riporta i dati presi in considerazione, così come forniti dai produttori; per ricavare i valori di nostro interesse si è ipotizzato che il raggio del cerchio vari linearmente da un valore pari a zero all'uscita della canna al valore fornito dai costruttori.

Nell'ultima colonna della tabella 1.4 sono riportati i valori di accuratezza del tiro ipotizzati per la distanza albero-canna utilizzata nella sperimentazione. Purtroppo non è stato possibile eseguire delle misure sull'apparato sperimentale utilizzato per le prove di sparo sugli alberi, dato che non si conosceva ancora l'importanza di questo fattore. Un valore più significativo di precisione si sarebbe potuto ottenere effettuando ripetuti spari contro una lastra piana e misurando poi il raggio del cerchio che racchiude i punti di impatto. In ogni caso valori indicativi forniti dai tecnici del poligono rispecchiano i dati trovati in bibliografia che quindi si ritengono più che accettabili.

1.5.4 Variabilità dello Yaw del proiettile

Come discusso precedentemente nel paragrafo dedicato alla balistica esterna, il baricentro del proiettile vola su una traiettoria a parabola, mentre a causa

del moto giroscopico si ha un angolo di yaw variabile nel tempo.

Dati che riportano l'andamento dell'angolo di yaw di proiettile sono difficilmente ottenibili sperimentalmente o reperibili in bibliografia in quando, per il loro calcolo, è richiesto un apparato sperimentale molto complesso e costoso; inoltre spesso questo genere di analisi sono condotte da enti militari che diffondono con difficoltà articoli e report.

In figura 1.20 sono riportati i dati che si riferiscono ad una serie di esperimenti compiuti dal *Bundeswehr Technical Center for Weapons and Ammunition (WTD 91)* a Meppen in Germania che riportano l'andamento dello yaw in funzione della distanza percorsa dal proiettile, misurata in numero di calibri. Si può osservare come il valore dell'angolo massimo varia tra i più o meno 2 gradi vicino alla canna e si riduce percorrendo la traiettoria, comportamento tipico dei proiettili dinamicamente stabili.

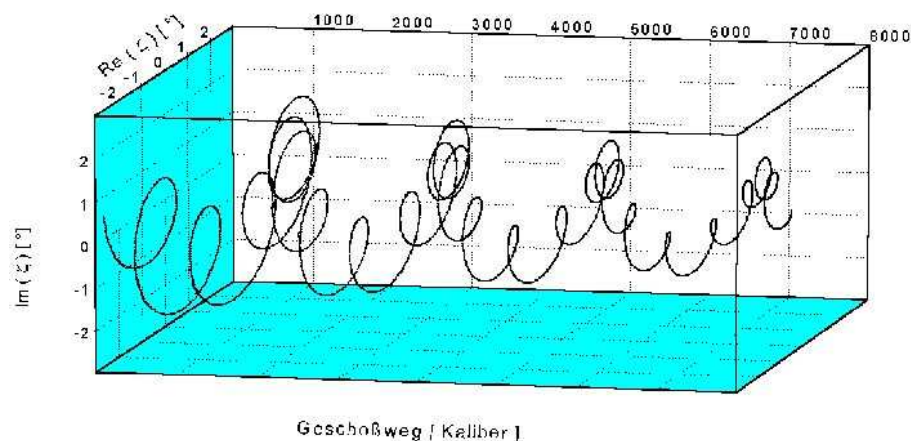


Figura 1.20: Andamento yaw (WTD 91)

Dati molto recenti sono forniti da P.J. Hazell [21]; l'articolo è relativo a simulazioni d'impatto su lastre di vetro con pallottola della nostra stessa tipologia. Prima delle simulazioni sono state definite le caratteristiche di yaw del proiettile sparando 15 pallottole e misurando questi parametri con una videocamera ad alta velocità ed un apparato sperimentale simile a quello in figura 1.9. I risultati ottenuti indicano un massimo valore medio di yaw pari a 1.8° con una deviazione standard di 0.7° .

La tabella 1.5 riporta invece i valori di vari coefficienti tra cui lo l'angolo di yaw ricavati da una sperimentazione eseguita nel 1967 al *Ballistic research laboratories (BRL) di Aberdeen Proving Ground, Maryland*, centro di ricerca della U. S. ARMY e riportati nel report di M.J. Piddington [22].

Sia i dati relativi alla precisione del proiettile che quelli dello yaw verranno utilizzati in seguito per identificare la variabilità dei parametri dell'impatto.

Mach	2.769	2.744	2.516	2.464	2.448	2.445	2.410	1.940	1.867
$\sqrt{\delta^2} [deg]$	3.2	4.0	5.6	5.2	0.6	0.6	7.1	3.5	2.3
Mach	1.695	1.615	1.402	1.378	1.330	1.295	1.001	.976	.954
$\sqrt{\delta^2} [deg]$	4.6	3.1	4.1	4.6	5.7	3.6	5.4	5.3	4.8
Mach	.946	.637	.635	.606	.594	.585	.565	.529	
$\sqrt{\delta^2} [deg]$	6.7	5.7	7.0	10.1	2.8	14.2	13.5	8.0	

Tabella 1.5: Dati relativi allo yaw del proiettile forniti dal BRL

Bibliografia

- [1] M. E. Backman, W. Goldsmith, *The mechanics of penetration of projectiles into targets*, International journal of engineering science (1978) 16,1.
- [2] J. A. Zukas, *High Velocity Impact Dynamics*, John Wiley and Sons (1990).
- [3] Werner Goldsmith, *Non-ideal projectile impact on targets*, Department of Mechanical Engineering, University of California, Berkeley, CA 94720, USA (1998).
- [4] J. A. Zukas , T. Nicholas, H.F. Swift, L. G. Greszczuk, and D. R. Curran, *Impact Dynamics*, Wiley, New York 1982
- [5] Goldsmith W, Tam E, Tomer D., *Yawing impact on thin plates by blunt projectiles*, Int J Impact Engng 1995; 16:479-98.
- [6] F. Ripamonti, *Valutazione del danno balistico e verifica damage tollerant di un componente elicotteristico*, Tesi di laurea Ingegneria Meccanica, Anno Accademico 2007-2008
- [7] L. Giudici, *Verifica sperimentale del requisito balistico di un componente di elicottero*, Tesi di laurea, Politecnico di Milano, A.A. 2007-2008.
- [8] Abbiati G., Aretini A., *Valutazione del danno balistico di un componente elicotteristico*, Tesi di laurea, Politecnico di Milano, Dipartimento di Meccanica, A.A. 2005-2006.
- [9] Stephan J. Bless, Sikhanda Satapathy, and Michael J. Normandia, *Transverse loads on a yawed projectile*, International Journal of Impact Engineering 23, 1999.
- [10] D. J. Gee, D. L. Littlefield, *Yaw impact of rod projectiles*, International Journal of Impact Engineering 26, 2001.

BIBLIOGRAFIA

- [11] Forrestal, Poormon, Warren, Piekutowski, *Perforation of aluminium plates with ogive-nose steel rods at normal and oblique impacts*, International Journal of Impact Engineering 18, 1996.
- [12] Warren, Poormon, *Penetration of 6061-T6511 aluminum targets by ogive-nosed VAR 4340 steel projectiles at oblique angles: experiments and simulations*, International Journal of Impact Engineering 25, 2001.
- [13] Roisman, Weber, Yarin, Holer, Rubin, *Oblique penetration of a rigid projectile into a thick elastic-plastic target theory and experiment*, International Journal of Impact Engineering 22, 1999
- [14] Roisman, Yarin, Rubin, *Oblique penetration of a rigid projectile into an elastic-plastic target*, International Journal of Impact Engineering 19, 1997.
- [15] T. Børvik, S. Dey, A.H. Clausen, *Perforation resistance of five different high-strength steel plates subjected to small arms projectiles*, International Journal of Impact Engineering 36, 2009.
- [16] N.Nsiampa, G. Dyckman, A. Chabotier, *Impact of 7.62 mm AP ammunition into aluminium 5083 plates*, 23^o international symposium of ballistics.
- [17] S. Chocron, C. E. Anderson, D. J. Grosch, C. H. Popelar, *Impact of the 7.62 mm APM2 projectile against the edge of metallic target*, International Journal of Impact Engineering 25(2001) 423-437
- [18] X.W. Chen, Y.B. He, g. Chen, M. Qu, *Studies on buckling and failure of projectiles under perforation*, 23^o international symposium of ballistics.
- [19] T. Børvik, M.J. Forrestal, O.S. Hopperstad, T.L. Warren, M. Langseth, *Perforation of AA5083-H116 aluminium plates with conical-nose steel projectiles-calculations*, International Journal of Impact Engineering, 2008
- [20] A. J. Piekutowski, M. J. Forrestal, K. L. Poormon, T. L. Warren, *Penetration of 6061-T6511 aluminum targets by ogive-nose steel projectiles with striking velocities between 0.5 and 3.0 km/s*, International Journal of Impact Engineering, 2001
- [21] P. J. Hazell, M. R. Edwards, H. Longstaff, J. Erskine, *Penetration of glass-faced transparent elastomeric resin by a lead-antimony-core bullet*, International Journal of Impact Engineering, 2008

- [22] M. J. Piddington, *Aerodynamic Characteristics of the 7.62 mm Nato Ammunition*, Memorandum report no.1833, Ballistic research laboratories, 1967
- [23] M. G. Cockroft, D. J. Latham, *Ductility and the workability of metals*, Journal of the Institute of Metals 1968, 96:33-9
- [24] X. Teng, T. Wierzbicki, *Evaluation of six fracture models in high velocity perforation*, 73° Engineering Fracture Mechanics, 2006.
- [25] Y. Bao, T. Wierzbicki, Y.W. Lee, Y. Bai *Calibration and evaluation of seven fracture models*, 47°irc International Journal of Mechanical Sciences, 2005.
- [26] S. Dey, T. Børvik, O.S. Hopperstad, M. Langseth, *On the influence of fracture criterion in projectile impact of steel plates*, 38° Computational Materials Science, 2006.
- [27] S. Dey, T. Børvik, O.S. Hopperstad, M. Langseth, *On the influence of constitutive relation in projectile impact of steel plates* , 34° International Journal of Impact Engineering, 2007.
- [28] S. Dey, T. Børvik, O.S. Hopperstad, M. Langseth, *Perforation of 12mm thick steel plates by 20mm diameter projectiles with flat, hemispherical and conical noses*, 27° International Journal of Impact Engineering, 2002.
- [29] T. L. Warrena, K. L. Poormon, *Penetration of 6061-T6511 aluminum targets by ogive-nosed VAR 4340 steel projectiles at oblique angles: experiments and simulations*, 25° International Journal of Impact Engineering, 2001.
- [30] M. Anghileri, L. M. L. Castelletti, A. Milanese, G. Moretti, *Sviluppo di una macchina per prove di trazione veloci*, la Metallurgia Italiana, febbraio 2009.
- [31] L. Peroni, M. Peroni, *Sviluppo di sistemi di prova per la caratterizzazione a trazione di lamiere ad elevata velocità di deformazione*, Associazione Italiana per l'Analisi delle Sollecitazioni (AIAS), XXXV Convegno Nazionale, Settembre 2006, Università Politecnica delle Marche.
- [32] T. Børvik, M. Langseth, O. S. Hopperstad, K. A. Malo, *Ballistic penetration of steel plates*, 22° International journal of impact engineering, 1999.

Capitolo 2

Caratteristiche dei Materiali

Aspetto fondamentale nella realizzazione di un modello numerico è la conoscenza delle caratteristiche dei materiali coinvolti nel fenomeno che nel caso in esame sono alluminio, piombo e ottone.

In questo capitolo, oltre a descrivere le proprietà chimiche, fisiche e meccaniche di questi materiali, si vuole presentare la tipologia di modellazione utilizzata nelle simulazioni numeriche. Molteplici sono i possibili modelli di legame costitutivo (lineare, potenza, elastico perfettamente plastico, elastico con incrudimento, Cowper-Symonds) e di legge di frattura (Johnson-Cook, Marciniak-Kuczynski, Bao-Wierzbicki) che possono essere implementati nei moderni software ad elementi finiti, nella scelta è però necessario tener conto delle informazioni a disposizione e dei vantaggi e degli svantaggi nell'utilizzo di un modello rispetto ad un altro. Misure sperimentali, ove possibili, aiutano nella scelta rispetto alla semplice ricerca in letteratura.

2.1 Al6061-T6

Grazie alle loro buone proprietà meccaniche, all'elevata resistenza alla corrosione e alla ridotta densità, circa 1/3 di quella degli acciai, le leghe di alluminio sono molto utilizzate in vari campi dell'ingegneria, in particolare dove la riduzione del peso è un fattore importante, come il settore delle costruzioni aerospaziali.

L'alluminio è uno degli elementi più diffusi sulla terra ed in natura si trova sempre combinato con altri elementi; pochi metalli si prestano a costituire un numero così elevato di leghe. Infatti per migliorare le caratteristiche meccaniche del metallo puro che è molto tenero e duttile, si aggiungono determinati quantitativi di elementi alliganti.

I metalli più utilizzati sono rame (Cu), silicio (Si), magnesio (Mg), zinco (Zn),

manganese (Mn) con i quali si vanno a costituire le leghe madri; accanto ad essi si possono impiegare elementi che migliorano alcuni aspetti prestazionali, conosciuti come correttivi.

L'albero di trasmissione che si vuole analizzare in questo lavoro è costruito in lega Al6061-T6. Si tratta di una lega della serie 6000 che ha come principali elementi alliganti silicio e magnesio, in generale sono leghe da trattamento termico che presentano buona formabilità, lavorabilità, truciolabilità e saldabilità.

La composizione chimica completa della lega Al6061 è riportata in tabella 2.1 [1].

Vengono inoltre riportate in tabella 2.2 le principali caratteristiche chimico-fisiche della lega Al6061.

Al %	Mg %	Si %	Fe %	Cu %	Mn %	Cr %	Zn %	Ti %
98	0.8-1.2	0.4-0.8	0.7	0.15-0.4	0.15	0.04-0.35	0.25	0.15

Tabella 2.1: Composizione chimica Al6061

Massa volumica ρ	2700 kg/m^3
Calore specifico C_p	0.89 $J/(kg \cdot ^\circ K)$
Velocità del suono C_0	5350 m/s
Modulo elastico E	70000 MPa
Modulo elastico trasversale G	26000 MPa
Coefficiente di poisson ν	0.33

Tabella 2.2: Caratteristiche chimiche e fisiche della lega Al6061

La sigla T6 aggiunta al nome Al6061 indica il trattamento termico a cui è stata sottoposta la lega, tale processo si compone di due fasi: tempra di soluzione (o solubilizzazione) e invecchiamento.

Nella prima fase il materiale viene portato a temperatura elevata, circa 530°C, per un tempo sufficientemente lungo in modo da ottenere una soluzione solida omogenea tra alluminio e tutti i componenti di lega; successivamente si esegue un raffreddamento a velocità elevata fino a temperatura ambiente, in modo da preservare la soluzione solida raggiunta a temperatura elevata. Questa è però una miscela sovrassatura e quindi in una condizione molto instabile che evolverà spontaneamente verso una condizione di maggior equilibrio.

Questo processo evolutivo che porta alla formazione di precipitati diffusi è detto invecchiamento e può essere naturale se avviene a temperatura ambiente (leghe T4) o artificiale se viene forzato innalzando la temperatura, nel caso

della lega 6061-T6 sono 160°C per 18 ore

Grazie al trattamento termico T6 è possibile avere un elevato aumento della resistenza con una piccola riduzione dell'allungamento a rottura.

2.2 Legame costitutivo per Al6061-T6

Per definire all'interno del modello la relazione tra sforzo e deformazione si è scelto di utilizzare per il comportamento plastico un legame costitutivo del tipo Johnson-Cook (JC).

Si tratta di una legge costitutiva semiempirica, molto utilizzata, che venne proposta nel 1983 da Johnson e Cook [2] al fine di includere in un'unica relazione sia gli effetti della velocità di deformazione, sia gli effetti di incrudimento, sia la dipendenza dalla temperatura; è indicata per la modellazione di materiali metallici, in processi che prevedono elevate velocità di deformazione.

La forma del legame è la seguente:

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

dove A è il limite elastico del materiale, B e n sono le costanti caratteristiche della parte plastica con incrudimento, C è una ulteriore costante che esprime la sensibilità alla velocità di deformazione rispetto al valore di riferimento $\dot{\varepsilon}_0$ e che Johnson e Cook suggeriscono di fissare al valore di 1 s^{-1} , ε_p e $\dot{\varepsilon}_p$ sono la deformazione e la velocità di deformazione plastica, T è la temperatura in scala assoluta, T_f è la temperatura di fusione del materiale, T_a è la temperatura ambiente, m è una costante del materiale.

Durante una prima fase di analisi è stata utilizzata una serie di valori rinvenuti in bibliografia, indicati anche nei precedenti lavori di Giudici [4] e Ripamonti [3], mentre la maggioranza delle analisi riportate nella presente tesi utilizzano i coefficienti calcolati da A.Gilioli in [5], lavoro di tesi sviluppato in parallelo con questo. Gilioli calibra la legge di incrudimento di Johnson-Cook eseguendo una serie di prove sperimentali su provini in lega 6061-T6 arrivando a definire la curva i cui valori sono riportati in tabella 2.3.

In figura 2.1 sono riportati gli andamenti delle curve sforzo-deformazione plastica ($\sigma - \varepsilon_{pl}$), si nota come, escludendo quella blu, tutte le curve hanno un andamento simile. Per quanto riguarda i modelli ad elementi finiti vengono utilizzati i coefficienti indicati da Gilioli in quanto sono stati determinati con apposite prove eseguite al Politecnico di Milano utilizzando lo stesso materiale degli alberi di trasmissione.

A [MPa]	B [MPa]	n	C	$\dot{\epsilon}_0$ [s ⁻¹]	m	Stato	Fonte
335	85	0.11	0.012	1	1	forgiato	[6]
289.6	108	0.42	0.011	1	1.34	laminato	[7]
280	673	0.53	0.010	1	n.d.	n.d	[8]
270	154.3	0.2215	0.011	1	n.d		Gilioli [5]

Tabella 2.3: Coefficienti della legge di Johnson-Cook

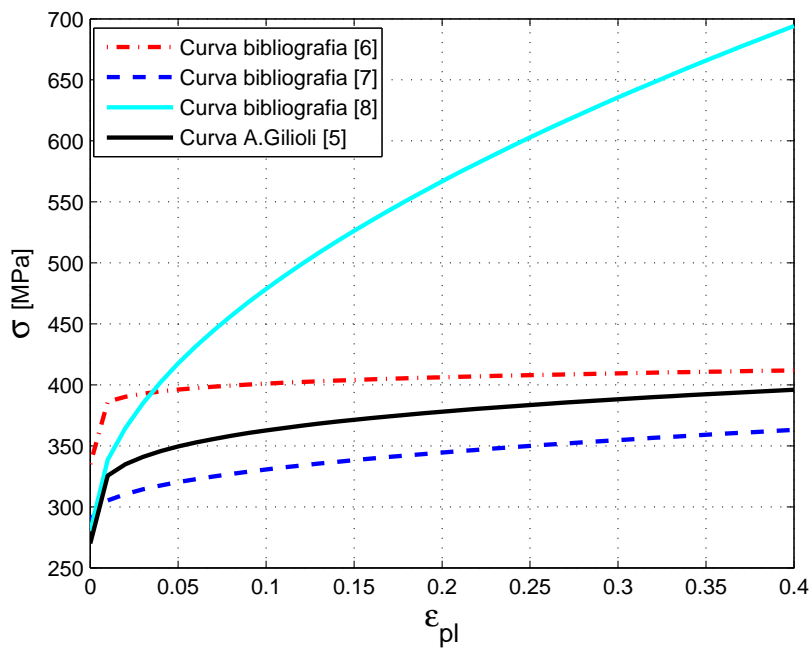


Figura 2.1: Confronto curve di incrudimento

2.3 Criteri di danneggiamento duttili

Lo studio di fenomeni caratterizzati dalla rottura del materiale, quali il danno balistico, i crashtest o le lavorazioni plastiche richiedono la definizione all'interno del modello numerico di un corretto criterio di danneggiamento, anche detto di frattura.

Il comportamento a rottura è estremamente complicato da descrivere essendo un fenomeno tipicamente non lineare; ad un buon criterio di frattura si richiede di essere in grado di prevedere correttamente il danneggiamento e il cedimento del materiale in esame ed eventualmente anche di descrivere la riduzione delle sue caratteristiche meccaniche all'aumentare del danneggia-

mento.

Abaqus offre una grande varietà di modelli per descrivere il progressivo danneggiamento e la rottura di metalli duttili, consentendo anche la combinazione di più meccanismi contemporaneamente. Nel caso più generale si richiede oltre che la definizione del comportamento elasto-plastico del materiale integro, anche una legge di inizializzazione del danno (DAMAGE INITIATION) e una di evoluzione (DAMAGE EVOLUTION).

All'interno della famiglia delle possibili leggi di inizializzazione utilizzabili si farà uso dei criteri duttili, così definiti da Hooputra in [10]. Il criterio duttile è un modello fenomenologico per predire la creazione, la crescita e la coalescenza dei vuoti e si basa sul calcolo di una variabile scalare danno D che cresce con la deformazione plastica, nel momento in cui la variabile D raggiunge il valore unitario l'elemento risulta fallito.

$$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}_{pl}} \frac{d\bar{\varepsilon}_{pl}}{\bar{\varepsilon}_f \left(\frac{\sigma_h}{\bar{\sigma}}, \dot{\bar{\varepsilon}}_{pl}, T \right)} \quad (2.2)$$

Dove D dipende dalla deformazione plastica $\bar{\varepsilon}_{pl}$ e dalla deformazione a rottura $\bar{\varepsilon}_f$ che a sua volta è una funzione della velocità di deformazione plastica $\dot{\bar{\varepsilon}}_{pl}$, della temperatura T e della triassialità $\sigma_h/\bar{\sigma}$, con σ_h pari allo sforzo idrostatico e $\bar{\sigma}$ allo sforzo equivalente di von Mises.

In letteratura è possibile trovare vari criteri duttili che differiscono tra loro per la definizione della curva che definisce la deformazione plastica a rottura, detta fracture locus. Ogni criterio è inoltre molto specializzato per un determinato fenomeno e risulta poco adatto a rappresentarne di diversi.

La legge d'evoluzione del danno descrive la velocità di degradazione della rigidità del materiale una volta che il criterio di inizializzazione è stato raggiunto.

La figura 2.2 rappresenta qualitativamente l'andamento della curva sforzo-deformazione compresa la fase di danneggiamento, dove σ_{y0} e $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$ sono il limite di elasticità e la deformazione plastica equivalente al momento della comparsa del danno, mentre $\bar{\varepsilon}_f^{pl}$ è la tensione equivalente plastica alla rottura che corrisponde allo sforzo quando la variabile globale danno raggiunge il valore unitario, $D=1$.

La legge d'evoluzione è definita in termini di spostamento plastico equivalente o in termini di dissipazione dell'energia di frattura secondo una legge impostata dall'utente. Non avendo a disposizione informazioni che permettano di definire un valore particolare per questo parametro si è scelto di fissare lo spostamento plastico equivalente a rottura pari a 0.

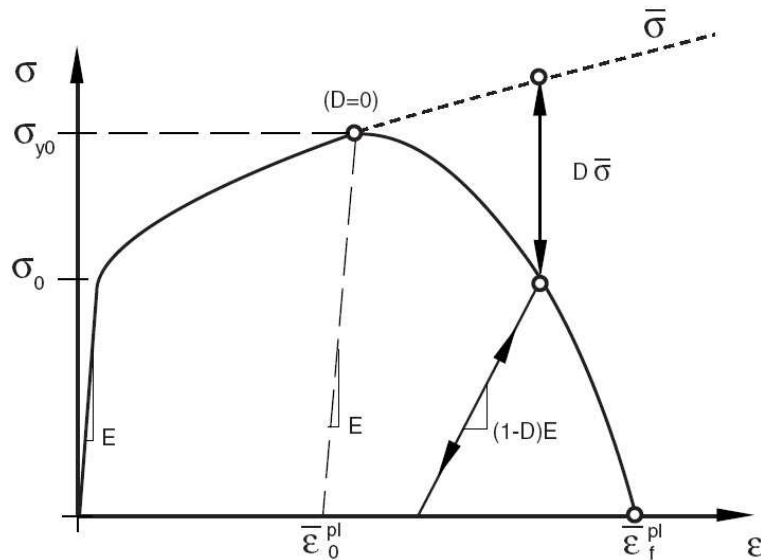


Figura 2.2: Curva sforzo-deformazione con progressiva degradazione

2.3.1 Fracture locus tipo Johnson - Cook

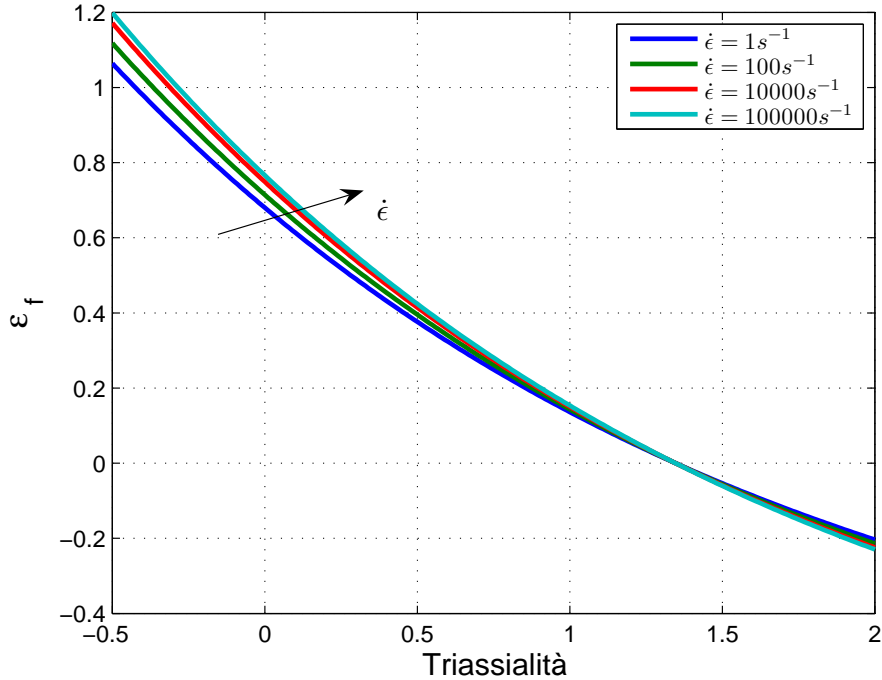
Un modello molto utilizzato nell'ambito delle prove di impatto è quello sviluppato da Johnson e Cook [9]. Essi ritengono che la deformazione a rottura possa essere vista come una funzione dipendente, in modo disaccoppiato, da triassialità, velocità di deformazione e temperatura. La forma della fracture locus da loro proposta è la seguente:

$$\varepsilon_f = \left[D_1 + D_1 \exp \left(D_3 \frac{\sigma_h}{\bar{\sigma}} \right) \right] \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^{pl}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 + D_5 \frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right] \quad (2.3)$$

Dove D_1, \dots, D_5 sono costanti da ricavare sperimentalmente.

Si può osservare come la prima parentesi identifichi il comportamento quasi statico e a temperatura ambiente del materiale, mentre gli altri due termini sono sostanzialmente dei fattori correttivi che servono per tener conto dell'eventuale effetto della velocità di deformazione e della temperatura. Qualora si ritenga trascurabile uno o entrambi questi fattori, è sufficiente imporre il valore delle costanti D_4 e D_5 pari a zero. Come mostra la figura 2.3, la curva di Johnson-Cook è continua e decresce all'aumentare della triassialità. È importante dire che la curva di Johnson-Cook non descrive correttamente la frattura per qualsiasi triassialità, ma data la semplicità di calibrazione, è ancora largamente utilizzata per molte applicazioni.

La calibrazione di questa fracture locus è generalmente fatta soltanto con prove di trazione utilizzando provini cilindrici o intagliati, questo comporta


Figura 2.3: Fracture Locus secondo Johnson-Cook

D_1	D_2	D_3	D_4	D_5	T_m	T_0	$\dot{\epsilon}_0$
-0.77	1.45	-0.47	0.011	1.6	$925^\circ K$	$294^\circ K$	$1s^{-1}$

Tabella 2.4: Coefficienti di Johnson-Cook trovati in bibliografia

che i dati sperimentali necessari per l'interpolazione della curva, siano riferiti solo a valori di triassialità maggiori di $1/3$ e non si hanno informazioni riguardo a valori inferiori.

Il fatto di non avere dati per triassialità negative fa sì che vengano ignorati tutta una serie di fenomeni importanti come nel caso di triassialità pari a $-1/3$, ovvero per compressione pura, per cui il modello di Johnson-Cook indica una ϵ_f finita al posto di un valore corretto infinito, come evidenziato sperimentalmente.

Un'ulteriore limitazione è data dal fatto che per triassialità particolarmente elevate, la curva può tagliare l'asse delle ascisse, cioè può indicare delle deformazioni a rottura negative. Ovviamente tale condizione è fisicamente errata e può creare problemi nella valutazione numerica del danno.

2.3.2 Fracture locus tipo Bao - Wierzbicki

In tutte le situazioni di carico complesse, di cui l'impatto è uno degli esempi più importanti, è comune che si abbia a che fare con uno stato di sforzo in cui la triassialità è variabile in un range molto ampio e di difficile previsione. Si vuole quindi utilizzare una fracture locus la cui applicabilità sia la più ampia possibile.

Come detto precedentemente la curva elaborata da Johnson e Cook differisce anche notevolmente dal comportamento reale per alcuni campi di triassialità, in particolar modo per triassialità negative, nulle e molto alte. La ricerca di una curva più corretta è molto complessa poichè sono richieste numerose e differenti prove sperimentali; ne sono infatti necessarie a torsione pura e multi-assiale, nelle quali si combinano carichi di torsione-trazione e torsione-compressione, oltre che di compressione pura. Inoltre qualora non si disponga di macchine multi-assiali è necessario progettare appositi provini con forme complesse.

In [11] e [12] Bao e Wierzbicki sviluppano, per la lega di alluminio Al2024-T351, una fracture locus che copre tutto il campo di triassialità possibile. Come mostrato in figura 2.4, è possibile individuare sulla curva tre parti distinte corrispondenti ai diversi meccanismi di cedimento che possono svilupparsi.

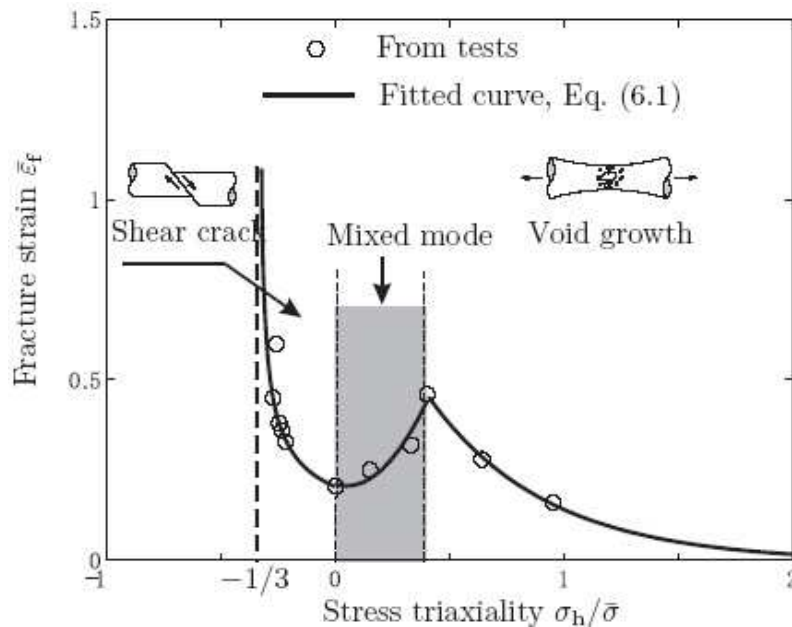


Figura 2.4: Fracture locus sviluppata da Bao e Wierzbicki

Per triassialità elevate, superiori a 0.4, il meccanismo di cedimento prevalente è dovuto alla nascita, crescita e coalescenza di vuoti. Per le triassialità negative, cioè tra $-1/3$ e 0, si hanno tendenzialmente sollecitazioni di compressione, in questa zona il meccanismo di cedimento non è ancora del tutto compreso e viene definito dagli autori in [11] come “shear decohesion”. Infine nel campo di triassialità tra 0 e 0.4, area caratterizzata da carichi misti di compressione e taglio, anche il meccanismo di cedimento è un misto tra la crescita di vuoti e il cedimento a taglio.

E’ interessante notare come la curva trovata da Bao e Wierzbicki, oltre ad andare ad infinito per triassialità pari a $-1/3$, abbia un minimo in corrispondenza di triassialità nulla (torsione pura). Tale fatto non è un fenomeno limitato alla sola lega Al2024-T351, ma bensì più generale. Ad esempio in [13] McClintock evidenzia tale fenomeno su quattro dei cinque metalli da lui studiati; anche Johnson e Cook in [2] evidenziano la presenza di un minimo della deformazione a rottura per triassialità nulla in un acciaio 4340, fatto che poi trascureranno totalmente nella calibrazione del modello di rottura che porta il loro nome.

Sulla base degli studi svolti da Bao e Wierzbicki, Gilioli, nel suo lavoro di tesi, ha realizzato una serie di prove sperimentali al fine di individuare il legame tra triassialità e deformazione a rottura per la lega Al6061-T6, oltre ad aver ridefinito i parametri della legge di incrudimento del tipo Johnson-Cook.

Gilioli realizza, presso i laboratori del Politecnico di Milano, diverse tipologie di prove caratterizzate da differenti condizioni di carico e forme dei provini:

- Prova di trazione su provino cilindrico
- Prova di trazione su provino intagliato (raggio intaglio 12 mm)
- Prova di trazione su provino intagliato (raggio intaglio 5 mm)
- Prova di torsione pura
- Prova carico misto torsione - trazione
- Prova carico misto torsione - compressione
- Prova di compressione

Inoltre, al fine di calibrare al meglio la legge di frattura per il modello dell’impatto, ad ogni prova sperimentale è stata associata una corrispettiva simulazione numerica che riproducesse adeguatamente il comportamento reale del materiale.

Dall’unione di tutti i risultati sperimentali e numerici, Gilioli ha ricostruito una curva fracture locus specifica per l’alluminio Al6061-T6.



Figura 2.5: Provino round notched $R = 5$ mm dopo la prova di trazione



Figura 2.6: Provino dopo una prova multiassiale torsione-compressione

Tale curva è definita a tratti utilizzando distinte espressioni analitiche, riassunte in tabella 2.5, secondo quanto fatto anche da Bao e Wierzbicki. Infine in figura 2.7 è riportato l'andamento della fracture locus trovata confrontata con la curva fornita da Johnson-Cook. Come ci si aspettava le due differiscono significativamente per triassialità elevate, nulla e negativa, queste differenze avranno una importanza notevole anche a livello di risultati del modello numerico, come verrà mostrato nei capitoli successivi.

Triassialità ($\eta = \sigma_h/\bar{\sigma}$)	Equazione	Coefficienti
$\eta < 0$	$\varepsilon_f = \frac{A}{\eta+1/3} - 3A + \varepsilon_{f_{tp}}$	$A = 0.428 \quad \varepsilon_{f_{tp}} = 0.474$
$0 < \eta < 0.0223$	$\varepsilon_f = m \cdot \eta + q$	$m = 20.85 \quad q = 0.474$
$0.0223 < \eta < 0.0626$	$\varepsilon_f = m \cdot \eta + q$	$m = -5.43 \quad q = 1.06$
$0.0626 < \eta < 0.37$	$\varepsilon_f = m \cdot \eta + q$	$m = -0.848 \quad q = 0.774$
$\eta > 0.37$	$\varepsilon_f = A/\eta$	$A = 0.17$

Tabella 2.5: Equazioni e coefficienti della curva Fracture locus

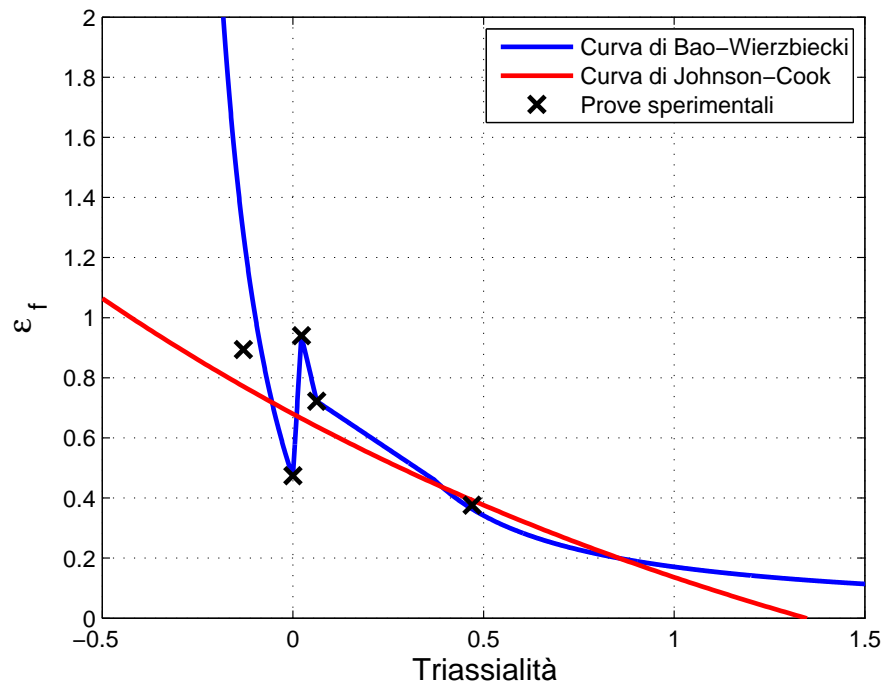


Figura 2.7: Confronto tra la curve di Bao-Wierzbicki e di Johnson-Cook

2.3.3 Influenza della velocità di deformazione e della temperatura sulla fracture locus

Come visto nel paragrafo precedente l'influenza della triassilità sulla deformazione a rottura è molto importante e non è trascurabile, è però necessario tenere presente che anche la velocità di deformazione e la temperatura possono influire sulla rottura.

Velocità di deformazione

Durante un impatto balistico le velocità di deformazione che si raggiungono sono intorno ai 10^5 s^{-1} , purtroppo però allo stato attuale della tecnica la massima velocità raggiungibile sperimentalmente è intorno ai 2000 s^{-1} e valori più alti, se raggiunti, non garantiscono una ragionevole affidabilità dei dati raccolti.

E' però possibile riportare alcune evidenze sperimentali trovate in letteratura. Innanzitutto l'effetto della velocità di deformazione può essere quantificato utilizzando il rapporto tra la deformazione a rottura sperimentale dinamica e quella quasi-statica. Johnson e Cook [9] propongono per questo rapporto una funzione logaritmo dipendente dalla velocità di deformazione e da una costante sperimentale D_4 :

$$R_{vel \text{ deformazione}} = \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_{pl}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] \quad (2.4)$$

In tabella 2.6 sono riportati i valori di tutte le costanti necessarie per descrivere completamente la curva di danneggiamento tipo Johnson-Cook ricavati da Johnson e Holmquist [14] per più di dieci metalli comunemente usati.

Essi hanno concluso che in generale la deformazione di rottura aumenta leggermente con la velocità di deformazione, anche se si devono sottolineare alcune limitazioni nella determinazioni di tali costanti, infatti i dati forniti sono da riferirsi a prove con velocità di deformazione di 1 s^{-1} e 500 s^{-1} . Si tratta di solo due punti sperimentali e con valori di velocità molto più bassi rispetto a quelli tipici in un fenomeno d'impatto; solo gli ultimi due materiali invece sono stati ottenuti da Borvik [15] e Clausen [16] con prove fino a 10^3 s^{-1} .

La figura 2.8 mostra la variazione del rapporto $R_{vel \text{ deformazione}}$ in funzione della velocità di deformazione per alcuni metalli, calcolato secondo la relazione 2.4. Si osserva come per la lega Al2024-T351 la variazione sia inferiore al 20% per velocità di deformazione fino ai 10^4 s^{-1} .

Riesaminando inoltre la figura 2.3 ottenuta con i dati bibliografici reperiti in [7] si evidenzia una variazione massima, a pari triassialità, della deformazione

Materiale	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
OFHC Copper	0.54	4.89	-0.30	0.014	1.12
Nickel 200	0.0	4.04	-1.84	0.0	0.0
Armco Iron	-2.2	5.43	-0.47	0.016	0.63
Carpenter Electric Iron	0.0	3.69	-1.40	0.016	0.63
1006 Steel	0.0	2.07	-1.22	0.016	0.63
2024-T351 Aluminum	0.13	0.13	-1.5	0.011	0.0
7039 Aluminum	0.14	0.14	-1.5	0.018	0.0
4340 Steel	-0.8	2.1	-0.5	0.002	0.61
S-7 Tool Steel	0.0	0.56	-1.5	0.0	0.0
Tungsten	0.0	0.33	-1.5	0.042	0.0
Depleted Uranium	0.0	0.10	-1.5	0.042	0.0
Weldox 460 E Steel [15]	0.0705	1.732	-0.54	-0.015	0.0
AA5083-H116 Aluminum [16]	0.0261	0.263	-0.349	0.147	16.8

Tabella 2.6: Costanti legame JC per diversi materiali.

a rottura di circa il 12%, passando da velocità di deformazione di 1 s^{-1} a 10^5 s^{-1} .

In conclusione si può affermare che l'effetto della velocità di deformazione sulla ε_f è minimo e quindi trascurabile e sicuramente di secondaria importanza rispetto alla dipendenza dalla triassialità.

Per quanto riguarda le simulazioni di impatto utilizzando il modello di J-C si terrà conto anche della costante D_4 , dato che è disponibile, mentre nell'utilizzo della curva di frattura di Gilioli non si considererà tale effetto.

Si ricorda infine il fatto che l'influenza della velocità di deformazione rimane comunque presente nella curva di incrudimento, figura 2.9, per cui il materiale avrà un comportamento differente se caricato staticamente o dinamicamente.

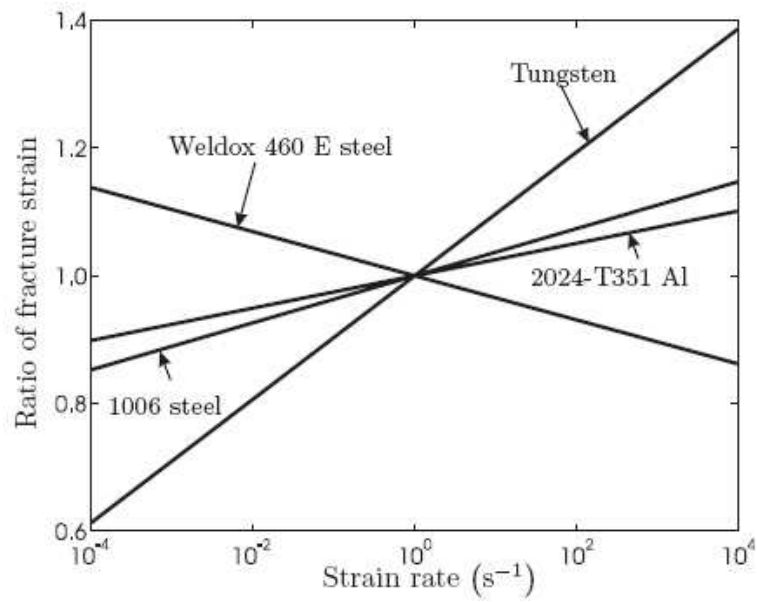


Figura 2.8: Coefficiente di deformazione a rottura vs. velocità di deformazione

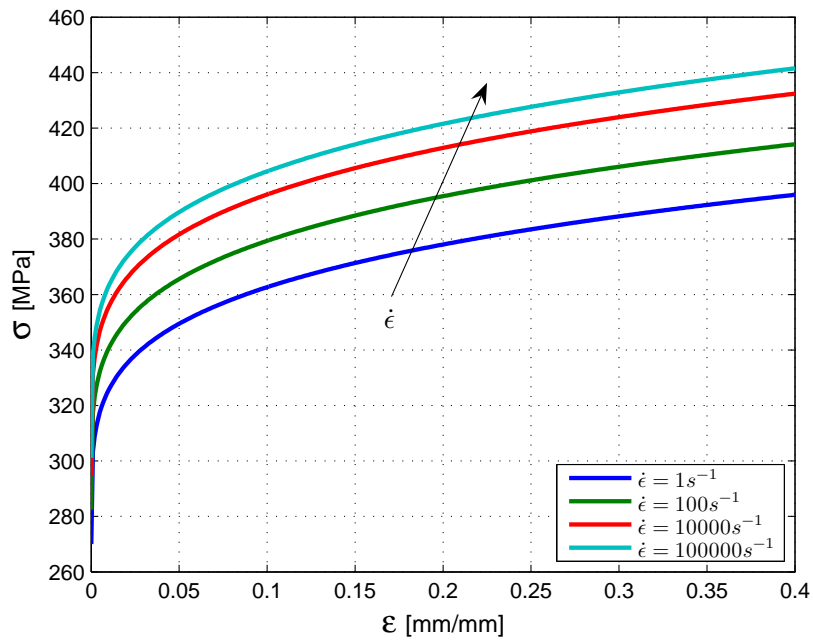


Figura 2.9: Confronto curve di incrudimento al variare della velocità di deformazione

Temperatura

In maniera analoga alla velocità di deformazione, l'effetto dell'aumento di temperatura può essere quantificato con un rapporto tra la deformazione a rottura a temperatura elevata e quella a temperatura ambiente.

Johnson e Cook [2] suggeriscono un andamento lineare di tale rapporto in funzione della temperatura, ritenendo l'effetto della velocità di deformazione e della temperatura indipendenti:

$$R_{temperatura} = 1 + D_5 \cdot \frac{T - T_0}{T_m - T_0} \quad (2.5)$$

dove T è la temperatura corrente, T_0 quella ambiente, T_m quella di fusione e D_5 una costante sperimentale. In tabella 2.6 sono riportati anche i valori di alcune costanti D_5 ricavati da Johnson e Holmquist [14], ma purtroppo non sono stati trovati dati specifici per quanto riguarda la lega Al6061-T6.

Assumendo però condizioni adiabatiche, un aumento di temperatura ΔT locale nel corso di un processo di impatto può essere rapidamente stimato utilizzando un bilancio energetico del tipo :

$$\Delta T = \int \frac{\chi}{\rho c_v} \sigma : d\varepsilon_{pl} \quad (2.6)$$

dove σ e ε_{pl} sono i tensori di sforzo e deformazione plastica, ρ è la densità del materiale, c_v è il calore specifico e χ è la frazione di lavoro plastico convertita in calore.

Studi fatti da Børvik [15] su un acciaio Weldox 460E hanno evidenziato come fino ad un incremento di circa $300^\circ C$, l'effetto della temperatura sia trascurabile (figura 2.10). Nel lavoro di Lee [17], viene mostrato come per la lega Al7075 (ma in generale per le leghe di alluminio), la curva caratteristica del materiale non subisca variazioni significative fino a temperature di circa $200^\circ C$. Per la lega in esame invece osserviamo che con i dati bibliografici una fracture locus del tipo J-C cambia sensibilmente solo per temperature oltre i $200^\circ C$ (figura 2.11). Nei lavori di Colombo[18], Zuckas [19] e Meyer [20] si stima che, in condizioni analoghe a quelle del caso in esame, gli incrementi di temperatura siano inferiori a $200^\circ C$, pertanto si conclude che è lecito trascurare anche l'effetto termico oltre che quello relativo alla velocità di deformazione nell'analisi del problema.

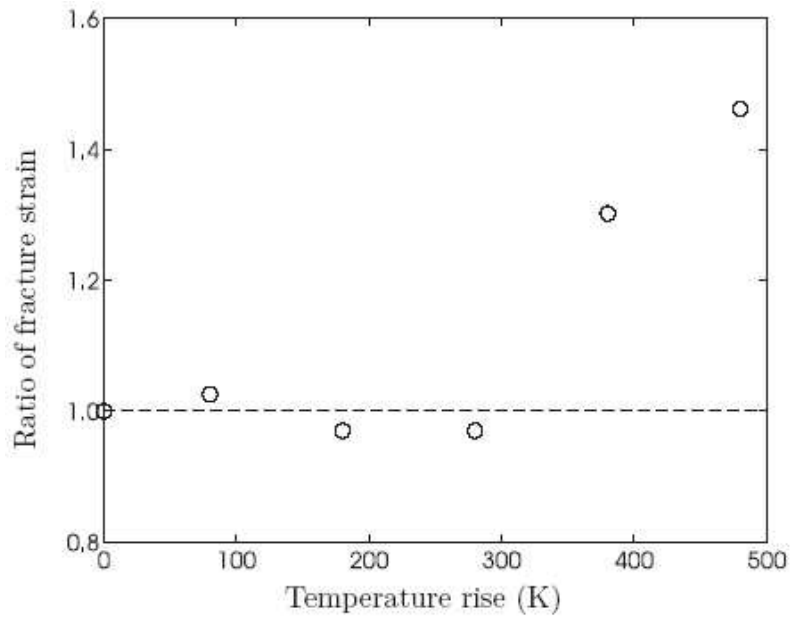


Figura 2.10: Coefficiente di deformazione a rottura vs temperatura Børwick [15]

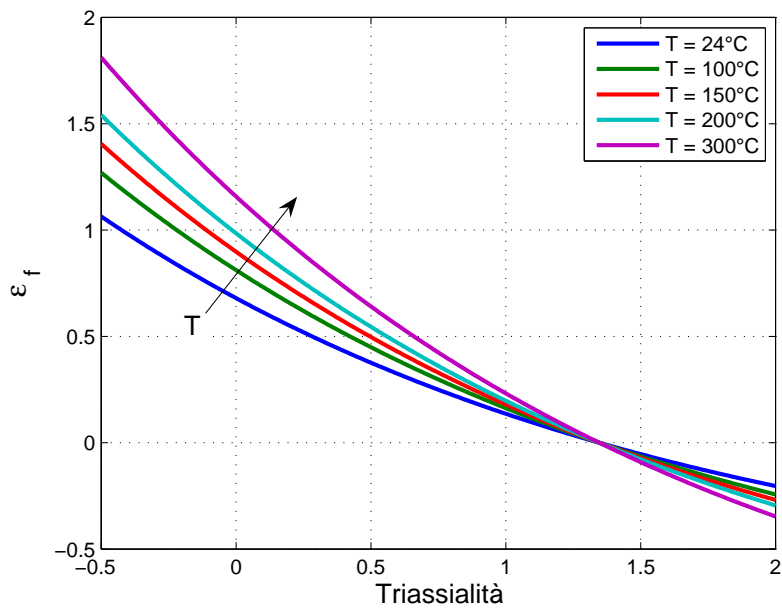


Figura 2.11: Andamento della Fracture locus di J-C per diverse temperature

2.4 Proiettile

Al fine di effettuare le analisi d'impatto utilizzando un modello deformabile e non rigido per il proiettile, è necessario conoscere più proprietà meccaniche possibili riguardo ai materiali che costituiscono la pallottola.

Purtroppo non è stato possibile avere nessun dato dal produttore e anche in bibliografia le informazioni sono molto imprecise e con ampia variabilità.

Esistono inoltre molti problemi nel realizzare prove sul proiettile date le sue ridotte dimensioni; non è nemmeno possibile avere campioni dei singoli materiali per effettuare le classiche prove meccaniche per l'identificazione delle principali proprietà. In aggiunta è necessario tenere presente che il processo produttivo della pallottola può influire anche notevolmente sulle proprietà meccaniche finali, dato che si tratta di una lavorazione plastica a freddo, e quindi sarebbe consigliabile lavorare sulla pallottola e non sui singoli materiali grezzi usati nella produzione.

Date tutte queste difficoltà si è scelto di procedere tagliando il proiettile a metà ed effettuando prima una analisi di microscopia elettronica a scansione (SEM, Scanning Electron Microscopy), per individuare con precisione la composizione chimica dei due materiali, eseguendopoi delle semplici prove di durezza; tutte le prove sono state realizzate presso i laboratori CLASD del Politecnico di Milano.

E' poi possibile reperite in bibliografia [22], [21] dati sottoforma tabulare che forniscono per ottoni e leghe di piombo di composizione differente le caratteristiche meccaniche principali, quali lo sforzo di snervamento e di rottura, la deformazione a rottura e la durezza.

Con questi dati è sufficiente scegliere la tabella relativa alla lega trovata con l'analisi al SEM, entrare con la durezza misurata e quindi trovare con buona approssimazione le caratteristiche meccaniche dei materiali della pallottola.

Un tale tipo di approccio, utilizzato in modo simile anche da Hazell[23] e Børvik[24], non permette di avere la stessa sicurezza e precisione sui dati che si avrebbe con le classiche metodologie ma, considerato il materiale a disposizione e il livello di modellazione che si vuole utilizzare, si ritengono i risultati ottenuti più che soddisfacenti; si sottolinea inoltre la buona corrispondenza dei valori trovati con quelli utilizzati da Hazell riportati nel paragrafo 1.5.1.

In tabella 2.7 si riportano le misure fatte al SEM e alla macchina di prova di durezza. L'immagine 2.12 mostra il proiettile tagliato e inglobato nella resina al fine di realizzare il provino per la prova di durezza. Infine la tabella 2.8 mostra i valori delle proprietà meccaniche ricavate e utilizzate nel modello ad elementi finiti.

	Lega	Composizione	Durezza
Core (Piombo)	L53300/L53399	87% Pb, 10% Sb, 3% Cu	HB 10(± 2)
Jacket (Ottone)	CuZn10	93% Cu, 7% Zn	HB 139(± 5)

Tabella 2.7: Misure sperimentali effettuate



Figura 2.12: Provino per prove di durezza

	Modulo di Young E	Sforzo di snerv. σ_{sn}	Sforzo di rottura σ_r	Deformaz. a rottura ε_f	Fonte
Core	16 GPa	32 MPa	32 MPa	31%	ASM Handbook [22]
Jacket	115 GPa	385 MPa	455 MPa	5%	Manuale degli ottoni [21]

Tabella 2.8: Caratteristiche meccaniche del proiettile

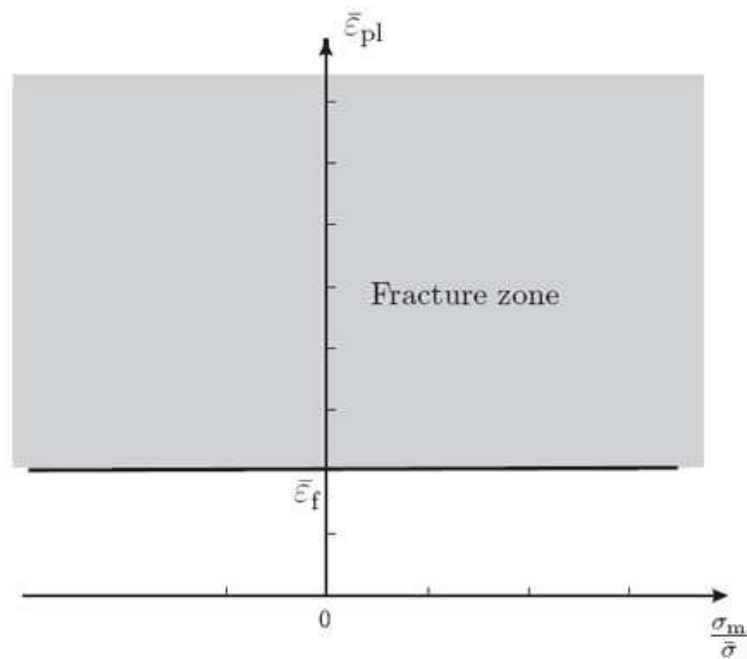


Figura 2.13: Criterio di frattura a deformazione costante, indipendente dalla triassialità

2.4.1 Leggi costitutive e di frattura

Considerate le poche informazioni a disposizione e quanto fatto da Hazell [23], Nsiampa [25], Chocron [26], visto nel paragrafo 1.5.1, si sceglie di utilizzare dei legami costitutivi e delle leggi di frattura semplici.

Per entrambi i materiali si utilizza una legge elasto-plastica definita in due tratti, figure 2.14 e 2.15, mentre come criterio di rottura si è scelto ancora un criterio duttile definendo una fracture locus con deformazione a rottura costante, figura 2.13.

Il vantaggio di questo criterio di frattura è la sua elevata semplicità che consiste nell'assumere la deformazione a rottura indipendente dalla triassialità, e quindi utilizzare come fracture locus una retta orizzontale. Il valore di deformazione $\bar{\epsilon}_f$, che in genere è ottenuto con semplici prove di trazione su provini cilindrici lisci, in questo caso sarà fissato al valore ricavato tramite le prove di durezza.

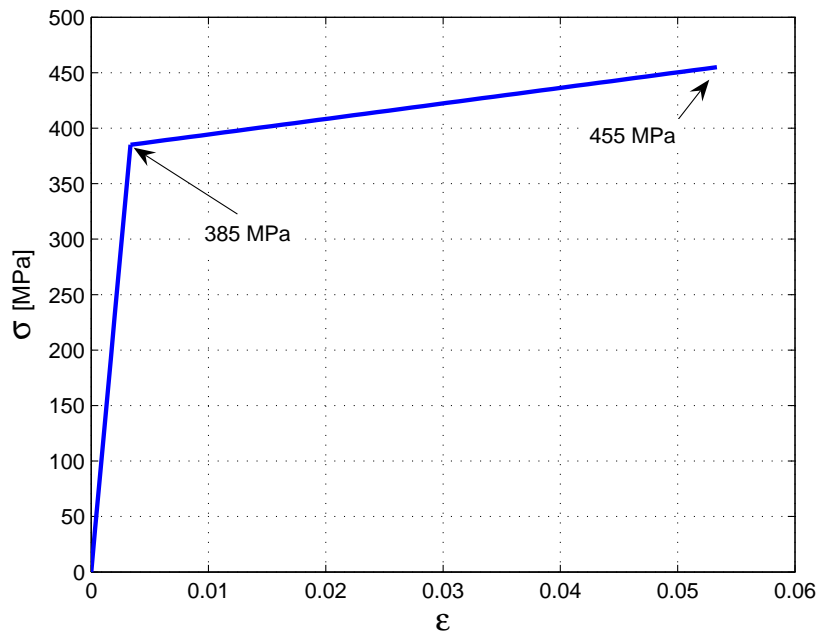


Figura 2.14: Legame costitutivo dell'ottone

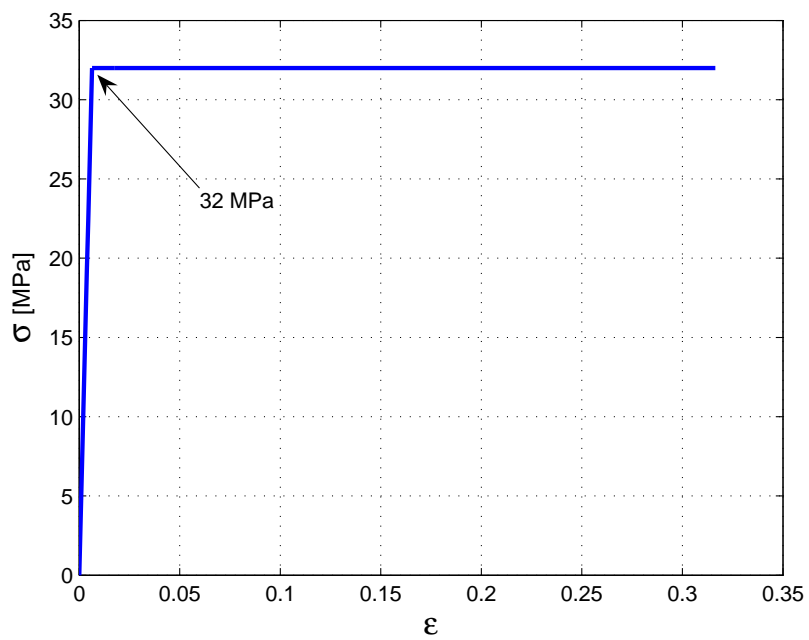


Figura 2.15: Legame costitutivo del piombo

Bibliografia

- [1] www.matweb.com
- [2] G. R. Johnson, W. H. Cook, *Fracture Characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures*, Eng. Frac. Mech., Vol. 21, 1, 1985, pag. 31-48
- [3] F. Ripamonti, *Valutazione del danno balistico e verifica damage tollerant di un componente elicotteristico*, Tesi di laurea Ingegneria Meccanica, Anno Accademico 2007-2008
- [4] L. Giudici, *Verifica sperimentale del requisito balistico di un componente di elicottero*, Tesi di laurea, Politecnico di Milano, A.A. 2007-2008.
- [5] A. Gilioli, *Simulazione numerica della frattura duttile su un componente meccanico soggetto a impatto balistico*, Tesi di laurea, Politecnico di Milano, A.A. 2008/2009
- [6] W. Dabboussi, J. A. Nemes, *Modeling of ductile fracture using the dynamic punch test*, Int. J. Of Mechanical Sciences.
- [7] D. R. Lesuer, G.J. Kay, M. LeBlanc, *Modeling large-strain, high rate deformation in metals*, UCRL-JC-134118, Lawrence Livermore National Laboratory, 2001
- [8] Jonas A. Zukas , T. Nicholas, H.F. Swift, L. G. Greszczuk, and D. R. Curran, *Impact Dynamics*, Wiley, New York 1982
- [9] G. R. Johnson and W. H. Cook, *Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures* , Engineering Fracture Mechanics, 21(1):31-48, 1985.
- [10] H. Hooputra, H. Gese, H. Dell, H. Werner, *A Comprehensive Failure Model for Crashworthiness Simulation of Aluminium Extrusions*, International Journal of Crashworthiness, vol.9, no.5, pp.449-464, 2004.

BIBLIOGRAFIA

- [11] Y. Bao, T. Wierzbicki, *On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space*, International Journal of Mechanical Sciences, 46(1):81-98, 2004.
- [12] Y. Bao, T. Wierzbicki, *Bridgman revisited: On the history effects on ductile fracture*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2004.
- [13] F. A. McClintock, *Plasticity aspects of fracture. In H. Liebowitz, editor, Fracture: An Advanced Treatise, volume III*, Academic Press, New York, 1971.
- [14] G. R. Johnson, 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*, Technical Report LA-11463-MS, Los Alamos National Laboratory, 1989.
- [15] T. Børvik, O. S. Hopperstad, T. Berstad, M. Langseth, *A computational model of viscoplasticity and ductile damage for impact and penetration*, Materials Science and Engineering, 364:260-272, 2004.
- [16] H. Clausen, T. Børvik, O. S. Hopperstad, A. Benallal, *Flow and fracture characteristics of aluminum alloy AA5083-H116 as function of strain rate, temperature and triaxiality*, European Journal of Mechanics: A/Solids, 20:685-712, 2001.
- [17] W. Lee, W. Sue, C. Lin, C. Wu, *The strain rate and temperature dependence of the dynamic impact properties of 7075 aluminum alloy*, Journal of Material Processing Technology 100 (2000) 116-122.
- [18] D. Colombo, *Progettazione di componenti di elicottero in presenza di cricche e difetti*, Tesi di dottorato, Politecnico di Milano, 2005.
- [19] J. A. Zuckas, *High Velocity Impact Dynamics*, John Wiley and Sons, 1990.
- [20] M.A. Meyers, *Dynamic behaviour of materials*, John Wiley and Sons, New York 1994.
- [21] V. Loconsolo, L. Nobili, *Manuale degli ottoni*, Consedit, 1995
- [22] *ASM Handbook Online*, American Society for Metals
- [23] P. J. Hazell, M. R. Edwards, H. Longstaff, J. Erskine, *Penetration of glass-faced transparent elastomeric resin by a lead-antimony-core bullet*, International Journal of Impact Engineering, 2008

- [24] T. Børvik, S. Dey, A.H. Clausen, *Perforation resistance of five different high-strength steel plates subjected to small arms projectiles*, International Journal of Impact Engineering 36, 2009.
- [25] N.Nsiampa, G. Dyckman, A. Chabotier, *Impact of 7.62 mm AP ammunition into aluminium 5083 plates*, 23^o international symposium of ballistics.
- [26] S. Chocron, C. E. Anderson, D. J. Grosch, C. H. Popelar, *Impact of the 7.62 mm APM2 projectile against the edge of metallic target*, International Journal of Impact Engineering 25(2001) 423-437

Capitolo 3

Prove d'impatto balistico

In questo capitolo verranno brevemente discusse le modalità di svolgimento ed i risultati ottenuti dalla campagna di prove balistiche svolte precedentemente a questo lavoro di tesi.

Queste sono state effettuate in un poligono di una nota industria del settore armamenti italiana. Successivamente è stata effettuata una misura dei principali parametri di danneggiamento dei provini.

3.1 Caratteristiche dei provini

Con l'ausilio di metro e calibro si sono rispettivamente ottenute la lunghezza ed il diametro esterno di tutti e otto gli alberi in Al6061-T6, utilizzati come provini.

A causa delle flange necessarie per agganciare il provino alla macchina di prova, che non consentivano l'utilizzo di calibri o potenziometri per la misura dello spessore, si è utilizzata una coordinate measuring machine (CMM) Zeiss Prism 5 Vast HTG MPS (Figura 3.1), sfruttando il foro generato in seguito alla prova d'impatto .

In tabella 3.1 vengono riportate le principali dimensioni relative ai provini.

Diametro esterno [mm]	Diametro interno [mm]	Lunghezza
95.25	90.25	900

Tabella 3.1: Dimensione provini

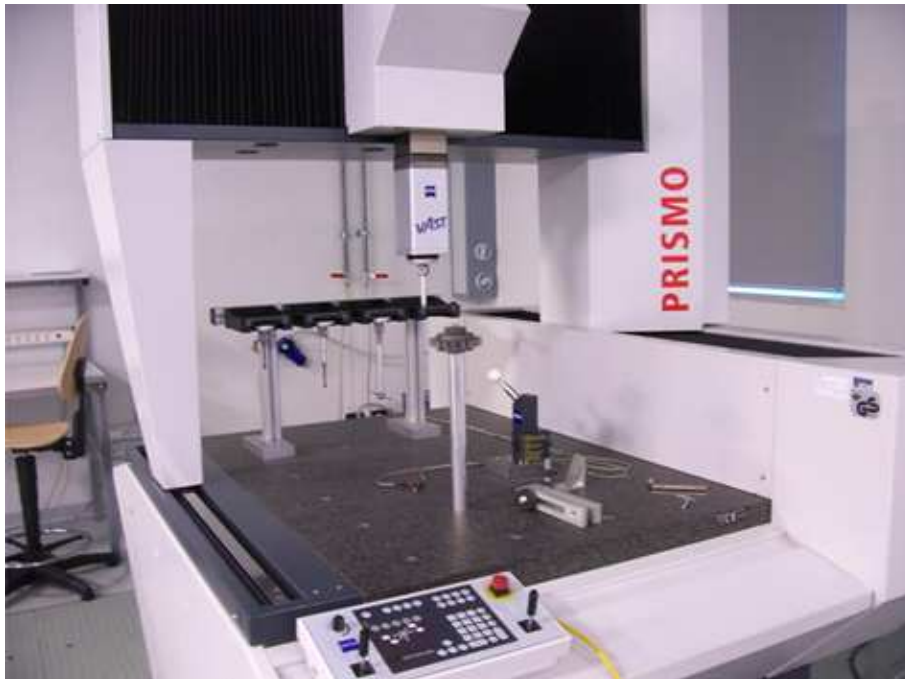


Figura 3.1: Coordinate measuring machine

3.2 Condizioni d'impatto

Si descrivono ora brevemente i parametri che influiscono sulla dinamica della penetrazione ed i relativi valori che si sono scelti per lo svolgimento delle prove.

- Angolo d'impatto (Figura 3.2): per lo svolgimento della prova, si sono assunti trascurabili eventuali angoli d'imbardata e d'incidenza, la cui misura richiederebbe l'utilizzo di apparecchiature altamente sofisticate come fotocamere ad alta velocità o flash ai raggi X, non disponibili. Si è cioè assunto l'angolo d'impatto pari all'angolo di obliquità.
- Offset (Figura 3.3): è la distanza, misurata in direzione trasversale all'asse del provino, fra la traiettoria del proiettile ed il suddetto asse.

Studi precedenti [4] hanno evidenziato come, in termini di danno balistico, la situazione peggiore si riscontri per angoli d'impatto di 50° e per offset con proiettile tangente al raggio esterno del provino, come indicato in figura 3.3, e che nel nostro caso risulta essere pari a 44 mm. A livello analitico si è inoltre evidenziato come questo valore di offset produca un unico foro, condizione che presenta le maggiori tensioni residue e dimensione del danno,

parametri che maggiormente influenzano la rigidità residua dell'albero e la propagazione delle cricche.

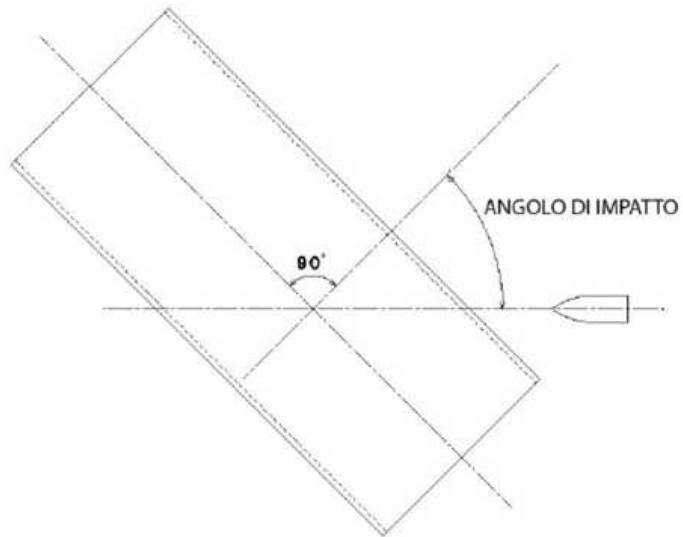


Figura 3.2: Angolo d'impatto

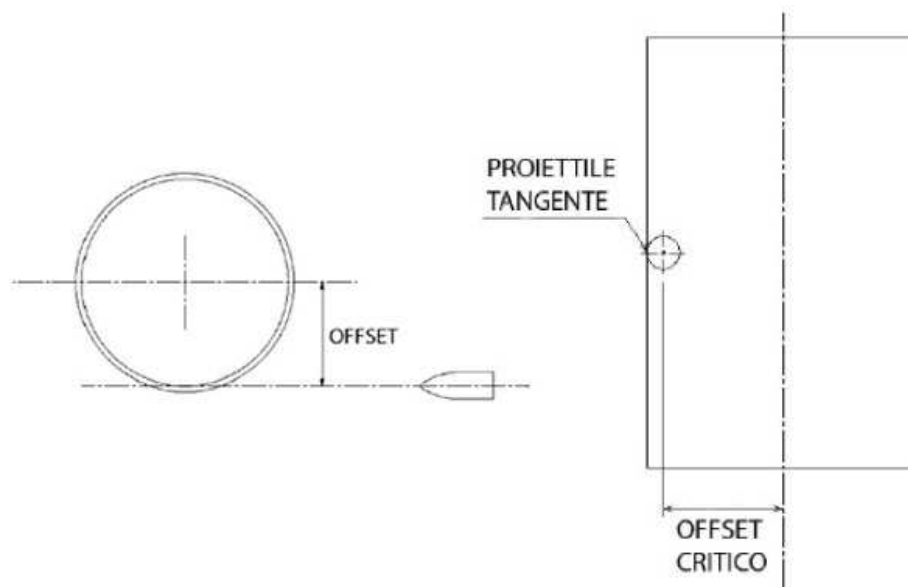


Figura 3.3: Offset del proiettile

3.3 Configurazione delle prove sperimentali

Il banco di sostegno dei provini, realizzato insieme alle prove sperimentali da Giudici nel suo lavoro di tesi [2] e mostrato in figura 3.5, è stato posizionato a 14.2 metri dalla canna da fuoco dell'arma. Grazie al meccanismo di cui è provvisto è stato possibile inclinare i provini al fine di ottenere l'angolo d'impatto desiderato.

Prima di effettuare le prove vere e proprie si è provveduto a calibrare l'arma



Figura 3.4: Arma da fuoco

sparando contro lastre piane dotate di millimetraggio. Il passo successivo è il posizionamento della strumentazione atta alla misura della velocità residua, che in questo caso consiste in due lastre sacrificabili poste a distanza nota che misurano l'istante di passaggio del proiettile il cui funzionamento è stato descritto in precedenza.

Tuttavia, la misura di tale grandezza è stata inficiata dai numerosi frammenti del proiettile che vengono proiettati in tutte le direzioni dopo il primo

impatto.

La velocità iniziale viene invece misurata con l'ausilio di un laser detector che fornisce un valore molto preciso della velocità d'impatto. La fase di settaggio si è conclusa con l'applicazione degli accelerometri sulle lastre sacrificabili ed il cablaggio del sistema d'acquisizione dati.

Gli strumenti utilizzati sono i seguenti:

- Sistema d'acquisizione NI 9215;
- Amplificatore Kistler Instruments 5122;
- 2 PCB accelerometri piezoelettrici modello 352C23;
- Data acquisition software LabView 8.0;

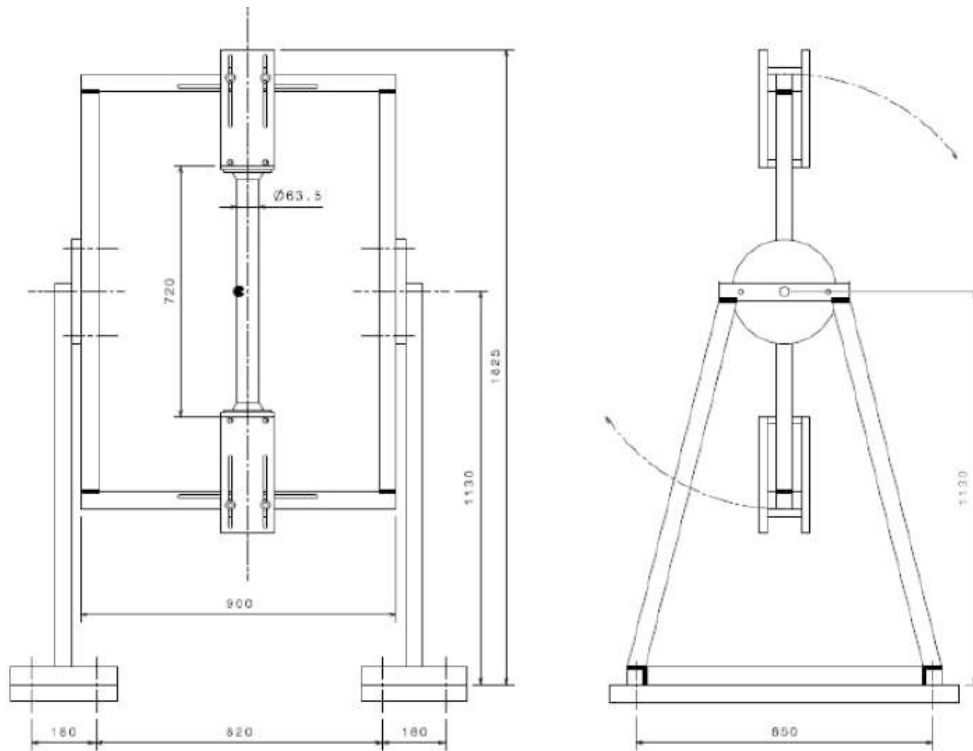


Figura 3.5: Banco di sostegno dei provini

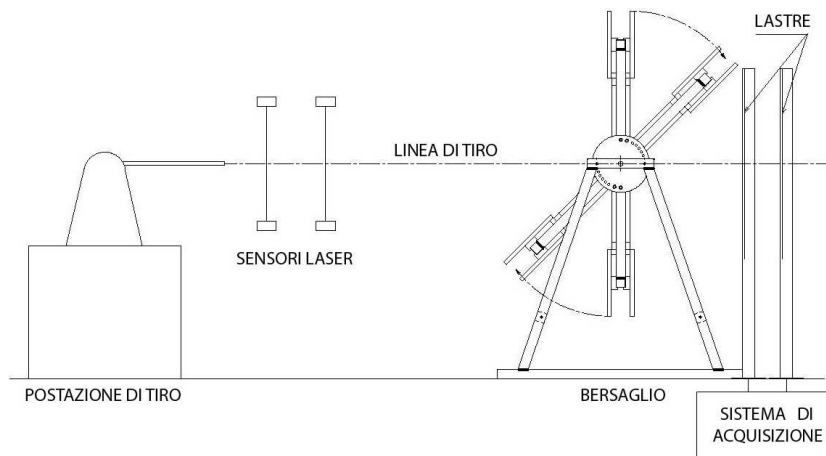


Figura 3.6: Settaggio finale

3.4 Svolgimento e risultati delle prove

Per ogni provino si sono effettuati due spari; il primo, senza albero montato, con lo scopo di identificare la traiettoria del proiettile senza penetrazioni, ed assumere il foro provocato sulla lastra sacrificabile come riferimento per la misura della deviazione della pallottola del secondo sparo, quello con provino montato, che costituisce il test balistico vero e proprio.



Figura 3.7: Immagine banco di prova montato

Tutti i provini presentando sempre un doppio foro con setto di separazione, ad eccezione del provino $N^{\circ}2$, dove si è assistito ad un rimbalzo ed i cui risultati di conseguenza sono stati scartati.

Per poter meglio proseguire lo studio numerico di questo problema, si sono tuttavia identificati due tipologie di risultati, sostanzialmente distinte dalla lunghezza del setto.

La discrepanza riscontrata dai modelli analitici sarà oggetto di studio dei successivi capitoli di questo lavoro di tesi, ma si può comunque già attribuire ad una forte sensibilità del sistema ai parametri scelti ed alle semplificazioni ed approssimazioni fatte per l'angolo d'impatto.

Le dimensioni dei fori sono state effettuate direttamente sui provini utilizzando la convenzione mostrata in figura 3.8.

Le dimensioni dei danni considerano solo il foro vero e proprio, escludendo eventuali fenomeni d'imbozzatura o di petalling, in quanto la misura sulle prove numeriche, che verrà presentata più avanti per il confronto numerico/sperimentale, non è in grado di tenerne conto.

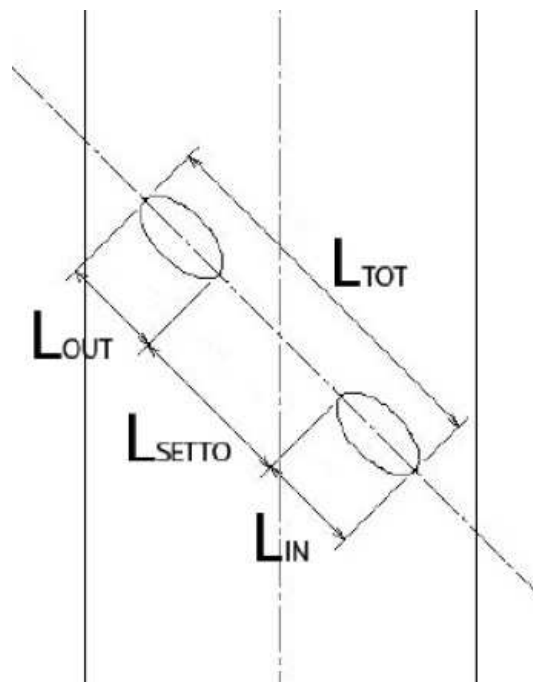


Figura 3.8: Criterio di misura dei fori

La tabella 3.2 riporta le dimensioni dei fori di ciascun provino.

Prova	Lungh. foro ingresso [mm]	Largh. foro ingresso [mm]	Setto [mm]	Lungh. foro uscita [mm]	Largh. foro uscita [mm]
1	26	10	45	46	27
2	-	-	-	-	-
3	26	10	48	48	23
4	25	9	48	45	32
5	26	9	57	38	20
6	29	10	40	40	31
7	25	8	60	37	24
8	24	10	49	39	31

Tabella 3.2: Misure fori

Un discorso a parte merita la velocità residua nei proiettili. Questa misura è stata inficiata dal comportamento del proiettile stesso, che si è frantumato in numerose schegge che hanno impedito l'identificazione del foro principale sulle lastre sacrificali ed hanno sporcato il segnale di accelerazione, rendendo la misura o poco attendibile o ancora peggio non riscontrabile.

Per queste ragioni, nel confronto numerico/sperimentale successivo, la velocità residua non verrà presa in considerazione come possibile parametro. In tabella 3.3 si riportano comunque per completezza tali valori.

Prova	Velocità iniziale [m/s]	velocità residua [m/s]
1	841	385
2	840	469
3	824	453
4	838	440
5	825	-
6	847	-
7	846	-
8	837	-

Tabella 3.3: Velocità residua

Bibliografia

- [1] Abbiati G., Aretini A., *Valutazione del danno balistico di un componente elicotteristico*, Tesi di laurea, Politecnico di Milano, Dipartimento di Meccanica, A.A. 2005-2006.
- [2] L. Giudici, *Verifica sperimentale del requisito balistico di un componente di elicottero*, Tesi di laurea, Politecnico di Milano, A.A. 2007-2008.
- [3] F. Ripamonti, *Valutazione del danno balistico e verifica damage tollerant di un componente elicotteristico*, Tesi di laurea Ingegneria Meccanica, Anno Accademico 2007-2008
- [4] D. Colombo, *Progettazione di componenti di elicottero in presenza di cricche e difetti*, Tesi di dottorato, Politecnico di Milano, 2005.
- [5] W. Goldsmith, *Review: Non-ideal projectiles impact on targets*, International Journal of Impact Engineering 22 (1999) 95-395.

Capitolo 4

Analisi numeriche per la calibrazione del modello

In questo capitolo vengono presentate delle analisi numeriche finalizzate alla calibrazione ed alla scelta dei parametri necessari ad affrontare poi il problema principale.

In particolare si sono studiati i modelli di materiale da impiegare per l'albero, già presentati nei precedenti capitoli, ed il tipo di algoritmo di contatto. A tale scopo sono state realizzate simulazioni di semplici problemi come quello di impatto di una sfera e di un cilindro in acciaio su lastra piana in AL6061-T6, i cui risultati sperimentali sono noti da bibliografia.

4.1 Solutore numerico

Per le analisi si è ricorso al software commerciale ad elementi finiti Abaqus della Dassault Systemes, comprendente il pre/post-processore Abaqus CAE per la creazione del modello e la visualizzazione dei risultati. Si è in particolare utilizzata la versione Explicit, particolarmente indicata per la simulazione di fenomeni caratterizzati da un breve transitorio dinamico, con elevate non linearità, grandi deformazioni e cambiamenti delle condizioni di contatto, come ad esempio impatti, esplosioni e simulazioni di stampaggio. L'algoritmo utilizzato dal solutore è quello alle differenze finite centrate, sempre condizionatamente stabile. Il criterio di calcolo del passo di integrazione è funzione del tempo minimo che un'onda di sforzo impiega per attraversare il più piccolo elemento della mesh; ne consegue che se questa viene infittita in alcune zone del modello, per poter meglio cogliere i fenomeni locali, l'incremento temporale per l'intero modello risulta drasticamente ridotto, con un notevole aumento dei tempi di calcolo richiesti. Sebbene l'utilizzo del pre-processore sia di notevole ausilio nella realizzazione di alcuni aspetti prin-

cipali del modello come la geometria, la mesh, l'imposizione di vincoli e delle condizioni iniziali, non tutte le potenzialità del software sono direttamente esplicabili tramite esso. E' perciò opportuno e necessario talvolta ricorrere alla modifica manuale del file di input, per inserire particolari proprietà e caratteristiche. Nel nostro lavoro è stato, per esempio, questo il caso del tipo di contatto scelto, che verrà esposto nel dettaglio più avanti in questo capitolo.

Va infine evidenziato come, per mantenere coerenza all'interno del modello, le unità di misura adottate per tutte le analisi siano *mm* (millimetri), *t* (tonnellate), *s* (secondi).

4.2 Scelta del materiale dell'albero

La prima caratteristica che si è considerata è stata la scelta del modello di materiale da utilizzare per rappresentare il comportamento dell'AL6061-T6 dell'albero.

Per quanto riguarda la legge di incrudimento si è impiegato il modello di Johnson-Cook utilizzando i coefficienti ricavati da Gilioli [2] ritenendolo, anche se non molto diverso da quelli di bibliografia, più corretto.

Per il criterio di frattura si sono invece analizzati i due criteri duttili a disposizione, Johnson-Cook e Bao-Wierbicki, che come detto differiscono principalmente per la diversa definizione della curva fracture locus.

Abaqus già prevede l'implementazione del modello di frattura di Johnson-Cook, per cui è sufficiente inserire nell'apposita scheda del CAE i coefficienti raccolti in bibliografia [3], mentre il modello di Bao-Wierbicki è stato definito per punti in forma tabulare secondo la curva descritta nel lavoro di tesi di Gilioli [2].

Si riportano di seguito, a titolo di esempio, alcune delle linee di comando utilizzate per la definizione dei due modelli. Va notato come le tre colonne riportino rispettivamente i valori della deformazione a rottura, della triassialità e della velocità di deformazione.

```
*Material, name=AL6061_Bao_Wierbicki
*Damage Initiation, criterion=DUCTILE
428.068, -0.3339, 0.
213.628, -0.3329, 0.
142.148, -0.3319, 0.
106.408, -0.3309, 0.
84.9635, -0.3299, 0.
70.6674, -0.3289, 0.
60.456, -0.3279, 0.
```

```

52.7974, -0.3269, 0.
46.8407, -0.3259, 0.
42.0754, -0.3249, 0.
38.1765, -0.3239, 0.
34.9274, -0.3229, 0.
32.1782, -0.3219, 0.
29.8217, -0.3209, 0.
. . .
. . .
. . .
. . .
*Damage Evolution, type=DISPLACEMENT
0.0,

*Material, name=AL6061_JOHNSON_COOK
*Damage Initiation, criterion=JOHNSON COOK
-0.77, 1.45, 0.47, 0.011, 1.6, 925., 294., 1.
*Damage Evolution, type=DISPLACEMENT
0.0,

```

4.2.1 Impatto di una sfera su lastra piana

Si è scelto di procedere con un modello che rappresentasse un problema meno complesso di quello che invece verrà affrontato nel proseguo della tesi. Si tratta dell'impatto obliquo di una sfera d'acciaio su lastra piana in AL6061-T6, le cui prove sperimentali sono descritte da Goldsmith in [1].

Il modello è composto dalla lastra meshata con elementi solidi di tipo C3D8R tetraedrici ad integrazione ridotta e dalla sfera, modellata come corpo *discrete rigid*. Questa assunzione, che consente di snellire notevolmente la mole di calcoli richiesta, può essere ritenuta accettabile nei casi in cui il proiettile sia molto più duro del bersaglio sul quale impatta. E' quindi un'approssimazione accettabile in questo caso.

La piastra ha dimensioni $200 \times 200 \times 9.53$ mm con una mesh non uniforme, infatti è presente una zona di infittimento di 60×60 mm attorno al punto d'impatto con elementi di dimensione $0.5 \times 0.5 \times 0.5$ mm. Le superfici laterali della lastra sono vincolate bloccando le tre traslazioni in modo da simulare un incastro.

Il proiettile, di diametro 6.35 mm, essendo modellato rigido non richiede una mesh molto raffinata; inoltre gli vengono date proprietà di massa e inerzia facilmente calcolabili per una sfera omogenea assegnandole ad un reference point posto nel suo centro.

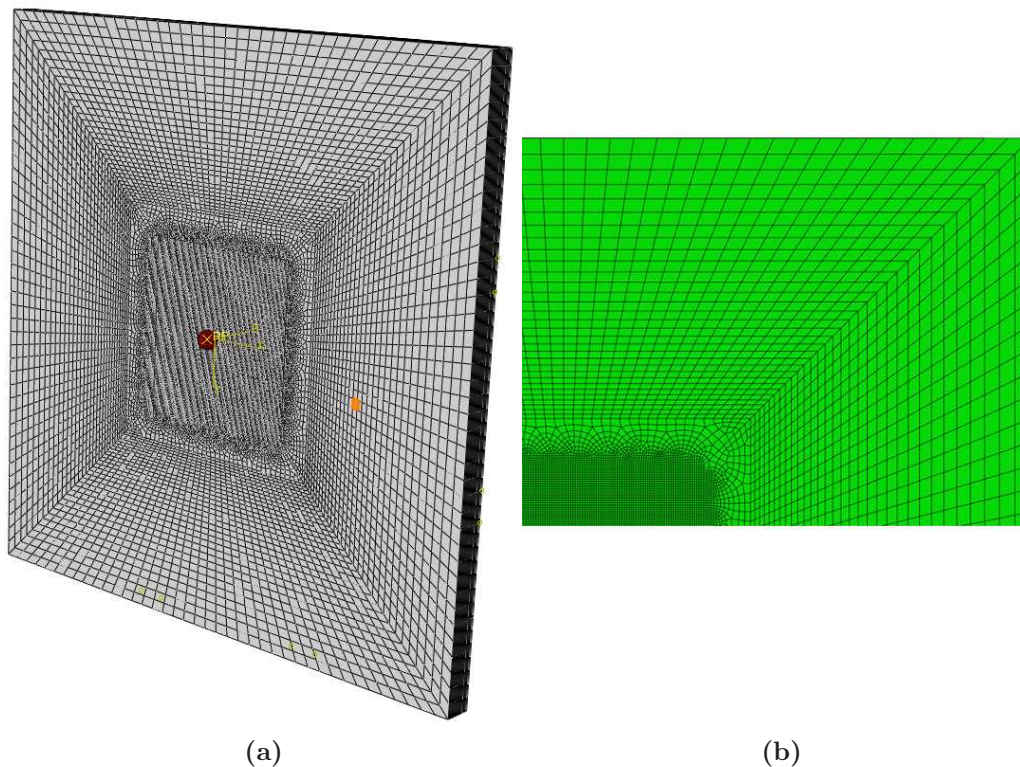


Figura 4.1: Modello FEM di impatto della sfera contro la lastra

L'impatto considerato avviene con un angolo d'obliquità di 20° e a diverse velocità iniziali.

La figura 4.1 mostra il modello creato e l'area con mesh infittita. Il primo confronto effettuato è di tipo qualitativo, atto cioè a verificare che non siano presenti errori grossolani, banali o concettuali nella definizione di tutti i parametri che compongono il modello. Si riportano a tale fine le figure 4.3 e 4.4, dove è possibile confrontare il comportamento dei due materiali considerati, entrambi nel caso di sfera lanciata a 1000 m/s. Si può in particolare immediatamente notare la presenza, nel caso di frature locus con curva di Johnson-Cook, di elementi fortemente distorti, fenomeno che invece non si presenta con l'utilizzo della curva di tipo Bao-Wierbicki.

Questo può essere spiegato osservando la definizione delle due curve appena citate. Come si vede in figura 4.2, quella di Johnson-Cook per triassialità elevate assume valori negativi di deformazioni di rottura.

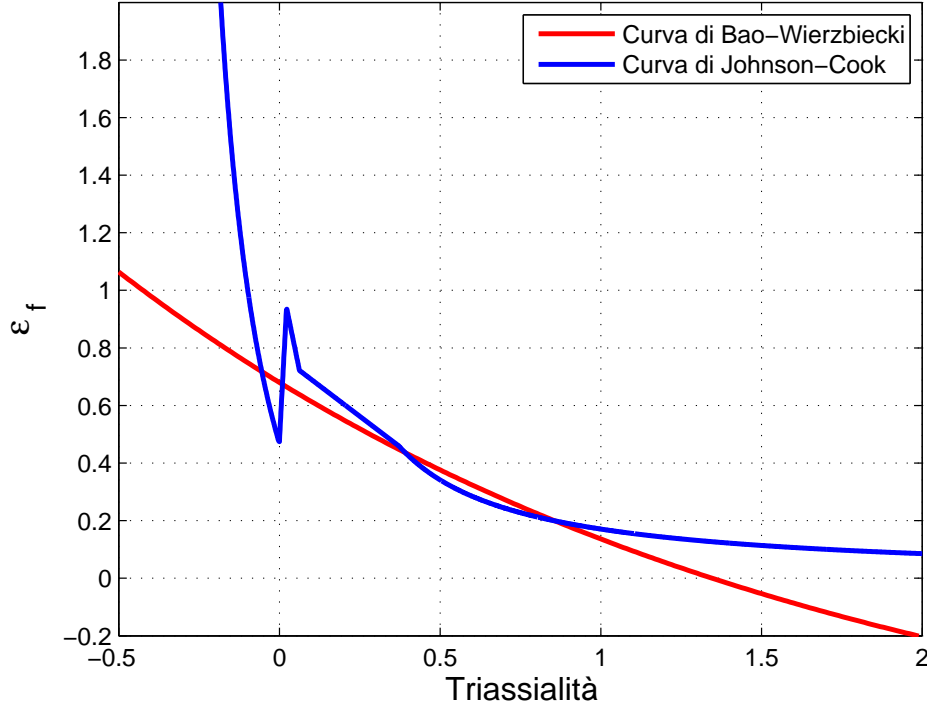


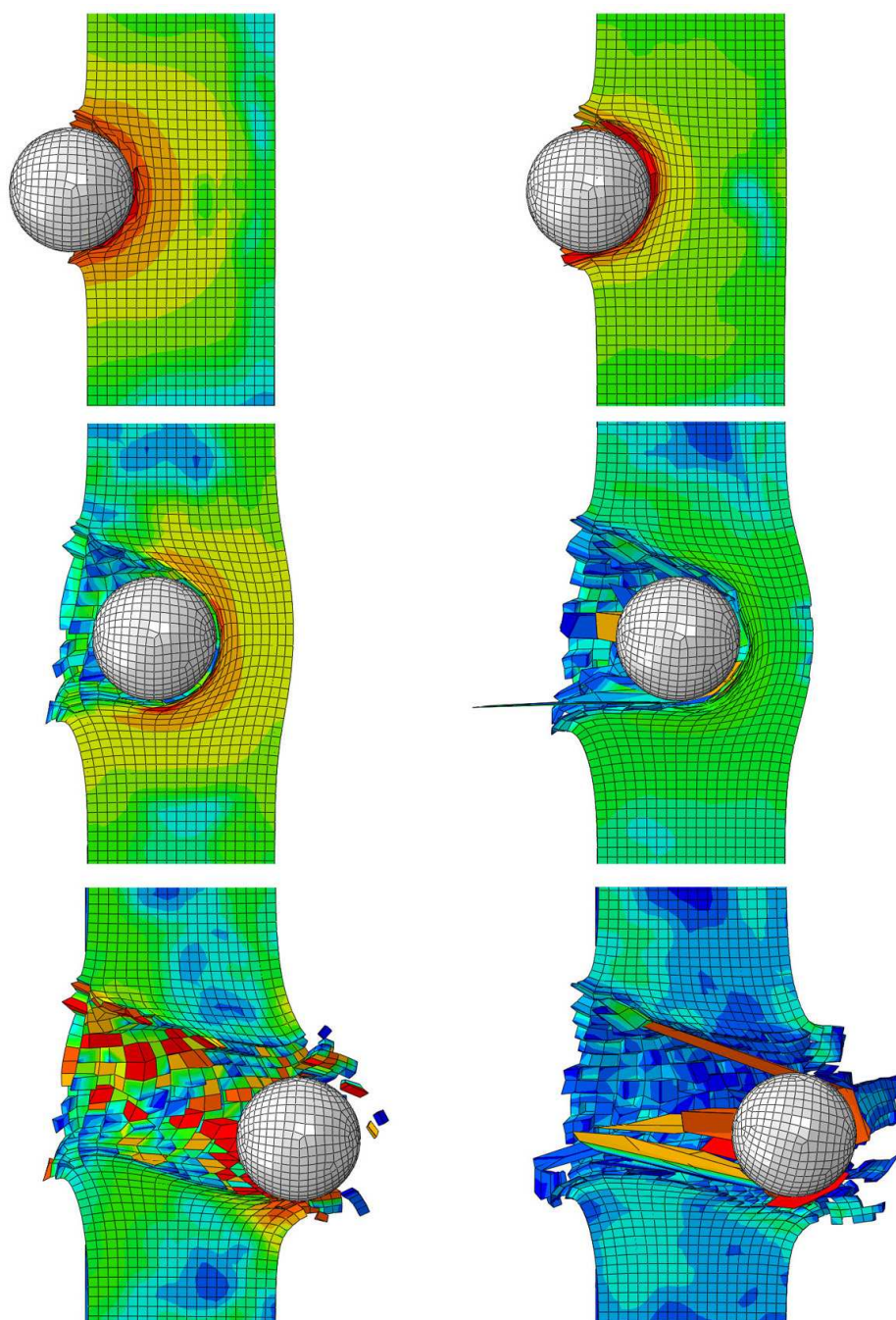
Figura 4.2: Confronto delle curve di fracture locus

La variabile di danno D definita dall'equazione 4.1, risulta essere la sommatoria temporale dei rapporti tra la deformazione plastica e quella a rottura ed una volta raggiunto il valore unitario sta ad indicare che l'elemento viene eliminato.

$$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}_{pl}} \frac{d\bar{\varepsilon}_{pl}}{\bar{\varepsilon}_f \left(\frac{\sigma_h}{\bar{\sigma}}, \dot{\bar{\varepsilon}}_{pl}, T \right)} \quad (4.1)$$

Tuttavia, se la deformazione a rottura assume valori negativi, il valore di D anzichè crescere con il tempo subisce l'effeto opposto, con il conseguente risultato che l'elemento va incontro ad elevate deformazioni senza arrivare a rottura ed essere di conseguenza eliminato.

Nel caso della fracture locus calibrata in [2] invece, questo non può accadere, in quanto anche per elevati valori di triassialità la deformazione a rottura non assume mai valori inferiori a zero.



(a) Modello Bao-Wierzbicki

(b) Modello Johnson-Cook

Figura 4.3: Sequenze dell'impatto della sfera contro la lastra piana

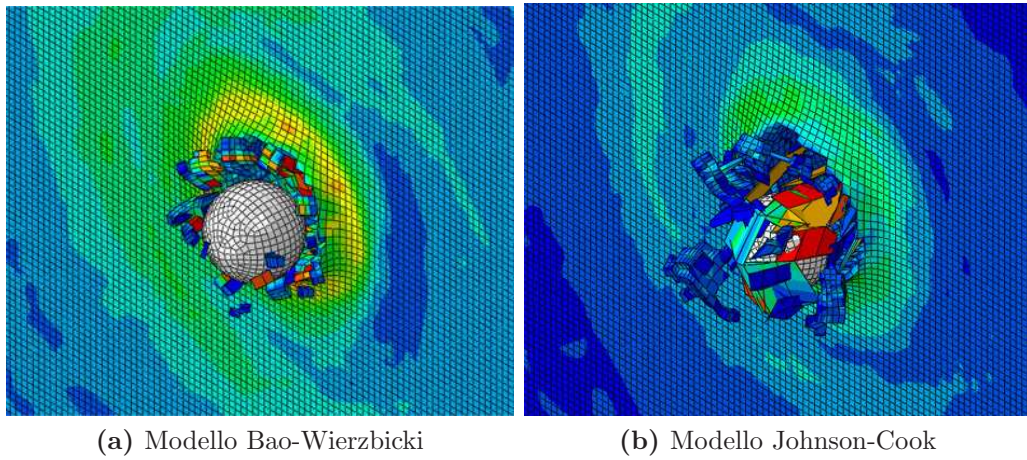


Figura 4.4: Foro di uscita nell’impatto della sfera contro la lastra piana

A questo punto è perciò possibile scartare il materiale definito con la fracture locus secondo JC e proseguire il confronto sperimentale con il restante. La tabella 4.1 e la figura 4.5 riportano i valori di velocità di uscita della sfera confrontati con i valori sperimentali e analitici per varie velocità d’impatto.

Velocità d’impatto [m/s]	Numerico		Sperimentale	
	Velocità d’uscita [m/s]	Velocità d’uscita [m/s]	Velocità d’uscita [m/s]	Errore %
200	-39	-36	-36	-8.2
600	incastrato	incastrato	incastrato	-
800	incastrato	212	212	-
1000	470	559	559	15.9
1200	755	796	796	5.2
1400	963	1018	1018	5.4

Tabella 4.1: Confronto delle velocità d’uscita della sfera

Come si può osservare esiste una buona correlazione tra i risultati numerici e sperimentali, in particolare nelle zone di rimbalzo e di perforazione (Ricochet zone e Perforation zone). Nella zona del grafico in cui la sfera resta all’interno della lastra (Embedment zone), essendo molto prossimi al limite balistico, la predizione del comportamento fisico risulta più complesso, poichè esso diviene molto sensibile alla variazione di tutti i parametri d’impatto quali la forma e la densità del proiettile o l’assetto d’impatto [5]. Si può infine notare nel foro d’uscita il manifestarsi di un limitato petaling.

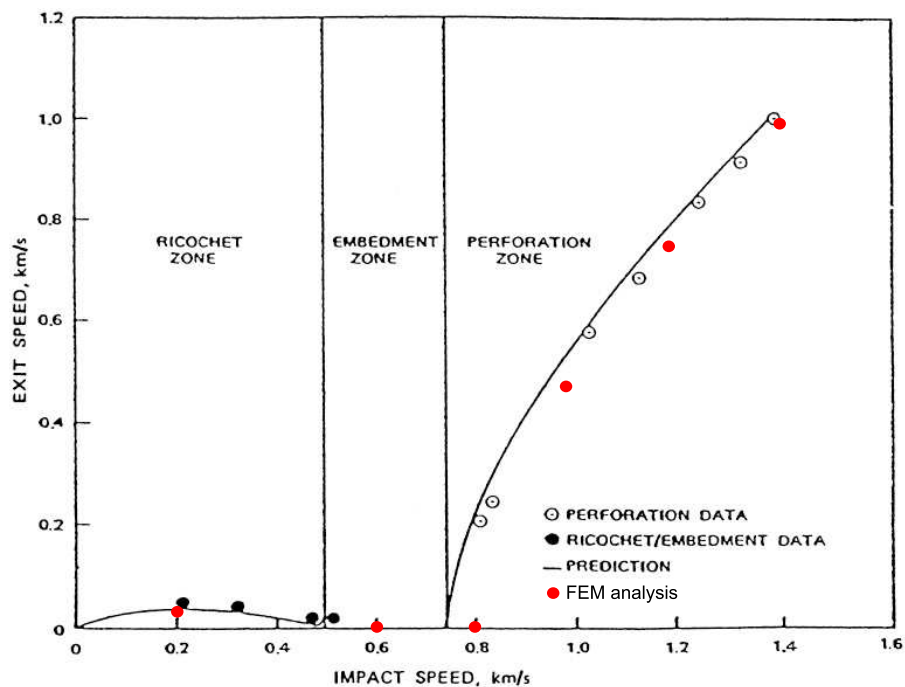


Figura 4.5: Confronto dei risultati numerici con quelli sperimentali e analitici[1]

4.2.2 Impatto di un proiettile cilindrico su lastra piana

Per avere un'ulteriore verifica di quanto detto in precedenza si è andati ad analizzare un altro semplice esperimento descritto nell'articolo di Goldsmith e Li [4].

Si tratta di una serie di prove sperimentali di impatto di un proiettile cilindrico contro lastre piane in AL6061-T6 con due spessori differenti, eseguiti per diverse velocità ed a differenti angoli di impatto.

Anche in questo caso il proiettile in acciaio, di diametro 12.7 mm e lunghezza 38.1 mm, è modellato come rigido, con proprietà di massa e inerzia assegnate al suo reference point.

La piastra cilindrica di diametro 140 mm può avere due spessori, 4.8 mm o 12.7 mm, in entrambi i casi è presente una zona di infittimento della mesh di 50×50 mm con elementi circa cubici di dimensioni $0.5 \times 0.5 \times 0.48$ mm; gli elementi solidi utilizzati sono di tipo C3D8R tetraedrici ad integrazione ridotta. Sulla superficie laterale sono impediti le traslazioni delle tre direzioni in modo da simulare un incastro. Il cilindro è lanciato a velocità uguali ai valori sperimentali in direzione normale alla piastra.

Come nel caso precedente vengono considerati i due modelli di frattura duttile, quello di Johnson-Cook e quello di Bao-Wierzbicki.

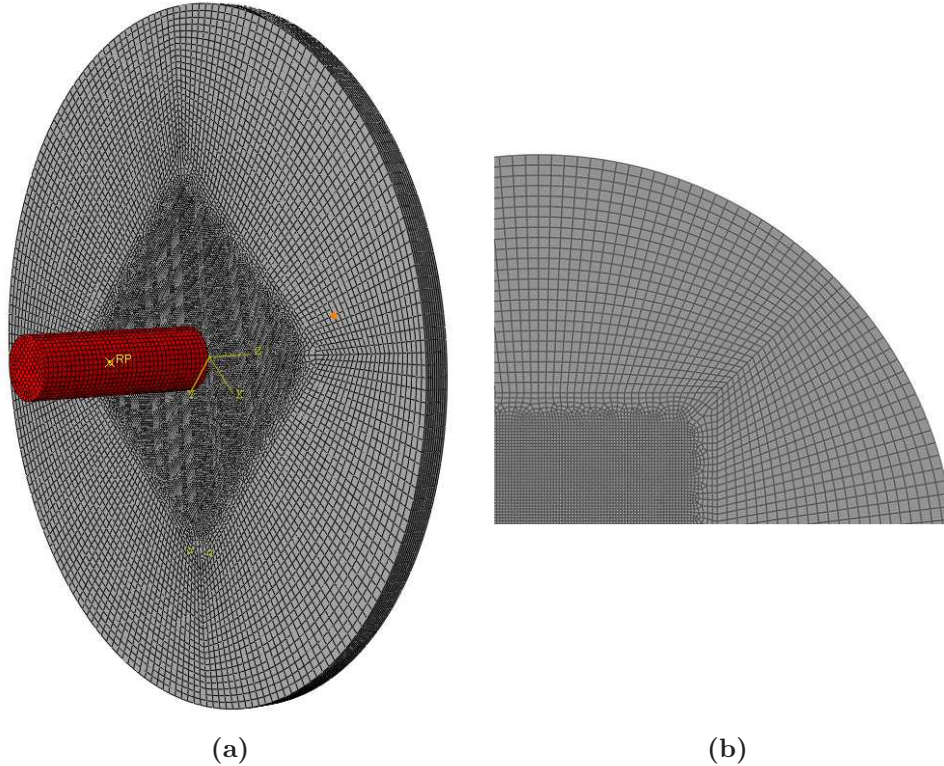


Figura 4.6: Modello FEM di impatto della beam contro la lastra piana

Le figure 4.7 e 4.8 confrontano vari momenti dell’impatto e, anche se in maniera meno evidente rispetto al caso della sfera, è possibile osservare ancora la presenza di elementi molto distorti nell’analisi che utilizza il modello di Johnson-Cook; possiamo quindi dire che il problema riscontrato con tale modello non è limitato al caso della sfera, ma è più generale.

Per concludere in tabella 4.2 sono riportati i risultati delle analisi condotte con il modello di Bao-Wierbicki confrontate con i risultati sperimentali; si nota una buona corrispondenza in termini di velocità residua con errori inferiori al 10%.

Purtroppo sia nel caso della sfera che del cilindro non è possibile confrontare le dimensioni e le forme dei fori, questo ci avrebbe dato ulteriori ed interessanti informazioni sulla bontà del modello di frattura adottato. In ogni caso dati questi risultati si ritiene che la legge di Bao-Wierzbicki possa adeguatamente simulare l’impatto contro l’alluminio AL6061-T6 e quindi verrà adottata in tutte le analisi successive.

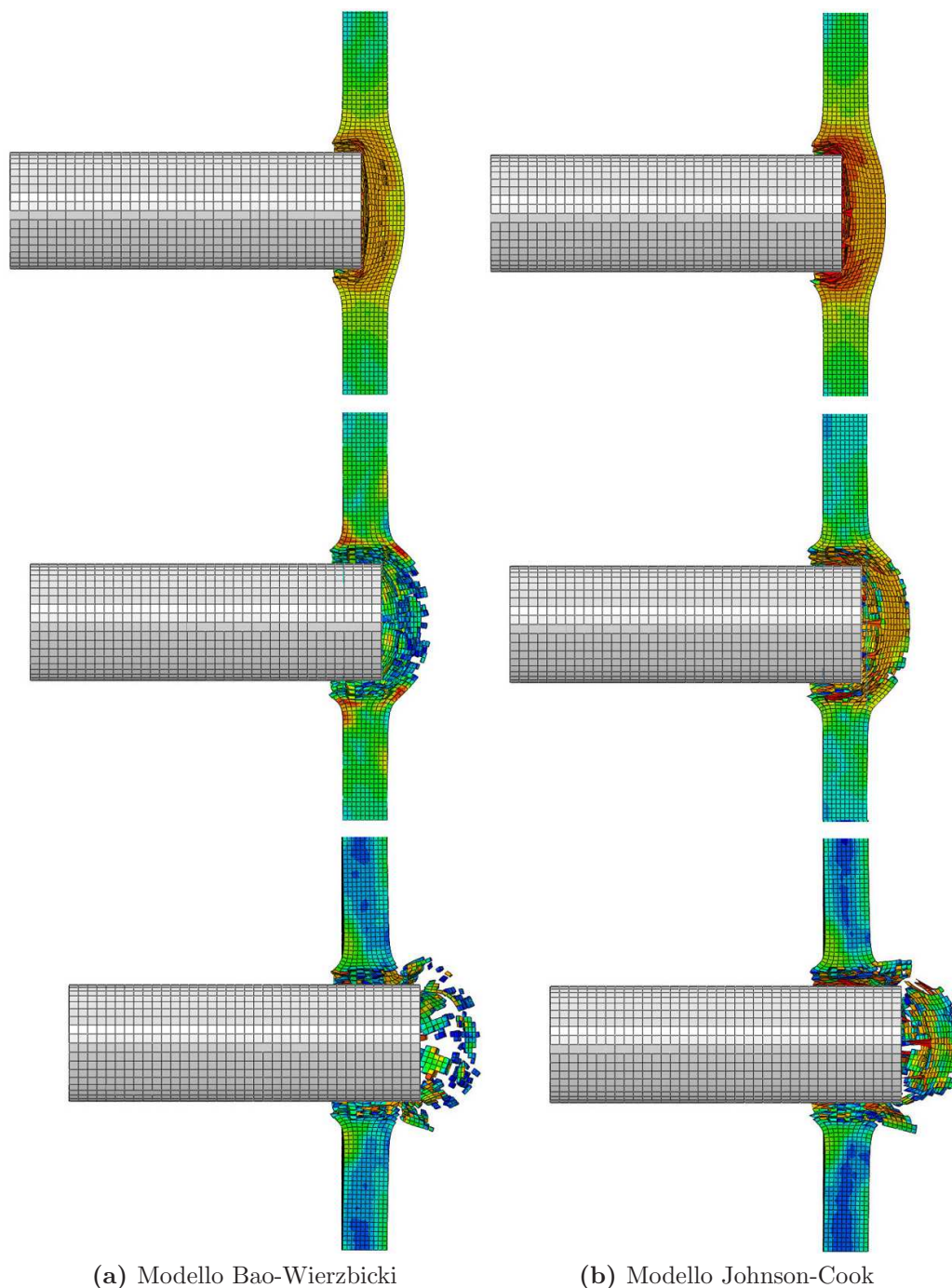


Figura 4.7: Sequenze dell'impatto della beam contro la lastra piana

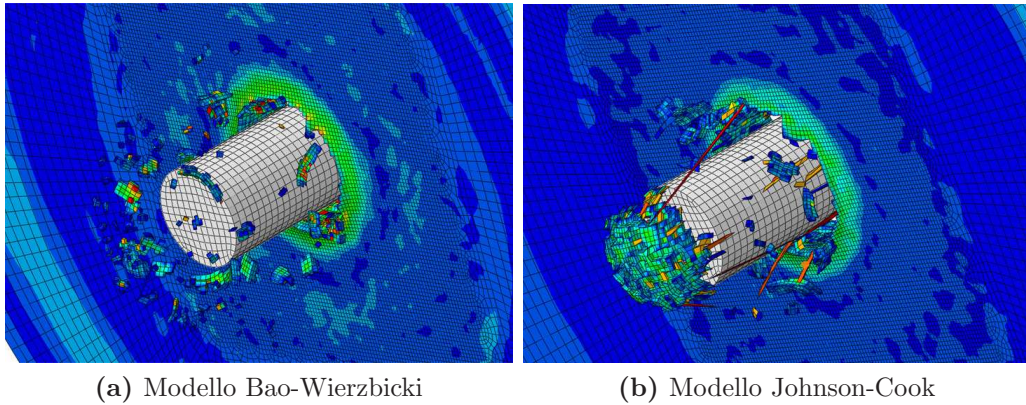


Figura 4.8: Foro di uscita nell’impatto della beam contro la lastra piana

Spessore [mm]	Velocità d’impatto [m/s]	Sperimentale	Numerico	Errore %
		Velocità residua [m/s]	Velocità residua [m/s]	
4.8	409	392	383	2.295
4.8	525	502	497.2	0.951
4.8	565	543	535.2	1.427
12.7	402	323	293.5	9.133
12.7	565	478	469.6	1.748

Tabella 4.2: Confronto delle velocità di uscita del cilindro

Ad ulteriore riprova di quanto detto precedentemente, si riporta in figura 4.9 il comportamento del modello dell’albero di trasmissione in Al-6061-T6 colpito da proiettile NATO 7.62, definito per semplicità come corpo rigido. Senza entrare nel dettaglio, in quanto tale modello verrà dettagliatamente descritto nei capitoli successivi, si osserva, anche in questa circostanza, la comparsa di un’eccessiva distorsione degli elementi dovuta all’utilizzo della fracture locus di Johnson-Cook.

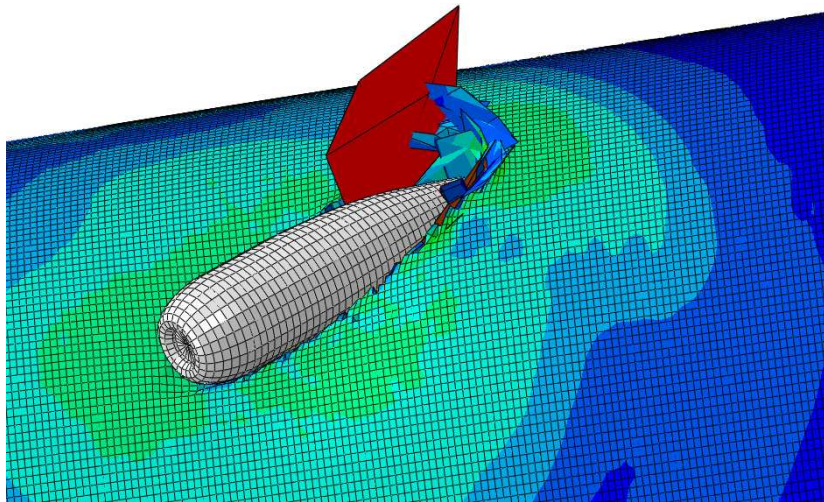


Figura 4.9: Impatto 7.62 NATO contro albero di trasmissione

4.3 Contatto

Nelle precedenti analisi non si è fatto riferimento alla tipologia di contatto utilizzata. In realtà anche questo aspetto è stato oggetto di studio al fine di trovare quella che meglio rispondeva alle esigenze del problema.

I software in commercio forniscono all'utente la possibilità di scegliere fra diversi algoritmi di contatto, dai più generali a quelli specifici per particolari problemi. Nel caso di fenomeni di impatto le superfici di contatto cambiano durante l'analisi; questo complica notevolmente il compito dell'algoritmo e riduce i possibili modelli utilizzabili.

Durante il lavoro di tesi sono state eseguite numerose analisi per verificare la bontà dei contatti forniti dal codice Abaqus; sia il tipo *Surface-to-surface contact* che il tipo *General contact* introdotti da CAE non forniscono risultati accettabili in quanto si è sempre manifestata compenetrazione tra parti del proiettile e del bersaglio, oltre che tra parti del bersaglio con se stesso.

Ciò può essere chiaramente osservato nelle figure 4.10 e 4.11, dove si è impiegato un contatto di tipo *General*, con la più ampia opzione *All with self*, che implica che tutte le superfici del modello iniziale sono incluse nei set del contatto e possono interagire anche con loro stesse (come nel caso della formazione di pieghe).

La presenza di compenetrazioni si spiega considerando che durante un impatto le superfici subiscono un'evoluzione che può portare elementi inizialmente interni in contatto tra loro; usando i comandi standard di Abaqus si considerano sempre solo le superfici esterne iniziali della struttura integra e quindi

non si è in grado di seguire l'evoluzione della geometria dovuta all'eliminazione di alcuni elementi.

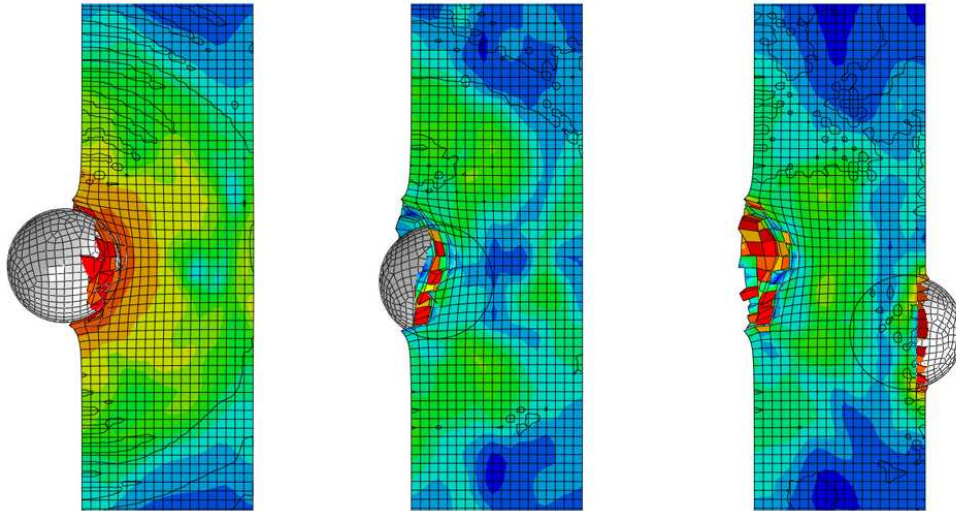


Figura 4.10: Sequenza impatto con contatto tipo *General Contact* da CAE

Tale comportamento si ripresenta anche sfruttando le altre sottocategorie ed opzioni per i contatti presenti nel CAE.

Una possibile soluzione consiste nel tagliare lungo lo spessore il bersaglio in modo da poter definire più superfici interne da includere tra quelle partecipanti al contatto, tuttavia questo metodo non porta ad una soluzione definitiva del problema ed inoltre risulta molto complicato e adottabile solo nel caso in cui i modelli presentino una geometria relativamente semplice.

La soluzione ottimale, sebbene costosa a livello computazionale, consiste invece nell'utilizzo di un contatto sempre del tipo *General contact*, utilizzando però una diversa definizione della superficie coinvolta nel contatto che può essere fatta solo all'interno del file di input (.inp).

In particolare è necessario definire una superficie *type element* comprendente tutti gli elementi che vengono coinvolti nel contatto, bersaglio e proiettile, ed aggiungendo l'opzione *interior*.

Questo fa sì che tutte le facce degli elementi considerati vengano prese in considerazione, in modo che una volta eliminato un elemento superficiale quello sottostante sia anch'esso partecipe al contatto.

Infine va rimarcato come questo comando aumenti notevolmente la quantità di memoria RAM richiesta per eseguire l'analisi e come tale aumento sia direttamente proporzionale al numero di elementi considerati. E' perciò importante includere solo gli elementi che effettivamente partecipano o si pensa

possano partecipare all'impatto.

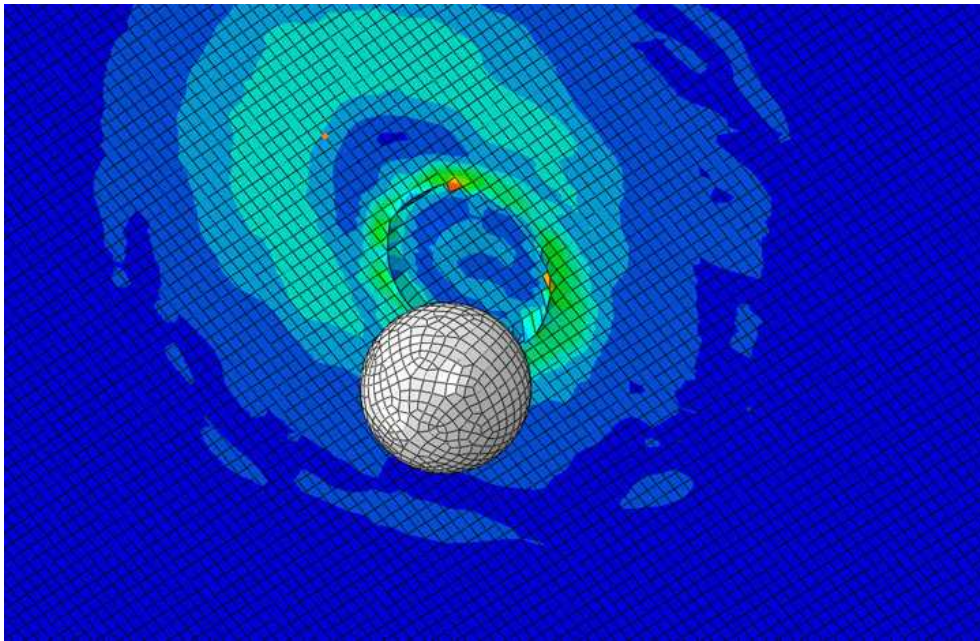


Figura 4.11: Lato di uscita della sfera con contatto tipo *General Contact* da CAE

Si riportano per completezza le parti di codice relative al contatto:

- definizione della superficie inclusa nella sezione di assembly del file di input:

```
**contatto é un element set contenente gli elementi
**del proiettile e del bersaglio coinvolti nell'impatto
**
*Surface, type=element,name=surfcontatto,
contatto,interior
```

- definizione del contatto nella sezione interactions richiamando la superficie indicata sopra:

```
** INTERACTIONS
*contact, op=NEW
*contactinclusions
surfcontatto,
*contact controls assignment, nodal erosion=no
```

Bibliografia

- [1] Werner Goldsmith, *Non-ideal projectile impact on targets*, Department of Mechanical Engineering, University of California, Berkeley, CA 94720, USA (1998).
- [2] A. Gilioli, *Simulazione numerica della frattura duttile su un componente meccanico soggetto a impatto balistico*, Tesi di laurea, Politecnico di Milano, A.A. 2008/2009
- [3] G. R. Johnson and W. H. Cook, *Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures*, Engineering Fracture Mechanics, 21(1):31-48, 1985.
- [4] K. Li, W. Goldsmith, *Impact on aluminium plates by tumbling projectiles: experimental study*, Department of Mechanical Engineering, University of California, Berkeley, U.S.A., 1995
- [5] C. Grabarek, *Joint Technical Coordinating Group for Munition Effectiveness*, JTCG/ME Working Party for KE Penetrators, Information Exchange Meeting, 13-14 February 1973 U.S.A. Ballistic Research Laboratories, Aberdeen Proving Ground, MD.
- [6] Y. Bao, T. Wierzbicki, *On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space*, International Journal of Mechanical Sciences, 46(1):81-98, 2004.
- [7] Y. Bao, T. Wierzbicki, *Bridgman revisited: On the history effects on ductile fracture*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2004.
- [8] Dassault Systèmes, *Abaqus Manual user's manual versione 6.8*

Capitolo 5

Analisi con proiettile rigido

In questo capitolo si sono effettuate le simulazioni d'impatto sull'albero utilizzato nelle sperimentazioni. In particolare, si è studiato il fenomeno considerando il proiettile un corpo rigido. Si è inoltre sfruttata la modellazione delle caratteristiche del materiale fornita da Gilioli[2] e l'algoritmo di contatto *General contact interior*, spiegati nei precedenti capitoli.

La scelta della campagna di analisi, con la quale studiare l'influenza e la sensibilità dei parametri descritti nei precedenti capitoli, è stata effettuata con l'aiuto di un metodo statistico di analisi di varianza (ANOVA).

5.1 Modello numerico

Per la creazione del FEM si deve definire:

- Geometria e mesh
- Materiali
- Contatti
- Carichi, vincoli e condizioni iniziali

Geometria e mesh saranno descritti nel dettaglio nei successivi paragrafi relativi alle specifiche componenti del modello.

L'AL6061-T6 è stato definito sfruttando la caratterizzazione fornita da Gilioli [2], già ampiamente discussa nel capitolo 2 di questo lavoro; il proiettile, invece, essendo modellato come un corpo rigido, non necessita di alcun materiale.

Per quanto riguarda i contatti, in seguito ai risultati ottenuti dalle analisi preliminari descritte nel capitolo 4, si è optato per un *General Contact* con opzione *interior*, affidabile sebbene computazionalmente costoso.

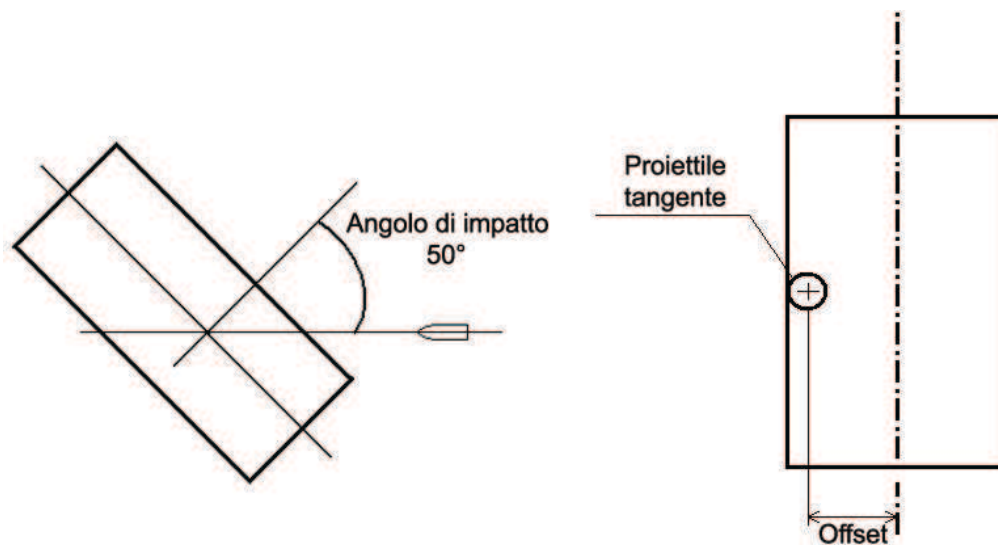


Figura 5.1: Configurazione dell'impatto ideale

Il modello iniziale di riferimento descrive la condizione d'impatto, prevista per le prove, che si è rivelata essere quella che produce più danni, ed è caratterizzata dall'aver proiettile tangente al cilindro, inclinato di 50° rispetto all'asse dello stesso e privo di angolo di Yaw. La figura 5.1 mostra quanto spiegato. Le successive analisi hanno invece visto una variazione di queste condizioni, a seconda della prova prevista nel piano fattoriale, che sarà descritto con dovizia di dettagli nei successivi paragrafi.

Infine va rimarcato, come per le analisi di calibrazione precedenti, che per mantenere coerenza all'interno del modello, le unità di misura utilizzate sono state *mm*, *ton*, *s*.

5.1.1 Modello dell'albero

L'albero è stato modellato utilizzando una mesh composta 293132 elementi solidi. Le dimensioni dell'albero sono riportate in tabella 5.1. Il modello dell'albero è stato, per la precisione, ottenuto tramite il riadattamento di uno relativo ad un precedente lavoro [1] ed analogo a quello sviluppato qui.

Diametro esterno D_e [mm]	Diametro interno D_i [mm]	Lunghezza [mm]
95.25	90.25	900

Tabella 5.1: Dimensioni albero

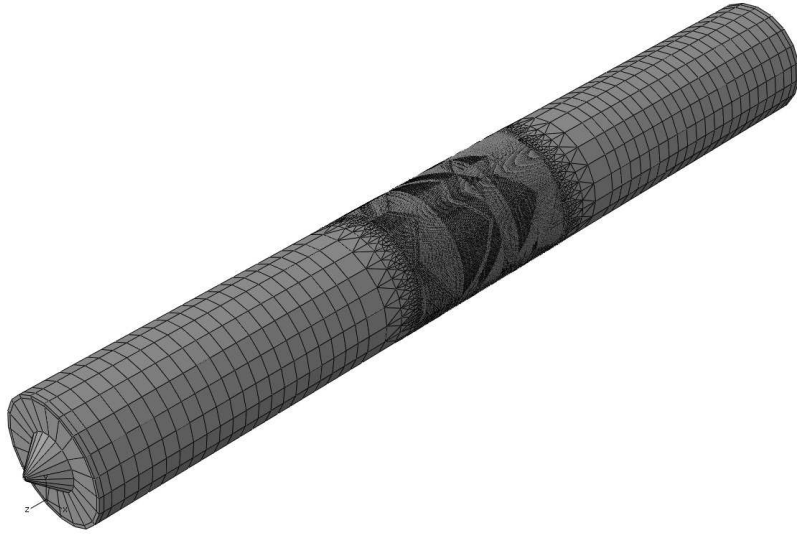


Figura 5.2: Modello completo dell'albero

La necessità di modellare correttamente il fenomeno dell'impatto porta all'utilizzo di una mesh particolarmente fitta, che tuttavia esige grande disponibilità di memoria e tempi di calcolo estremamente lunghi. Per ovviare a questo problema la mesh dell'albero è suddivisa in tre zone. La prima, più fitta, è quella prossima alla zona d'impatto ed è composta da quattro elementi nello spessore, di tipo brick (tetraedrici) con integrazione gaussiana ridotta, controllo del meccanismo hourglass e dimensione $0.75 \times 0.5 \times 0.625$ mm. La seconda, più distante dall'area d'impatto, con un solo elemento di tipo brick nello spessore, di dimensioni $15 \times 10 \times 2.5$ mm. Infine la terza zona, di raccordo tra le due precedenti, è composta sia da elementi prismatici a base triangolare (wedge) che brick, di dimensioni variabili. La figura 5.2 mostra il modello completo dell'albero, mentre la figura 5.3 un dettaglio della mesh.

Le flange, che nelle prove sperimentali sono state utilizzate per collegare l'albero al telaio di prova, non sono state modellate; si è infatti ritenuto che, data la distanza relativamente grande delle due estremità dalla zona di impatto, la loro modellazione non influisse sui risultati, a patto di fornire condizioni di vincolo corrette. Al loro posto sono così stati costruiti due elementi conici, mostrati in figura 5.4, utilizzati per vincolare a terra l'albero. Il vincolo utilizzato è del tipo cerniera-carrello: ad una estremità sono bloccati i gradi di libertà dei nodi relativi alla tre traslazioni, mentre all'altro estremo sono vincolate solo due traslazioni, lasciando così libero il movimento lungo l'asse del cilindro.

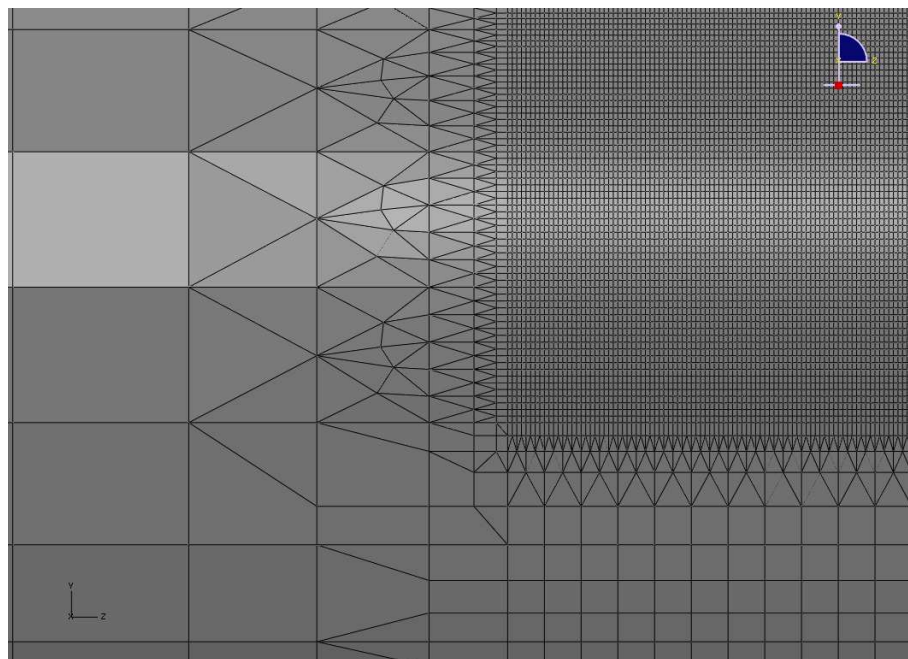


Figura 5.3: Dettaglio della mesh dell'albero

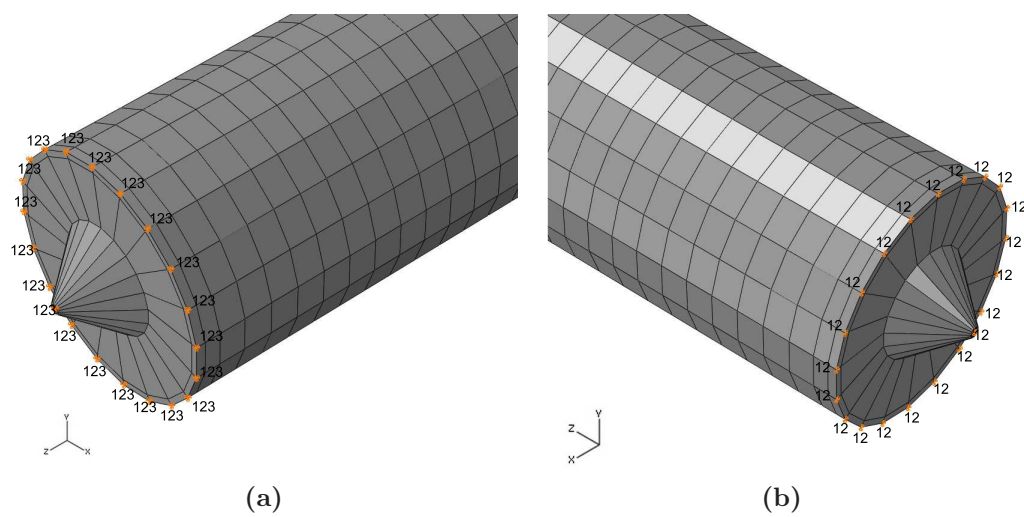


Figura 5.4: Particolari dei vincoli sugli estremi dell'albero

5.1.2 Proiettile rigido

Il modello ad elementi finiti del proiettile rigido, riportato in figura 5.5, è costruito in Abaqus-CAE come tipo *discrete rigid*, ed in virtù di questa scelta, non sono necessarie mesh particolarmente fitte.

Si è invece provveduto a definire un *reference point* al quale associare le proprietà inerziali del proiettile. Infine, il *reference point* viene anche utilizzato per l'assegnazione delle condizioni iniziali; nel dettaglio si tratta di una velocità di avanzamento e di una velocità angolare di spin, pari rispettivamente a 850 m/s e 78.5 rad/sec ed entrambe dirette come l'asse del proiettile. La tabella 5.2 riporta le proprietà di massa del proiettile.

Massa	I_{xx}	I_{yy}	I_{zz}
9.5 g	$4.30e-7 \text{ kg} \cdot \text{mm}^2$	$5.99e-8 \text{ kg} \cdot \text{mm}^2$	$4.30e-7 \text{ kg} \cdot \text{mm}^2$

Tabella 5.2: Caratteristiche del proiettile rigido

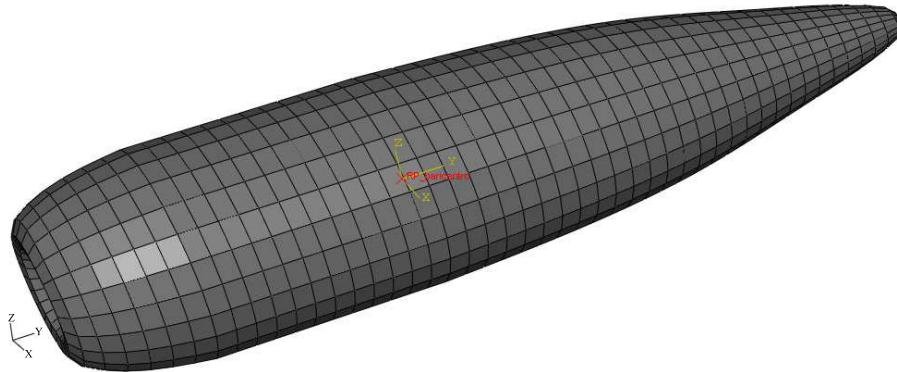


Figura 5.5: Proiettile rigido

5.2 Analisi della varianza e piano fattoriale

Prima di proseguire con le analisi numeriche effettuate e l'interpretazione delle relative uscite, è opportuno fare una breve parentesi per spiegare il funzionamento dell'analisi della varianza e valutare i risultati che ha generato. L'analisi della varianza è un insieme di tecniche statistiche che permettono di confrontare tra due o più gruppi di dati, la loro variabilità interna con la variabilità tra i gruppi stessi.

A tal fine è utile identificare delle variabili fisiche che si ritiene governino od

abbiano particolare influenza sul sistema considerato. Queste variabili prendono il nome di fattori.

I fattori assumeranno valori all'interno di un range, che può essere indagato statisticamente al fine di trovarne media e varianza. All'interno di questo range, si sceglieranno dei valori, ritenuti significativi, con cui poi si studierà la risposta del sistema. Tali valori sono detti livelli e, tipicamente, vengono scelti i valori estremi di tale intervallo, in modo da avere due livelli per ogni fattore. Si parla perciò di piano a due livelli.

Per studiare la risposta del sistema, è invece importante scegliere delle variabili d'uscita che siano d'interesse e che indichino il comportamento del sistema stesso.

E' stato così definito tutto ciò che è necessario a caratterizzare un piano fattoriale, ossia un piano di esperimenti (nel nostro caso di analisi) con i quali vengono provate tutte le possibili combinazioni di fattori e relativi livelli.

Il piano fattoriale consente di stimare gli effetti sulle uscite al variare del livello di un fattore ma senza dover necessariamente effettuare una prova per ogni singolo cambio di livello ma invece incrociandoli. In questo modo è possibile ridurre significativamente il numero delle prove necessarie mantenendo tuttavia lo stesso livello di precisione che si sarebbe ottenuto effettuandole tutte singolarmente.

Per valutare in maniera univoca l'influenza o meno di un fattore sul fenomeno in esame, viene calcolato il P-value. Questo è definito come la probabilità di ottenere un risultato pari o più estremo di quello che si osserverebbe nel caso di veridicità dell'ipotesi nulla.

Poiché l'ipotesi nulla in questo caso è rappresentata dalla non influenza del fattore, si può facilmente intuire che se il P-value calcolato supera il livello minimo di significatività α , posto tipicamente pari a 0.05 e calcolato secondo la formula 5.1, allora il fattore non ha influenza e può essere scartato.

$$\alpha = 1 - 0.95 = 0.05 \tag{5.1}$$

Infine va sottolineato come queste tecniche statistiche, tipicamente impiegate per la scelta e la definizione di una campagna di prove sperimentali, siano state adattate ad una numerica. L'accorgimento principale che si deve considerare in questa applicazione è che per ogni prova esiste un solo campione di uscite, in quanto il ripetere un'analisi porta inevitabilmente agli stessi risultati ottenuti precedentemente.

5.2.1 Scelta dei Fattori

La scelta dei fattori per il piano fattoriale è ricaduta sulle grandezze evidenziate dallo studio effettuato nel capitolo 1; ossia la variazione sull'offset, dovuta alla precisione di tiro, e l'angolo di total yaw.

La variazione sull'offset rappresenta lo scostamento dalla traiettoria ideale ed è ritenuta variare da -4.5 mm a +4.5 mm. Nel caso ideale la variazione è nulla; spostandoci verso l'interno dell'albero la variazione cresce fino a 4.5 mm, come stimato nel capitolo 1, mentre spostandosi verso l'esterno questa decresce fino a -4.5 mm.

L'offset verticale, che pure potrebbe esistere e presentarsi, non è stato considerato in quanto una traslazione verticale del proiettile lascia immutate le condizioni fisiche del problema.

Per maggior chiarezza la figura 5.6 mostra quanto spiegato.

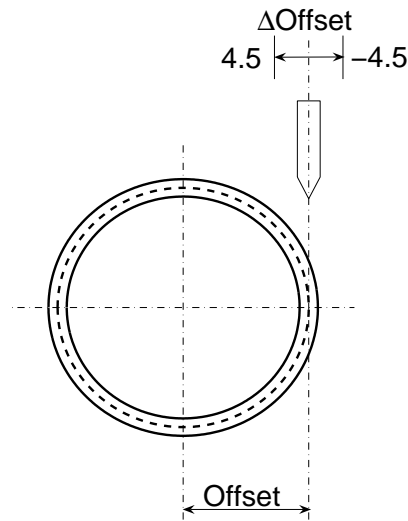


Figura 5.6: Schema variazione offset

L'altro parametro individuato nel capitolo 1 è l'angolo totale di yaw (total yaw). Tuttavia, per poterlo inserire all'interno del piano fattoriale più agevolmente, si è scelto di scomporlo in due variabili minori, che diventeranno quindi i fattori considerati del piano.

Per chiarire queste due variabili ed il loro significato fisico è necessario per prima cosa introdurre un sistema di riferimento solidale con il proiettile e

centrato nel suo baricentro. Tale sistema avrà l'asse z' diretto come il vettore velocità del proiettile stesso, l'asse y' parallelo al terreno e l'asse x' di conseguenza. La figura 5.7 mostra quanto spiegato.

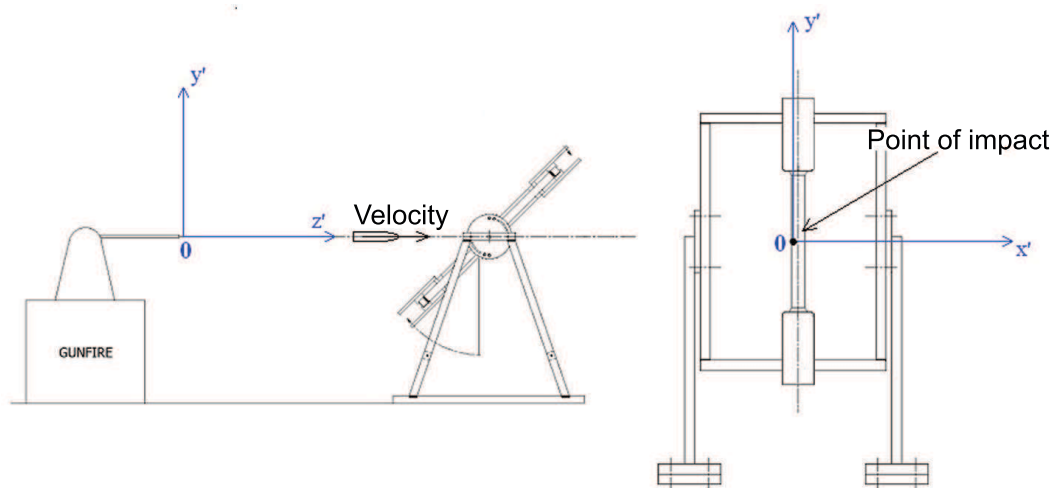


Figura 5.7: Sistema di riferimento del proiettile

L'asse del proiettile può essere a questo punto proiettato nel piano $x'-y'$ formando una retta. L'angolo compreso tra questa retta e l'asse y' viene definito angolo d'orientazione e sarà uno dei due fattori considerati per rappresentare il total yaw. Per maggiore chiarezza si riporta in figura 5.8 quanto detto. Per come è stato definito, l'angolo d'orientazione assume valori compresi tra 0° e 90° gradi.

Il secondo fattore scelto per rappresentare il total yaw è il suo modulo che, per quanto visto nel capitolo 1, ha valore massimo pari a 3.2° .

Per poterlo inserire nel piano fattoriale, si è tuttavia assunto che possa variare tra -3.2° a $+3.2^\circ$. In particolare, raggiunge valore positivo se la punta del proiettile, proiettata nel piano $x'-y'$, forma un angolo con l'asse y' che appartiene all'intervallo $[0^\circ, 180^\circ)$, negativo se tale angolo appartiene all'intervallo $[180^\circ, 360^\circ)$.

In questo modo, tramite queste due definizioni, è possibile rappresentare le configurazioni più interessanti e caratteristiche di questo problema e riportarle poi, con i relativi risultati, al piano fattoriale. Nello specifico, per entrambi i valori di variazione di offset scelti, si sono studiate le configurazioni riportate in figura 5.9.

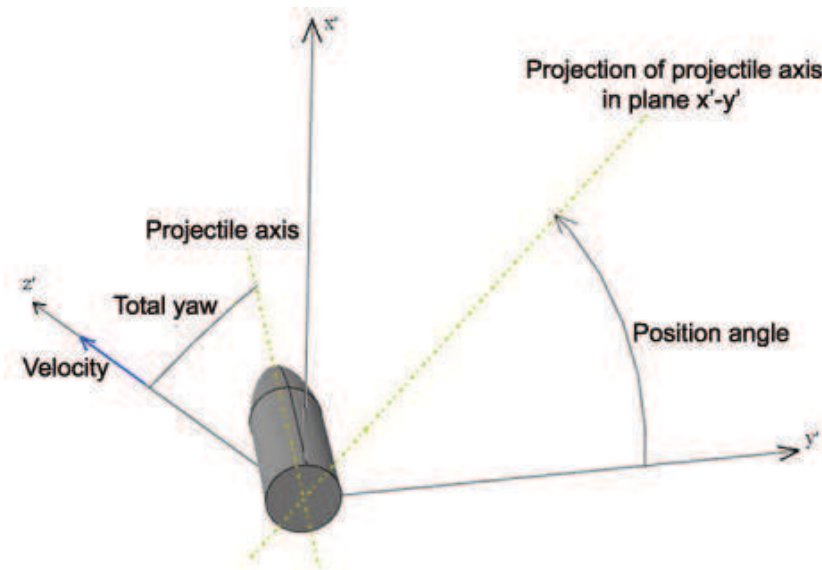


Figura 5.8: Definizione di total yaw e angolo di posizione

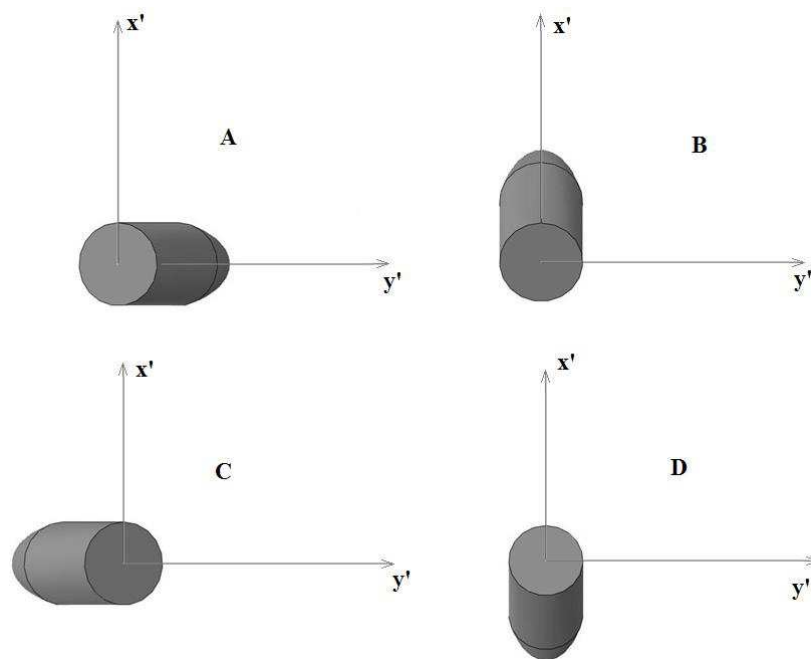


Figura 5.9: Condizioni di yaw analizzate. A:total yaw= 3.2° ,angolo di posizione= 0° ; B:total yaw= 3.2° , angolo di posizione= 90° ; C:total yaw= -3.2° , angolo di posizione= 0° ; D:total yaw= 3.2° , angolo di posizione= 90°

Le uscite scelte perchè ritenute significative ai fini della valutazione del comportamento del sistema sono:

- Elementi falliti
- Energia di deformazione dell'albero
- Variazione di energia cinetica del proiettile

Si è così deciso di effettuare un'analisi in un piano 2^3 , ossia a due livelli e tre fattori per un totale di otto analisi, schematizzate in figura 5.10. Le analisi riferite al caso in esame, con i relativi valori di fattori ed uscite sono invece riportati nelle tabelle 5.3 e 5.4.

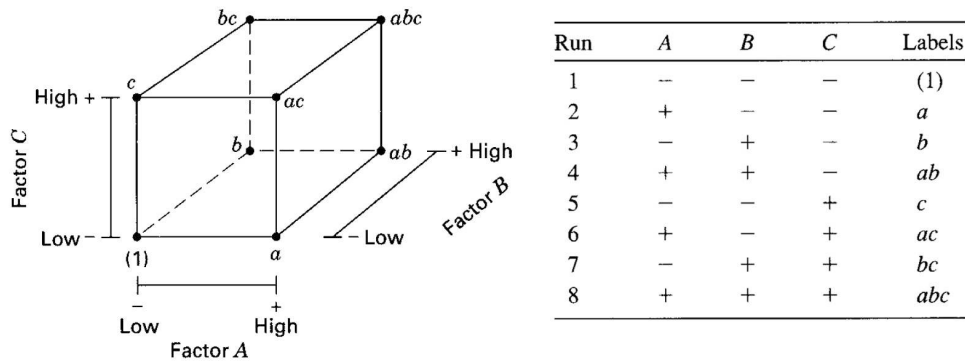


Figura 5.10: Schema esemplificativo piano 2^3

Fattore	Livelli	Valore minimo	Valore massimo
Variazione dell'offset	2	-4.5 mm	+4.5 mm
Angolo d'orientazione	2	0°	90°
Modulo total Yaw	2	-3.2°	+3.2°

Tabella 5.3: Riassunto fattori e livelli del piano fattoriale

L'analisi di varianza è stata effettuata con l'ausilio del software Minitab. Per non perdere continuità nel discorso e non dilungarci su aspetti poco immediati e non strettamente correlati ai fini di questa analisi, si rimanda all'Appendice per tutti i risultati e grafici ottenuti dall'analisi di varianza, limitandoci a riportare solamente i valori dei *P-value* ottenuti per tutte le uscite considerate in tabella 5.5.

N° Analisi	Δ Offset [mm]	Total yaw[°]	Angolo di orient. [°]	N°elem. falliti	En. di def. albero [J]	Δ Energia cin. [J]
1	4,5	3,2	90	217	174	210
2	-4,5	3,2	90	2334	312	404
3	4,5	-3,2	90	47	164	195
4	-4,5	-3,2	90	2525	348	442
5	4,5	3,2	0	315	176	216
6	-4,5	3,2	0	2338	326	418
7	4,5	-3,2	0	119	166	197
8	-4,5	-3,2	0	2531	328	420

Tabella 5.4: Riassunto delle analisi del piano fattoriale

Fonte della variabilità	P-value N°elementi falliti	P-value En. di def.	P-value Δ En. cin.
Δ Offset	0,002	0,034	0,024
Total yaw	0,636	0,690	0,882
Angolo d'orientazione	0,098	0,963	1,000
Interazione Δ Offset\Total yaw	0,024	0,338	0,260
Interazione Δ Offset\Angolo d'orient.	0,110	0,818	0,705
Interazione Total yaw\Angolo d'orient.	0,549	0,500	0,430

Tabella 5.5: Risultati ANOVA

Si deve innanzitutto evidenziare come non sia stata calcolata l'interazione tripla tra Modulo\Angolo d'orientazione\ Δ Offset poichè, come spiegato precedentemente, trattandosi di analisi numeriche non esistono ripetizioni.

Tutti i valori di *P-value* relativi a modulo del total Yaw ed angolo d'orientazione sono maggiori del livello minimo di significatività assunto, come spiegato precedentemente, pari a 0.05 e possono perciò essere scartati.

Tra le interazioni, solo quella tra Δ Offset\Modulo total Yaw risulta minore di α . Tuttavia, questo è vero solo per un'uscita ed inoltre, poichè uno dei due fattori principali risulta non influente (il modulo), si possono tranquillamente scartare anche tutte le interazioni.

Questo porta a concludere che l'unico parametro caratteristico dell'impatto che risulta avere influenza sul fenomeno è la sola variazione dell'offset. Tutto ciò è in accordo con quanto scritto da Goldsmith in [4] e [5] che affermava, dopo una campagna di test sperimentali, come per valori di angoli di Yaw inferiori ai 5° questo non avesse alcuna influenza sulle dinamiche dell'impatto.

5.3 Studio di sensibilità all'offset

In seguito ai risultati ottenuti dal piano fattoriale, si è proceduto con lo studio della sensibilità del fenomeno all'unico fattore d'influenza rimasto.

Si sono perciò eseguite una serie di analisi numeriche dove si è posizionato il proiettile ad un angolo di total Yaw nullo, data la sua ininfluenza, e si è invece fatto variare l'offset all'interno del range previsto, al fine di indagare il comportamento del sistema in tutto l'intervallo d'interesse.

Le analisi, ricapitolate in tabella 5.6, non sono ripartite in maniera uniforme all'interno del campo studiato, ma sono invece concentrate laddove il fenomeno manifesta effetti particolari, vale a dire intorno alla condizione d'impatto ideale.

Come per le analisi del piano fattoriale, le uscite considerate sono il numero di elementi falliti, l'energia di deformazione dell'albero e la variazione dell'energia cinetica del proiettile.

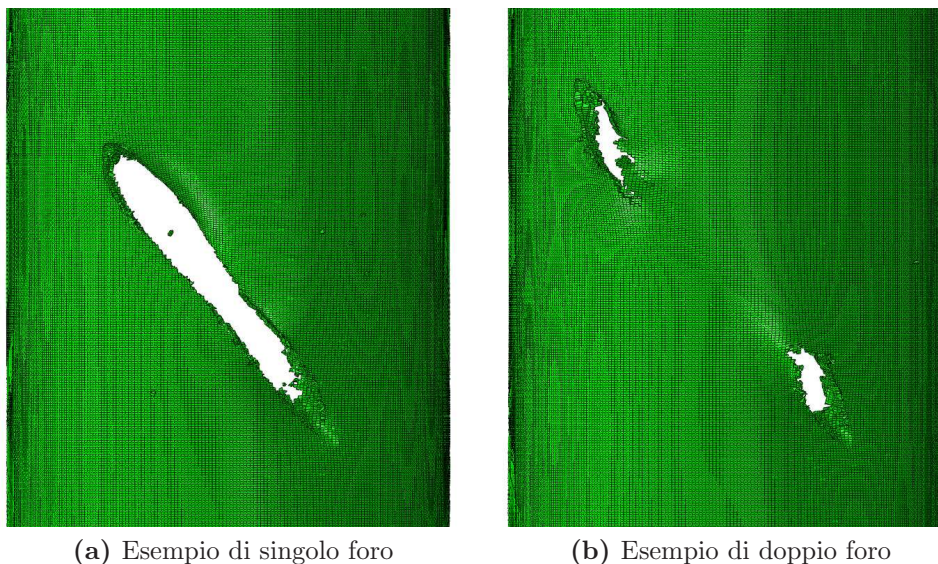


Figura 5.11: Tipologie di foro

Il discorso relativo invece alla dimensione ed alla forma dei fori sarà ripreso ed affrontato in seguito, nel capitolo 7, dove si tratterà il confronto numerico sperimentale.

Osservando la tabella 5.6, si denota immediatamente la grande influenza dell'offset, che porta addirittura ad originare un foro singolo piuttosto che due fori distinti o un rimbalzo; casi per altro riscontrati anche nel corso delle prove sperimentali.

Analisi	Δ Offset [mm]	Velocità residua [m/s]	Tipologia foro	Note
1	-4.5	822.3	Nessun foro	Rimbalzo laterale
2	-3	793.2	Foro singolo	
3	-2	765.7	Foro singolo	
4	-1	743.8	Foro singolo	
5	-0.75	742.2	Foro singolo	
6	-0.5	741.2	Foro singolo	
7	-0.25	750.8	Foro singolo	
8	0	753.6	Foro singolo	
9	0.25	767.8	Foro singolo	
10	0.5	767.3	Foro singolo	Sono quasi due fori
11	0.625	655.7	Due fori	Il proiettile ruota
12	0.75	671.7	Due fori	Il proiettile ruota
13	1	682.2	Due fori	Il proiettile ruota
14	1.25	750.2	Due fori	
15	1.5	766.8	Due fori	
16	2	787.2	Due fori	
17	2.5	792.9	Due fori	
18	3.5	800.9	Due fori	
19	4.5	804.3	Due fori	

Tabella 5.6: Analisi eseguite al variare dell'offset

In figura 5.11 si riporta un esempio di foro singolo ed uno di doppio. Come è lecito attendersi, fintanto che il proiettile si mantiene sufficientemente tangente all'albero, il risultato prodotto è contraddistinto da un foro singolo; è così possibile individuare attorno a 0.5 mm il valore limite di offset che separa le prove caratterizzate da foro singolo da quelle con doppio foro.

Infatti a Δ Offset 0.5 mm corrisponde l'analisi n°10 che presenta un foro unico, i cui estremi sono tuttavia collegati da una cricca molto stretta, provocata dal proiettile che ormai passa quasi del tutto all'interno dell'albero.

Quanto descritto è mostrato in figura 5.12.

Al disotto di 0.5 mm, cioè spostandosi verso l'interno dell'albero, si ha sempre un singolo foro; muovendosi nella direzione opposta invece, se ne ottengono sempre due.



Figura 5.12: Analisi limite tra foro singolo e foro doppio

Le figure 5.13, 5.14, 5.15 riportano gli andamenti trovati per le uscite all'interno dell'intervallo di offset analizzato. Osservando tali andamenti e tralasciando il picco attorno al valore di 0.7 mm, che verrà esaminato nel prosieguo, si individua un massimo locale per valori appena inferiori allo 0 per tutte le grandezze osservate.

Secondo questi risultati, un leggero spostamento verso l'esterno causa, almeno in termini di numero di elementi rimossi e di energia di deformazione dell'albero, un danno superiore che non quello provocato nella condizione ideale di tangenza ($\Delta\text{Offset} = 0$).

Questo è in disaccordo con quanto detto da Abbiati ed Aretini [3] che individuavano nella condizione tangente la situazione che crea il danno maggiore.

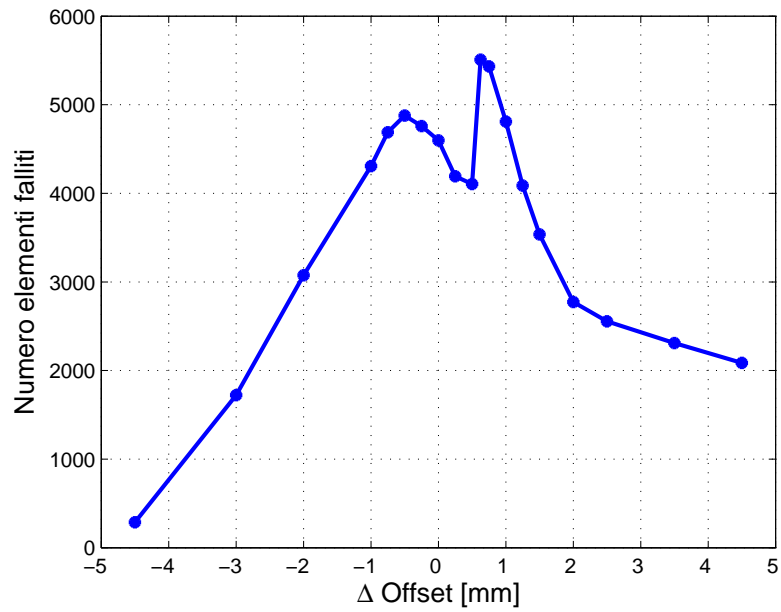


Figura 5.13: Andamento del N° elementi falliti al variare dell'offset

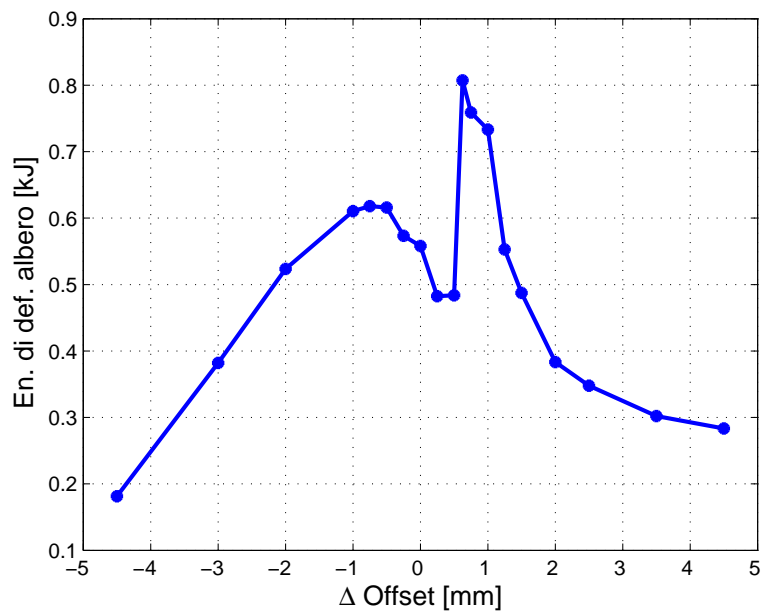


Figura 5.14: Andamento del Energia di deformazione al variare dell'offset

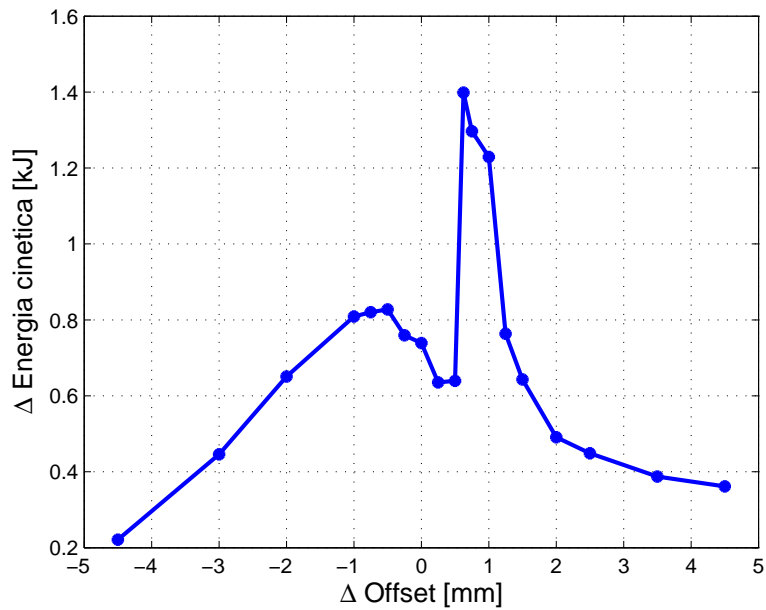


Figura 5.15: Andamento del Δ Energia cinetica al variare dell'offset

Per cercare una spiegazione a questo comportamento è stato realizzato un modello geometrico con un software CAD in modo da descrivere il danno come intersezione di due cilindri, uno cavo rappresentante l'albero e l'altro pieno che identifica il proiettile, opportunamente inclinati. Chiaramente un simile approccio risulta essere troppo semplicistico per determinare in modo accurato le dimensioni del danno; tuttavia può essere utilizzato per ottenere delle informazioni qualitative sull'andamento delle dimensioni dei fori.

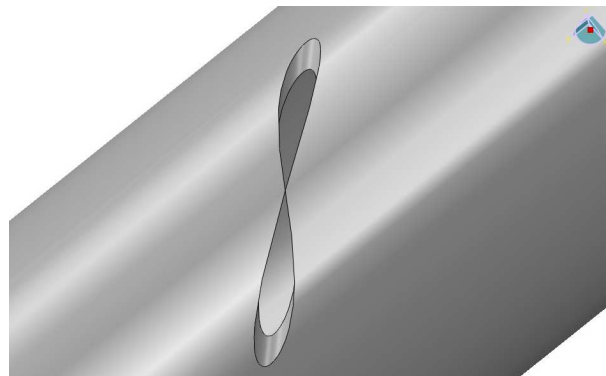


Figura 5.16: Esempio di danno ottenuto con modello CAD

La figura 5.17 mostra l'andamento del volume d'intersezione, quindi il volume del materiale asportato, tra i due cilindri al variare dell'offset; si può così osservare come un piccolo spostamento verso l'esterno provochi effettivamente un danno maggiore rispetto alla condizione di tangenza. E' tuttavia necessario sottolineare come questa differenza nel valore dell'offset sia molto piccola e, data la relativamente bassa precisione ottenibile dalle prove sperimentali in poligono di tiro, è praticamente impossibile distinguere i due casi.

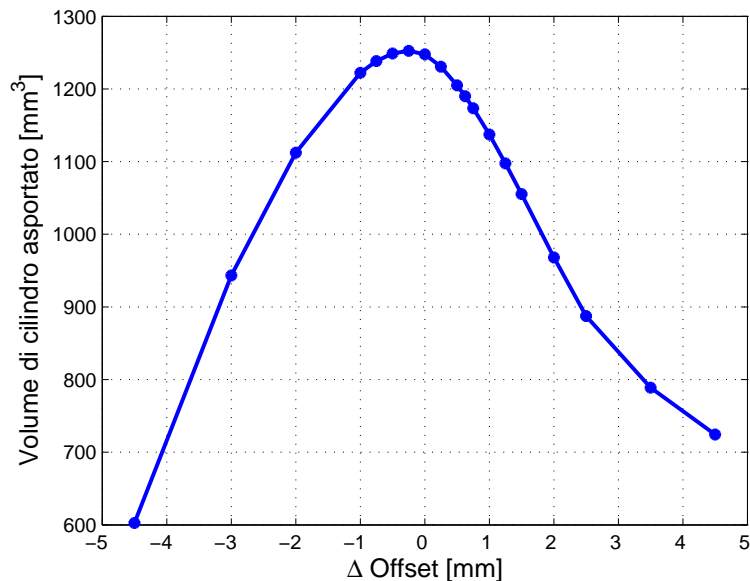


Figura 5.17: Volume di intersezione al variare dell'offset

Riprendiamo ora il discorso legato al picco negli andamenti dei grafici delle figure 5.13, 5.14 e 5.15, individuato attorno ad un valore di Δ Offset pari a 0.7 mm.

Per queste analisi, si ha inaspettatamente un incremento notevole del numero di elementi eliminati e dell'energia di deformazione dell'albero, con una conseguente perdita elevata di energia cinetica del proiettile.

Un affrettato studio dei risultati potrebbe far supporre che in questa configurazione il danno sull'albero sia superiore a tutti gli altri; tuttavia, in seguito ad una più attenta analisi, si è osservato un particolare comportamento del proiettile.

In figura 5.18 sono mostrati in sequenza alcuni step dell'analisi a Δ Offset pari a 0.75 mm; il danno prodotto in questo caso è un foro doppio. Dopo

l'impatto che provoca il primo foro, il proiettile passa all'interno del cilindro e, nell'istante in cui entrata nuovamente in contatto con questo per dare vita al secondo foro, viene probabilmente deviato dalla curvatura interna dell'albero, iniziando a ruotare su se stesso. Ciò fa sì che vada ad impattare non con la punta ma invece con la superficie laterale, provocando un foro d'uscita di dimensioni considerevolmente maggiori se paragonato a quelli ottenuti per gli altri valori di offset e, in definitiva, un numero di elementi falliti ed energia di deformazione maggiori.

Anche se non è possibile avere informazioni così precise sul moto reale della pallottola, date le dimensioni finali dei fori sperimentali che sono tutte simili e l'elevatissima deformazione che il proiettile subisce, sembra possibile dire che questo comportamento è una particolarità numerica del modello.

Tuttavia non è da escludere che nel caso di impatto con un proiettile più resistente, quale da esempio un 7.62 mm AP con cuore in acciaio, rappresentabile correttamente con un modello rigido, possa verificarsi un fenomeno simile.

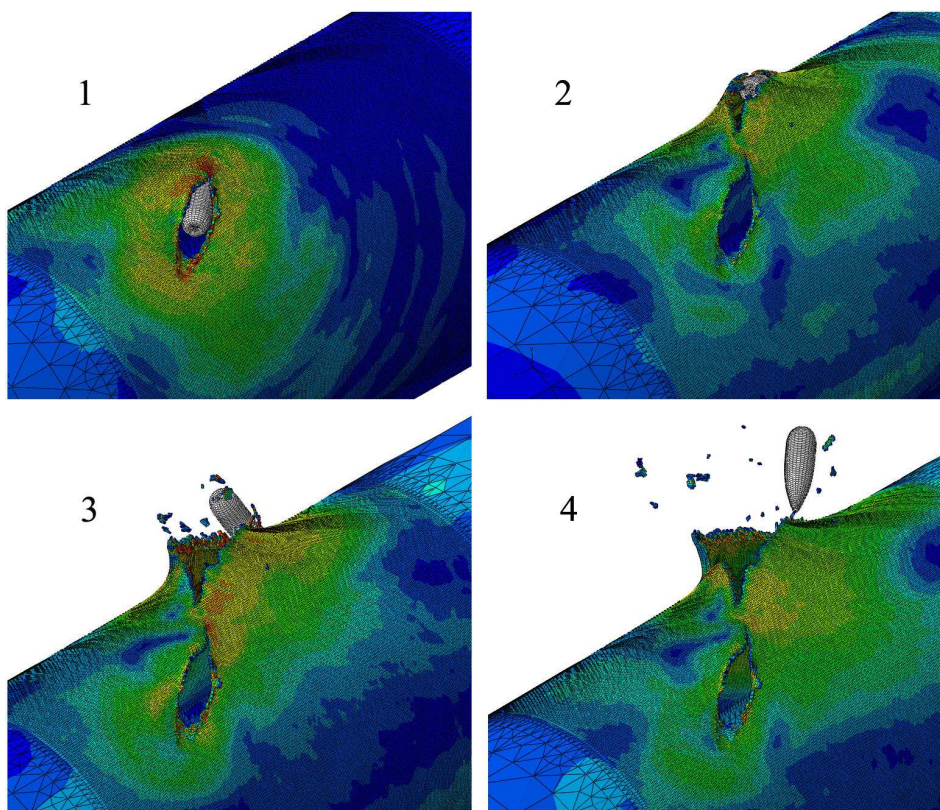


Figura 5.18: Sequenza d'impatto con rotazione del proiettile, analisi 12

Bibliografia

- [1] F. Ripamonti, *Valutazione del danno balistico e verifica damage tollerant di un componente elicotteristico*, Tesi di laurea Ingegneria Meccanica, Anno Accademico 2007-2008.
- [2] A. Gilioli, *Simulazione numerica della frattura duttile su un componente meccanico soggetto a impatto balistico*, Tesi di laurea, Politecnico di Milano, A.A. 2008/2009.
- [3] Abbiati G., Aretini A., *Valutazione del danno balistico di un componente elicotteristico*, Tesi di laurea, Politecnico di Milano, Dipartimento di Meccanica, A.A. 2005-2006.
- [4] Werner Goldsmith, *Non-ideal projectile impact on targets*, Department of Mechanical Engineering, University of California, Berkeley, CA 94720, USA (1998).
- [5] Werner Goldsmith, Tam E, Tomer D., *Yawing impact on thin plates by blunt projectiles*, Int J Impact Engng 1995; 16:479-98.
- [6] Dassault Systèmes, *Abaqus Manual user's manual versione 6.8*.
- [7] D. C. Montgomery, *Design and Analisis of Experiments*, John Wiley and Sons, 2001.

Capitolo 6

Analisi con proiettile deformabile

In questo capitolo si è ripetuto il percorso e le analisi effettuate precedentemente nel capitolo 5, ma considerando il proiettile un corpo deformabile. In particolare si è effettuata una campagna di analisi, nuovamente progettata attraverso i piani fattoriali e l'analisi della varianza, finalizzata allo studio dell'influenza dei parametri d'impatto. A questa fase è succeduto uno studio di sensibilità del problema ai parametri che si sono riscontrati essere significativi.

6.1 Modello numerico

Il FEM presenta molte analogie con quello utilizzato per l'analisi del proiettile rigido. Innanzitutto il modello dell'albero, con la relativa modellazione del materiale ed i relativi vincoli, risulta essere lo stesso di quello descritto nel capitolo 5. Per quanto riguarda il contatto, si è nuovamente sfruttato il *General contact interior*, ponendo attenzione ad includere all'interno del *set* di contatto tutti gli elementi appartenenti al proiettile, sia del *core* che del *jacket*, oltrechè quelli appartenenti all'albero.

A differenza delle analisi con proiettile rigido, si è dovuto ricorrere all'utilizzo di una mesh Arbitraria Euleriana-Lagrangiana (ALE), come spiegato in seguito.

Il modello iniziale di riferimento descrive la condizione d'impatto ideale, che viene poi variata a seconda dell'analisi prevista dal piano fattoriale. Questa è, al solito, la condizione di proiettile tangente ed inclinato di 50° . Ancora una volta le unità di misura utilizzate sono state *mm*, *ton*, *s*.

Mesh Arbitraria Euleriana Lagrangiana (ALE)

L'algoritmo adattativo ALE è una tecnica per il controllo della distorsione degli elementi che permette di mantenere una mesh di alta qualità, disponibile in Abaqus\Explicit e per alcune applicazioni in Abaqus\Standard.

Unisce le caratteristiche di pura analisi lagrangiana, nella quale il movimento del nodo corrisponde al movimento del materiale, e pura analisi euleriana, in cui i nodi restano fissi nello spazio e il materiale scorre attraverso gli elementi. Tipicamente l'analisi ALE utilizza un approccio intermedio tra questi due estremi.

Risulta particolarmente efficace per simulare processi di formatura dei metalli, quali stampaggio, estrusione e laminazione, o per fenomeni d'impatto, cioè in generale in tutti quei problemi che comportano grandi deformazioni irreversibili.

E' infatti possibile che in presenza di grandi deformazioni un'eccessiva distorsione degli elementi possa ridurre la precisione dei risultati e le dimensioni dell'incremento temporale fino ad impedire la conclusione dell'analisi stessa. L'algoritmo adattativo lavora lisciando gradualmente i nodi della mesh un certo numero di volte all'interno dello step di calcolo e se opportunamente impostato risolve questi problemi.

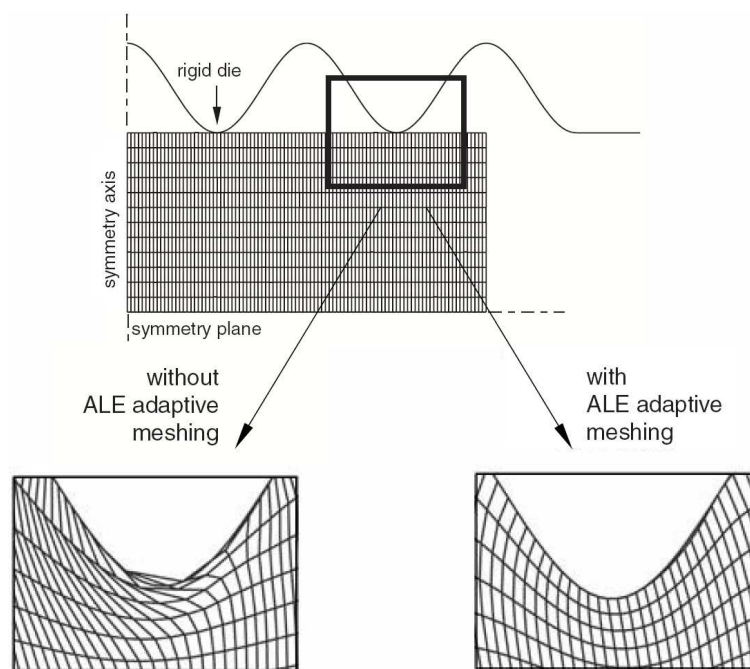


Figura 6.1: Uso della ALE per controllare la distorsione degli elementi [6]

A differenza delle altre tecniche di adattività implementate in Abaqus, la ALE opera sulla discretizzazione iniziale non alterando la topologia (elementi e connettività) della mesh, il che implica alcune limitazioni sulla capacità di questo metodo di mantenere un'elevata qualità in presenza di deformazioni estreme ed è quindi utilizzabile solo quando la mesh è valida per tutta la durata della simulazione.

Al fine di utilizzare la mesh adattativa è necessario definire una regione in cui questa debba agire (*ALE adaptive mesh domain*); nel caso in esame si è scelto lo stesso set di elementi utilizzato per il contatto.

Gli altri due parametri importanti sono la frequenza di remeshing e il numero di *sweeps*.

La frequenza indica ogni quanti incrementi viene eseguito il remeshing ed è nella maggior parte dei casi il parametro più influente sulla qualità finale e sull'efficienza computazionale. I valori tipici variano tra 5 e 100.

Ad ogni passo adattativo viene creata una nuova mesh regolarizzata analizzando iterativamente il dominio; il numero di tali iterazioni è controllato dal parametro di sweeps. Durante ogni sweep, i nodi del dominio sono spostati basandosi sulla posizione corrente dei nodi e degli elementi vicini al fine di ridurre la distorsione. Aumentando il numero degli sweeps aumenta l'intensità del remeshing di ogni passo.

L'utilizzo della ALE incrementa il costo computazionale dell'analisi; questo dipende fortemente dalla frequenza, dal numero di sweeps e dalle dimensioni del dominio.

Anche in base a queste ultime considerazioni nelle nostre analisi si è utilizzata una frequenza pari a 15 e un valore di sweep uguale ad uno.

6.1.1 Modello del proiettile deformabile

Il modello del proiettile deformabile mantiene le stesse dimensioni esterne del proiettile rigido, ma risulta essere suddiviso in due parti distinte: il *core* e il *jacket*, la cui funzione e composizione sono già state descritte nel capitolo 1. Queste sono state realizzate seguendo le misure trovate in bibliografia [2] ed effettuate sul campione a nostra disposizione; le figure 6.2 e 6.3 riportano rispettivamente un foto del proiettile ed il modello ad elementi finiti.

La mesh per entrambe le parti risulta essere composta da elementi solidi ad integrazione ridotta di tipo brick; rispettivamente 12488 per il *core* e 6929 per il *jacket*. La dimensione media degli elementi del *core* è pari a 0.269 mm, 0.26 mm per il *jacket*. La figura 6.4 mostra in dettaglio la mesh adottata.

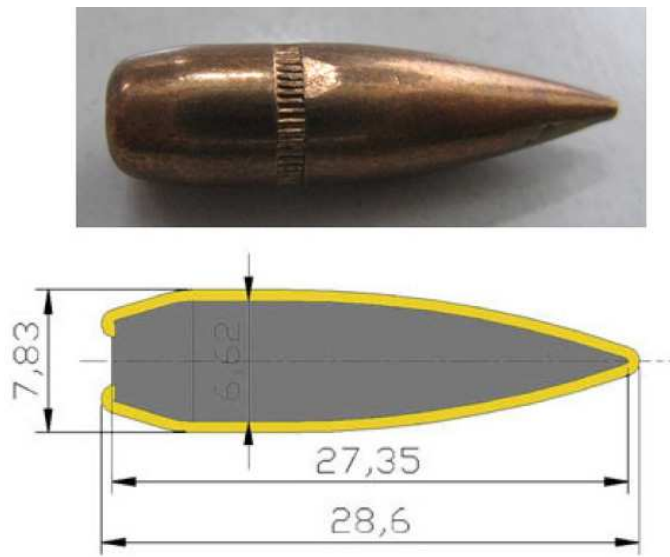


Figura 6.2: Immagini della pallottola 7.62 Nato con dimensioni

I due materiali, con cui è realizzato il proiettile, sono stati modellati secondo le leggi riportate nel paragrafo 2.4 che, se paragonate a quella utilizzata per l'albero, potrebbero sembrare alquanto semplificative; tuttavia, la scarsità e la difficoltà nel reperire dati relativi ai materiali, unite al livello raggiunto dallo stato dell'arte [2], [3], [4], [5], consentono di ritenere questa modellazione più che accettabile, se non già avanzata.

Per meglio rappresentare il comportamento reale della pallottola, si è deciso anche d'introdurre l'attrito tra la superficie esterna del *core* e quella interna del *jacket*; tuttavia, non avendo a disposizione valori sperimentali o di bibliografia specifici, si è utilizzato un coefficiente μ pari a 0.3, valore tipico per il contatto tra due metalli. Per introdurlo all'interno del modello, si è definito un contatto *General, Surface to Surface* con comportamento tangenziale, ossia con attrito.

Infine, al set di tutti gli elementi facenti parte del proiettile è stata assegnato un *predefined field*, per imporre la velocità iniziale e di spin desiderate, pari a 850 m/s e 78.5 rad/sec.

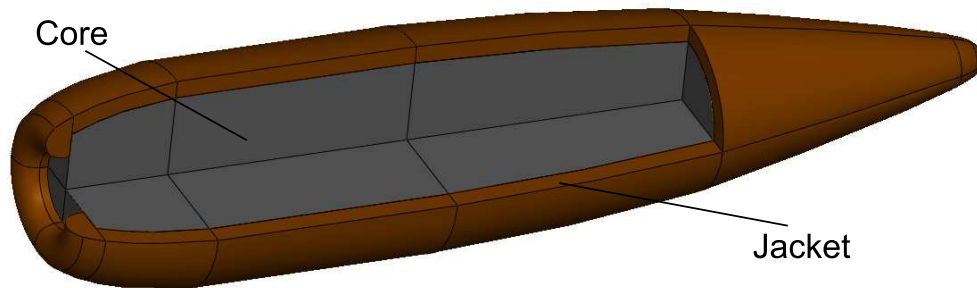


Figura 6.3: Proiettile deformabile

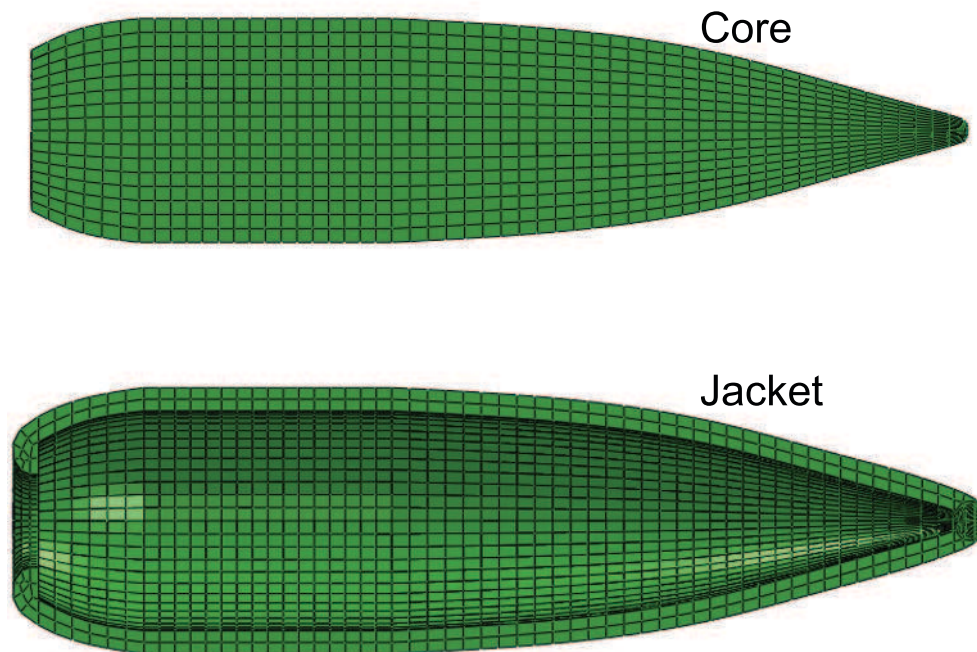


Figura 6.4: Mesh del proiettile deformabile

6.2 Piano fattoriale

Si è nuovamente definito un piano fattoriale che, poichè il problema fisico è lo stesso analizzato per il caso del proiettile rigido, risulta essere composto dagli stessi fattori, livelli ed uscite.

Essendo i due piani definiti dalle stesse analisi è così possibile, oltre che analizzare singolarmente il problema deformabile e l'influenza dei parametri d'impatto, fare anche un confronto diretto con il problema rigido, cercando eventuali analogie e differenze nonché osservare come l'aver variato la definizione del proiettile abbia modificato la fisica del problema.

Le tabelle 6.1 e 6.2 riportano i fattori scelti e le analisi adottate.

Fattore	Livelli	Valore minimo	Valore massimo
Variazione dell'offset	2	-4.5 mm	+4.5 mm
Angolo d'orientazione	2	0°	90°
Modulo total Yaw	2	-3.2°	+3.2°

Tabella 6.1: Riassunto fattori e livelli del piano fattoriale

N° Analisi	Δ Offset [mm]	Total yaw[°]	Angolo di orient. [°]	N°elem. falliti	En. di def. albero [J]	Δ Energia cin. [J]
1	4,5	3,2	90	0	38	170
2	-4,5	3,2	90	3399	690	1524
3	4,5	-3,2	90	0	35	164
4	-4,5	-3,2	90	3407	697	1542
5	4,5	3,2	0	0	35	167
6	-4,5	3,2	0	3588	686	1566
7	4,5	-3,2	0	0	36	168
8	-4,5	-3,2	0	3412	706	1556

Tabella 6.2: Riassunto delle analisi del piano fattoriale

Si riportano in tabella 6.3 i valori dei *p-value* calcolati con l'ausilio del software Minitab, rimandando all'Appendice per i dettagli relativi a calcoli e grafici ottenuti.

Trattandosi di analisi numeriche, perciò prive di ripetizioni, non è stato possibile valutare l'interazione tripla tra Modulo\Angolo d'orientazione\ Δ Offset. Tutti i valori di *P-value* relativi al modulo del total Yaw, angolo d'orientazione e susseguenti interazioni sono maggiori del livello minimo di significatività, assunto pari a 0.05, e possono perciò essere ritenuti ininfluenti nella dinamica del fenomeno.

Fonte della variabilità	P-value N°elementi falliti	P-value En. di def.	P-value Δ En. cin.
Δ Offset	0,008	0,002	0,004
Total yaw	0,529	0,220	0,946
Angolo d'orientazione	0,483	0,795	0,351
Interazione Δ Offset\Total yaw	0,529	0,192	0,774
Interazione Δ Offset\Angolo d'orient.	0,483	0,579	0,361
Interazione Total yaw\Angolo d'orient.	0,500	0,310	0,656

Tabella 6.3: Risultati ANOVA

Ne consegue che, anche per il problema con proiettile deformabile, l'unico parametro d'impatto che risulta avere influenza sul fenomeno è nuovamente la variazione dell'offset.

Si è così in accordo con quanto detto da Goldsmith in [7] e [8]. Inoltre, questo risultato è analogo a quello ottenuto nel caso del proiettile rigido. Ciò implica due importanti conseguenze: la prima è che la scelta di un proiettile deformabile, anziché rigido, non sembra modificare l'influenza dei parametri d'impatto; in secondo luogo l'aver ottenuto risultati concordanti per entrambi i casi studiati, ci permette di escludere con maggior tranquillità lo yaw dai parametri d'interesse per il problema analizzato.

6.3 Studio di sensibilità all'offset

In conseguenza ai risultati del piano fattoriale, si è eseguita un'analisi di sensibilità del problema al variare dell'unico parametro significativo, il Δ Offset. Si tratta di una campagna di simulazioni numeriche condotta fissando a zero il valore del total yaw e variando il solo offset.

La tabella 6.4 riassume le analisi effettuate; non essendo comparsi fenomeni particolari, si è cercato di distribuirle uniformemente all'interno dell'intervallo di variazione ± 4.5 mm.

Le uscite considerate sono le stesse del piano fattoriale, ossia il numero di elementi falliti, l'energia di deformazione dell'albero e la variazione dell'energia cinetica del proiettile.

Per la discussione relativa alla dimensione ed alla forma dei fori si rimanda al capitolo 7, dove verrà affrontato il confronto numerico sperimentale.

Analisi	ΔOffset [mm]	Tipologia foro	Note
1	-4	Foro singolo	
2	-3	Foro singolo	
3	-2	Foro singolo	
4	-1	Foro singolo	
5	-0.75	Foro singolo	
6	-0.5	Foro singolo	
7	0	Foro singolo	
8	0.5	Due fori	
9	0.75	Due fori	Il setto si apre
10	1	Due fori	
11	2	Due fori	
12	3	Due fori	
13	4	Due fori	

Tabella 6.4: Analisi eseguite al variare dell'offset

In questo caso, si è identificato il valore spartiacque tra la condizione di singolo foro e quella di doppio per un ΔOffset circa pari a 0 mm. La figura 6.5 mostra un esempio di danneggiamento con foro singolo ed uno con foro doppio.

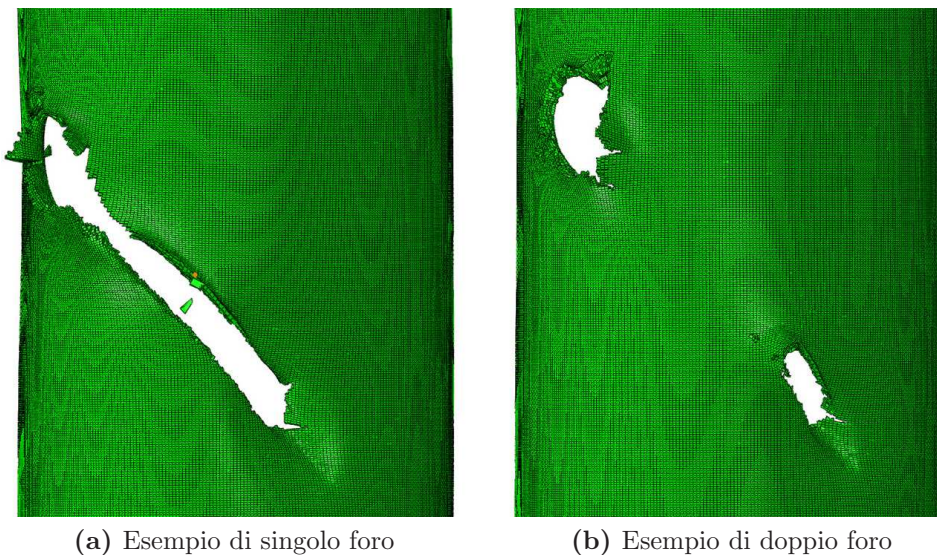


Figura 6.5: Tipologie di foro

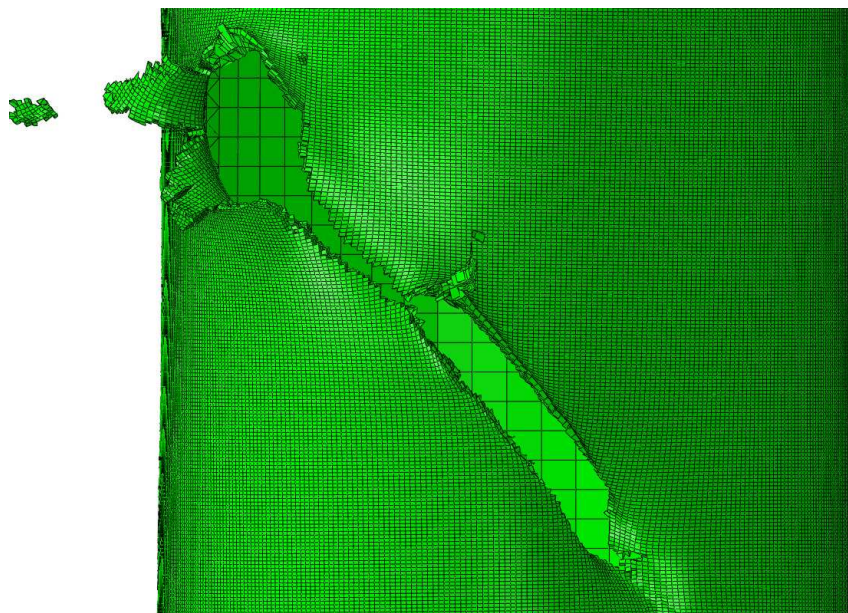


Figura 6.6: Analisi con rottura totale del setto

L'unica analisi che presenta una particolarità è la n°9. Si tratta di un danneggiamento a doppio foro nel quale tuttavia compare nel setto una cricca che propaga fino ad unire gli apici dei due fori. La figura 6.6 chiarisce quanto detto.

In queste analisi non è stato sempre possibile valutare la velocità residua del proiettile in quanto, essendo deformabile, è capitato che questo fosse totalmente eroso oppure che si rompesse in numerosi piccoli frammenti, rendendo quanto meno difficile la valutazione della velocità residua. Ciò ben si accorda a quanto riscontrato durante lo svolgimento delle prove sperimentali nelle quali, proprio a causa dell'eccessiva frammentazione del proiettile, non è stato possibile effettuare tale misura.

Le figure 6.7, 6.8, 6.9 riportano le curve trovate per le uscite all'interno dell'intervallo di offset analizzato, sia per proiettile rigido che deformabile, per un confronto più immediato.

Si può osservare un andamento molto più regolare di quello riscontrato con il proiettile rigido; innanzitutto il fenomeno di rotazione del proiettile non si verifica più, lasciando perciò presupporre che tale effetto fosse una caratteristica esclusiva della modellazione del proiettile come corpo rigido.

Secondariamente, più che di un vero e proprio massimo locale si può parlare di una zona, identificabile attorno al valore di ΔOffset nullo, nella quale il numero di elementi falliti e l'energia di deformazione del proiettile raggiungono il loro massimo.

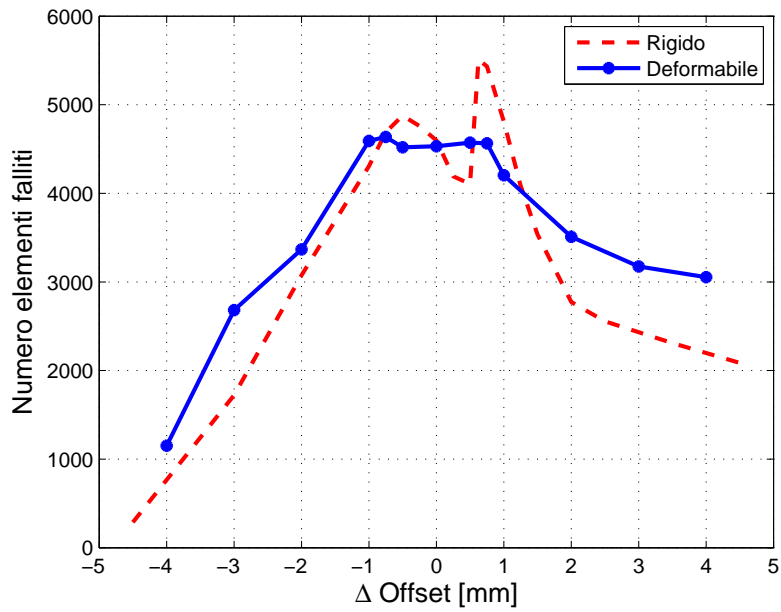


Figura 6.7: Andamento del N° elementi falliti al variare dell'offset

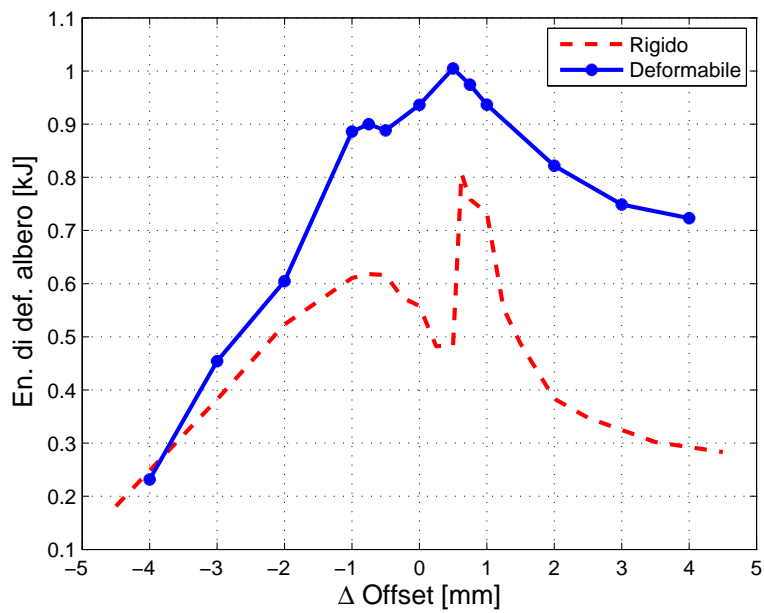


Figura 6.8: Andamento del Energia di deformazione al variare dell'offset

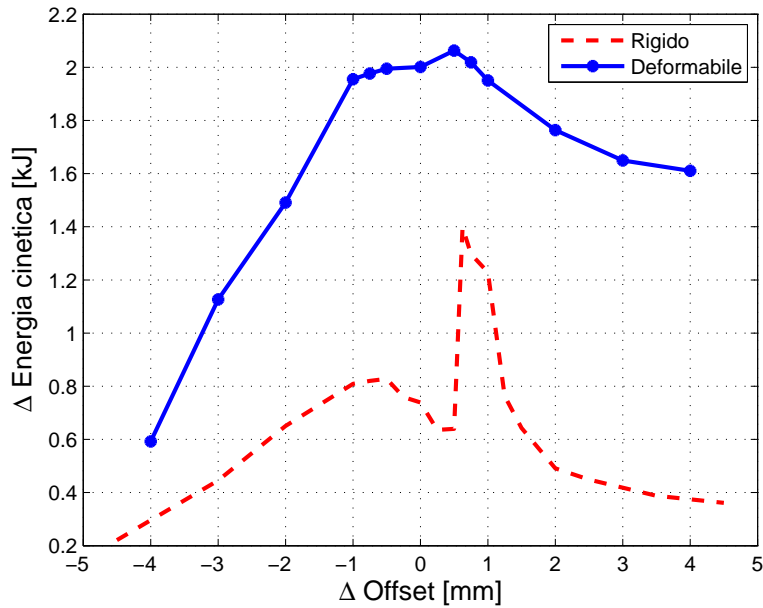


Figura 6.9: Andamento del Δ Energia cinetica al variare dell'offset

Come era lecito attendersi, tale zona è prossima al valore identificato da Ripamonti [1]. Quando viene introdotta anche la deformabilità del proiettile, si può quindi dedurre che non è possibile identificare un preciso valore che provoca il danno maggiore, ma piuttosto individuarne uno nell'intorno del quale è probabile che si verifichi.

Si può inoltre osservare una lieve differenza tra la curva degli elementi falliti, figura 6.7, e quella dell'energia di deformazione, figura 6.8; quest'ultima infatti presenta un apice per valori di Δ Offset leggermente positivi mentre l'altra, al contrario, per valori di Δ Offset leggermente negativi. Questo fenomeno è probabilmente spiegabile dal fatto che il proiettile, essendo deformabile, va ad investire un'area superiore al caso rigido, facendo sì che la deformazione dell'albero, quindi la sua energia di deformazione, sia maggiore, ma la capacità penetrativa, quindi il numero di elementi falliti, sia ridotto e non coincidente con essa.

A riprova di quanto detto si può osservare l'andamento della variazione dell'energia cinetica del proiettile 6.9, che segue la curva dell'energia di deformazione dell'albero. Ciò sta ad indicare che una maggiore perdita di energia cinetica del proiettile coincide con una maggiore deformazione del cilindro. Concentrandosi invece sul confronto tra le curve relative al proiettile deformabile e quello rigido, si nota immediatamente come i valori di energia di deformazione e di energia cinetica siano significativamente superiori per il

proiettile deformabile che non per quello rigido. Ciò era facilmente prevedibile se si pensa che la pallottola deformandosi investe una superficie maggiore e provoca perciò un danno più esteso. Risulta invece paragonabile il numero di elementi eliminati nei due casi.

Infine, per meglio evidenziare quanto spiegato finora, si riporta in figura 6.10 la sequenza d'impatto per l'analisi n°12.

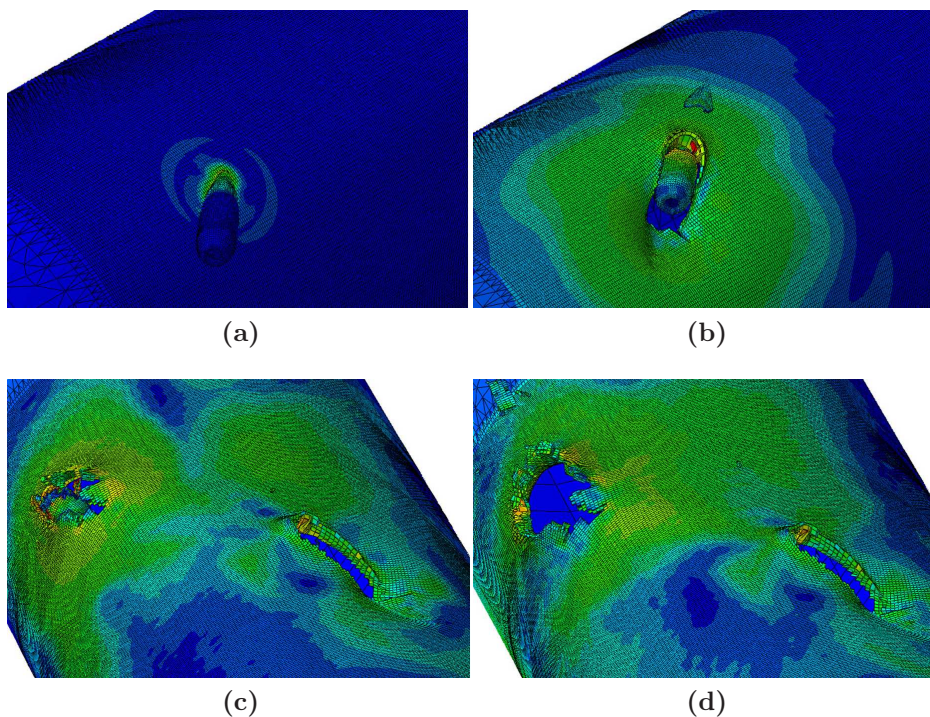


Figura 6.10: Sequenza d'impatto con proiettile deformabile, analisi 12

6.4 Analisi con Nodal Erosion

Con l'introduzione del proiettile deformabile si è ritenuto opportuno indagare ulteriormente sul comportamento del modello di contatto utilizzato, dato che l'impatto di più corpi deformabili tra loro può complicare notevolmente l'analisi.

In particolare, si è studiata l'opzione *nodal erosion* presente nel comando **contact controls assignment*, andandola a modificare da *NO* a *YES*.

Nel primo caso i nodi dell'elemento appartenenti al dominio di contatto vengono mantenuti come punti di massa anche dopo che tutte le superfici ed i bordi a cui sono collegati sono stati erosi, mentre nel secondo i suddetti nodi

vengono eliminati ed esclusi dal contatto.

Concettualmente si ritiene più corretto l'utilizzo dell'opzione NO, poichè in questo modo la massa dei corpi, ed in particolar modo del proiettile, viene mantenuta anche quando nel modello gli elementi falliti vengono cancellati.

Di contro si osserva il danneggiamento dell'albero qualche istante prima che il proiettile lo tocchi. Questo particolare fenomeno si presenta solo per l'impatto che porta alla formazione del foro d'uscita, dopo che alcuni elementi del proiettile sono stati eliminati, ed è tanto più evidente quanto più la pallottola è deformata ed i suoi elementi cancellati.

Attivando il nodal erosion non si osserva tale comportamento; tuttavia la pallottola perde massa man mano che gli elementi si danneggiano andando a creare un foro d'uscita molto più piccolo rispetto al caso precedente e che si discosta notevolmente dai valori riscontrati nelle prove sperimentali.

Tenendo conto di questi effetti e considerando il fatto che il manuale di Abaqus [6], nell'esempio *Eroding projectile impacting eroding plate*, sconsiglia l'utilizzo del nodal erosion per i casi d'impatto, si ritiene più corretto impostare a NO tale funzione.

In figura 6.11 si mostra una sequenza d'impatto con l'utilizzo del nodal erosion, confrontabile con la analoga analisi riportata in figura 6.10 in cui il nodal erosion non è attivato.

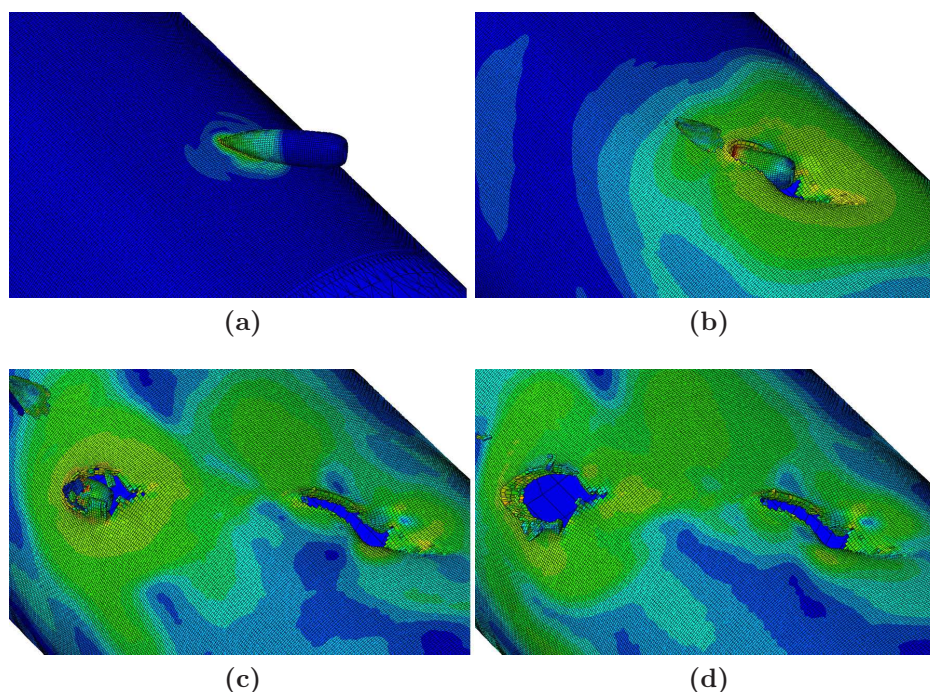


Figura 6.11: Sequenza d'impatto con proiettile deformabile e nodal erosion

Bibliografia

- [1] F. Ripamonti, *Valutazione del danno balistico e verifica damage tollerant di un componente elicotteristico*, Tesi di laurea Ingegneria Meccanica, Anno Accademico 2007-2008.
- [2] T. Børvik, S. Deya, A.H. Clausen, *Perforation resistance of five different high-strength steel plates subjected to small-arms projectiles*, International Journal of Impact Engineering 36 (2009) 948-964.
- [3] P.J. Hazell, M.R. Edwards, H. Longstaff, J. Erskine, *Penetration of a glass-faced transparent elastomeric resin by a lead-antimony-cored bullet*, International Journal of Impact Engineering 36 (2009) 147-153.
- [4] N. Nsiampa, G. Dyckmans, A. Chabotier, *Impact of 7.62 mm AP ammunition into aluminium 5083 plates, 23°* International Symposium on ballistics, Tarragona, Spain 16-20 April 2007.
- [5] S. Chocron, C. E. Anderson, D. J. Grosch, C. H. Popelar, *Impact of the 7.62 mm APM2 projectile against the edge of metallic target*, International Journal of Impact Engineering 25(2001) 423-437
- [6] Dassault Systèmes, *Abaqus Manual user's manual versione 6.8*.
- [7] Werner Goldsmith, *Non-ideal projectile impact on targets*, Department of Mechanical Engineering, University of California, Berkeley, CA 94720, USA (1998).
- [8] Werner Goldsmith, Tam E, Tomer D., *Yawing impact on thin plates by blunt projectiles*, Int J Impact Engng 1995; 16:479-98.

Capitolo 7

Confronto numerico sperimentale

In questo capitolo viene affrontato il discorso relativo al confronto dei risultati ottenuti attraverso le analisi numeriche, sia nel caso di proiettile rigido che deformabile, e di quelli ottenuti con le prove sperimentali, già descritte nel capitolo 3.

In particolare, sono analizzati il tipo, la forma e le dimensioni del danneggiamento, in quanto fattori di grande rilevanza nel determinare la capacità dell'albero di sopportare ulteriore carico, nonché parametri immediati ed oggettivi per la valutazione.

7.1 Danneggiamento sperimentale

Ottenute le dimensioni dei fori relativi ai provini si è proceduto a distinguerli in due tipologie principali, al fine di semplificare maggiormente l'analisi. Va inoltre ribadito come tali misure siano state ottenute in coordinate curvilinee sulla superficie del cilindro; ciò ha infatti influenzato il metodo di calcolo per le dimensioni dei fori sulle tipologie numeriche.

Il parametro utilizzato per differenziare le prove è il setto, in quanto la sua lunghezza è direttamente legata al valore dell'offset e , di conseguenza, è un indice della forma dei fori d'ingresso e d'uscita del proiettile. Quanto fatto viene mostrato in tabella 7.1.

Osservando tali dati si nota effettivamente come i valori relativi ai fori d'ingresso siano molto simili, mentre come ad un setto più lungo corrisponda un foro d'uscita più esteso.

Tipologia 1					
Prova	Lungh. foro ingresso[mm]	Largh. foro ingresso[mm]	Setto [mm]	Lungh. foro uscita[mm]	Largh. foro uscita[mm]
5	26	9	57	38	20
7	25	8	60	37	24
Media	25.5	8.5	58.5	37.5	22

Tipologia 2					
Prova	Lungh. foro ingresso[mm]	Largh.a foro ingresso[mm]	Setto [mm]	Lungh. foro uscita[mm]	Largh. foro uscita[mm]
1	26	10	45	46	27
3	26	10	48	48	23
4	25	9	48	45	32
6	29	10	40	40	31
8	24	10	49	39	31
Media	26	9.8	46	43.6	28.8

Tabella 7.1: Riassunto delle misure dei fori e della partizione dei modelli

7.2 Misura dei fori numerici

Al fine di garantire coerenza tra il metodo di misura dei fori sperimentali e numerici, si è creato un semplice programma in ambiente Matlab, capace di leggere e quindi elaborare dati in modo da facilitare la misura.

In particolare, da Abaqus/CAE si genera un file di testo con le coordinate di tutti i nodi nella configurazione deformata finale; questo viene successivamente caricato ed elaborato dal programma Matlab che trasforma il sistema di riferimento cartesiano ortogonale in uno con ascissa curvilinea.

I punti così modificati vengono graficati e ruotati di 50° , per orientarli lungo la traiettoria del proiettile.

Attraverso questa immagine è così possibile calcolare le dimensioni massime orizzontale e verticale di ogni foro, nonché del setto.

Nelle figure 7.1 e 7.2 il procedimento qui descritto viene riassunto e visualizzato, per maggiore chiarezza di comprensione.

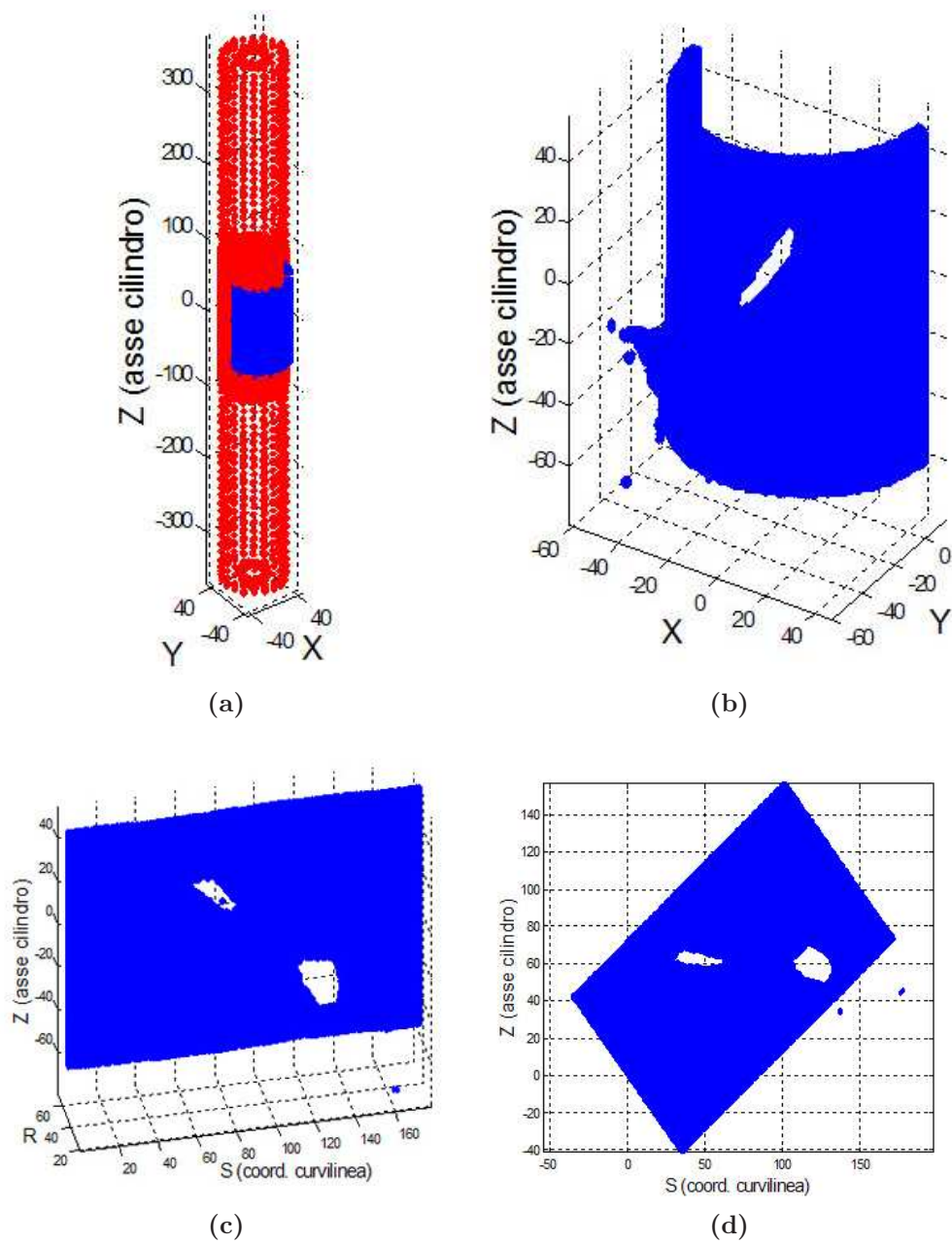


Figura 7.1: Passaggi dell'elaborazione dei dati utilizzata per la misurazione dei fori

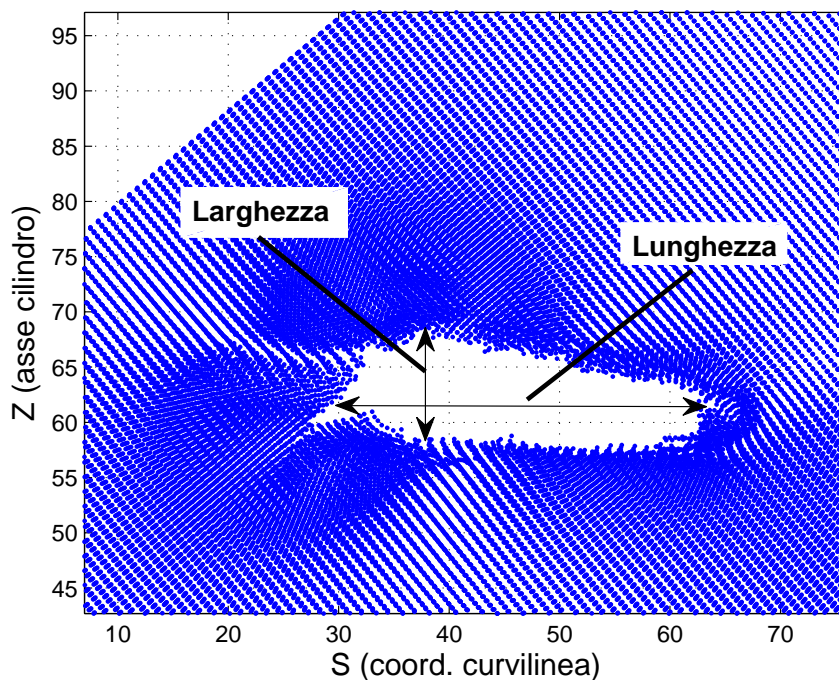


Figura 7.2: Convenzione utilizzata per le misurazioni dei fori

Questa procedura garantisce che:

- I fori siano misurati lungo la coordinata curvilinea.
- Questa coordinata curvilinea sia orientata come la direzione del proiettile.
- Nella misura dei fori non siano considerati eventuali danneggiamenti come petaling o solchi d'ingresso.

Garantisce cioè che gli stessi accorgimenti adottati per le prove sperimentali siano applicati anche per quelle numeriche.

Nelle tabelle 7.2 e 7.3 vengono riportate le dimensioni dei fori così misurati, rispettivamente per le analisi con proiettile rigido e deformabile.

Analisi	Offset	Lunghezza ingresso	Larghezza ingresso	Setto	Lunghezza uscita	Larghezza uscita
1	-4.5	-	-	-	-	-
2	-3	44.04	9.78	-	-	-
3	-2	55.52	12.73	-	-	-
4	-1	66.9	11.03	-	-	-
5	-0.75	67.64	10.8	-	-	-
6	-0.5	68.35	10.1	-	-	-
7	-0.25	73.95	9.14	-	-	-
8	0	71.69	8.54	-	-	-
9	0.25	69.16	9.03	-	-	-
10	0.5	21.62	9.6	19.48	-	9.42
11	0.625	20.28	8.62	25.85	51.3	15.85
12	0.75	19.8	8.69	25.99	75.72	16.49
13	1	18.89	8.6	32.98	71.57	14.32
14	1.25	21.58	8.61	35.45	53.41	11.58
15	1.5	21.78	8.78	43.56	41.4	10.5
16	2	19.45	8.65	53.09	24.14	8.84
17	2.5	18.22	8.67	55.98	23.57	8.55
18	3.5	16.23	8.68	66.32	16.86	7.86
19	4.5	15.37	9.16	75.8	13.9	8.5

Tabella 7.2: Misure dei fori in *mm* per le analisi con proiettile rigido

Analisi	Offset	Lunghezza ingresso	Larghezza ingresso	Setto	Lunghezza uscita	Larghezza uscita
1	-4	21,69	71,85	-	-	-
2	-3	43,16	9,68	-	-	-
3	-2	57,55	15,09	-	-	-
4	-1	95,48	10,96	-	-	-
5	-0.75	97,37	16,52	-	-	-
6	-0.5	96,28	17,58	-	-	-
7	0	95,16	21,42	-	-	-
8	0.5	53,72	10,84	14,69	27,5	14,76
9	0.75	48,87	10,09	8,49	40,5	18,29
10	1	47,99	10,5	25,81	27,2	18,89
11	2	31,68	10,8	43	26,2	19,81
12	3	25,43	8,92	54,64	25,2	17
13	4	22,57	10,03	62,76	24,9	19,38

Tabella 7.3: Misure dei fori in *mm* per le analisi con proiettile deformabile

7.3 Confronto

Una volta ottenute le dimensioni dei fori di tutte le analisi effettuate, si è proceduto a ricercare, tra di esse, quelle che meglio ripetessero i modelli sperimentali individuati. Per fare ciò, si sono inizialmente scelte le analisi che a livello qualitativo e morfologico del danneggiamento più assomigliassero ai test di laboratorio. Tra queste si è infine selezionata quella che minimizzava l'errore sulle dimensioni dei fori.

Le figure 7.5 e 7.6 mostrano, qualitativamente, il confronto tra le prove sperimentali e le analisi numeriche scelte. Si evidenzia subito una buona similitudine visiva tra quelle con proiettile deformabile ed i risultati sperimentali. Si riporta ora in figura 7.3 un dettaglio relativo ai fori d'ingresso. Osservando quello ottenuto sperimentalmente, si nota come sia caratterizzato da una forma piuttosto allungata dovuta al proiettile che, essendo nelle prime fasi dell'impatto, preserva ancora la sua integrità strutturale. La parte finale del foro mostra un petaling piuttosto contenuto; la parte anteriore è invece contraddistinta da un lungo solco piegato verso l'interno, dovuto al passaggio del proiettile.

Il foro d'ingresso ottenuto dall'analisi con proiettile rigido mostra una buona similarità sia con quello sperimentale che con quello relativo all'analisi con proiettile deformabile. Infatti presenta il solco che contraddistingue l'ingresso della pallottola; tuttavia, nel modello con proiettile deformabile il petaling della parte posteriore è più accentuato e ricalca in maniera più aderente la realtà.

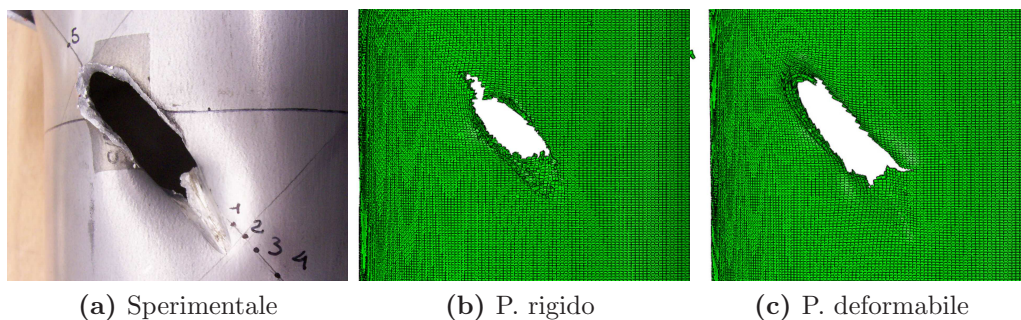


Figura 7.3: Confronto della forma del petalling del foro d'ingresso

In figura 7.4, vengono invece mostrati i fori d'uscita. Quello sperimentale è caratterizzato da un ampio fenomeno di petaling lungo tutto il bordo. Inoltre l'estensione, specialmente nel senso perpendicolare a quello del passaggio del proiettile, è sensibilmente superiore al foro d'ingresso.

Questo fenomeno è spiegato dal fatto che la pallottola, in seguito al primo impatto, subisce una deformazione, aumentando così la superficie soggetta ad urto. Proprio per questo motivo, qui si riscontrano le maggiori differenze tra i modelli numerici e la realtà. Infatti il proiettile rigido, proprio perchè tale, genera fori ancora stretti ed allungati, con limitati fenomeni di petaling. Al contrario, il proiettile deformabile provoca un foro d'uscita molto più largo e con evidenti manifestazioni di petaling che molto ricordano quelli osservati nei test di laboratorio.

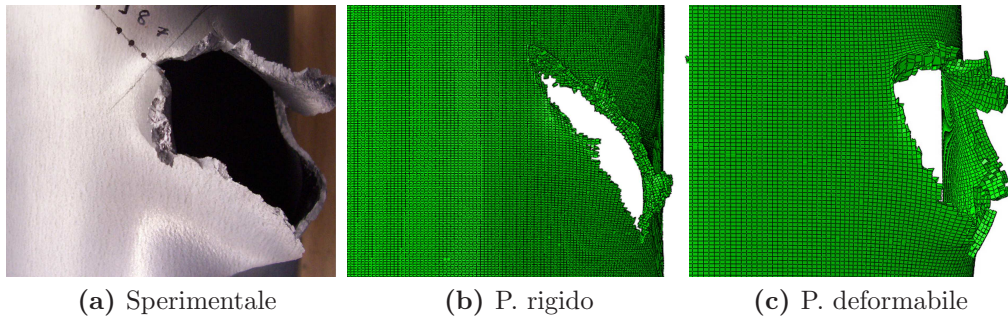


Figura 7.4: Confronto della forma del petalling del foro d'uscita

Inoltre, anche il petaling si manifesta in maniera molto più realistica ed estesa nel caso di proiettile deformabile, tanto che la forma del fenomeno stesso, emula in maniera sorprendente quanto riscontrato nella sperimentazione. Un ulteriore vantaggio nell'utilizzo del modello con proiettile deformabile, rispetto a quello rigido, sta nel fatto che questo riesce a rappresentare anche l'elevata deformazione e frammentazione della pallottola riscontrata nelle prove sperimentali; tuttavia, proprio a causa di questa frammentazione, non è possibile recuperare dati al riguardo e quindi stabilire quanto tale comportamento sia rappresentativo della realtà.

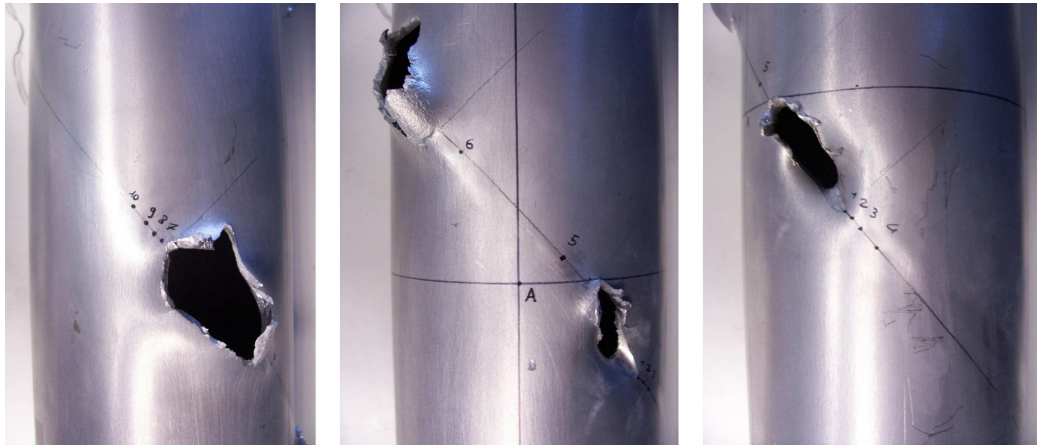
I valori degli errori riportati nelle tabelle 7.4 e 7.5 confermano quanto detto finora. Infatti gli errori per i fori generati dal proiettile deformabile sono, seppur non trascurabili, decisamente più contenuti di quelli relativi al proiettile rigido.

	Foro d'ingresso		Setto	Foro d'uscita		Offset
	Lunghezza	Larghezza		Lunghezza	Larghezza	
Tipologia 1						
Sperimentale	25.50	8.50	58.50	37.50	22	-
Analisi 16	19.45	8.65	53.09	20.5	8.84	2
Errore %	23.73	-1.76	9.25	45.33	59.82	-
Tipologia 2						
Sperimentale	26.00	9.80	46	43.60	28.8	-
Analisi 15	21.78	8.78	43.56	31.83	10.5	1.5
Errore %	16.23	10.41	5.30	27.00	63.54	-

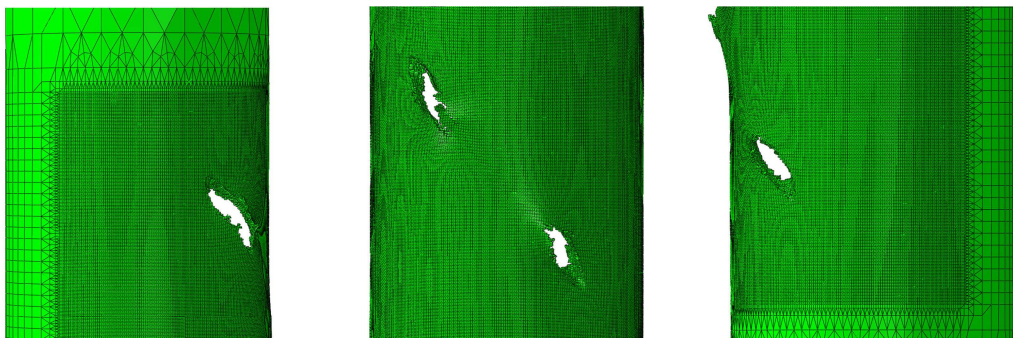
Tabella 7.4: Tabella riassuntiva del confronto sperimentale-numerico con proiettile rigido, dimensioni in *mm*

	Foro d'ingresso		Setto	Foro d'uscita		Offset
	Lunghezza	Larghezza		Lunghezza	Larghezza	
Tipologia 1						
Sperimentale	25.50	8.50	58.50	37.50	22	-
Analisi 12	25.43	8.92	54.64	25.2	17	3
Errore %	0.27	-4.94	6.60	32.80	22.73	-
Tipologia 2						
Sperimentale	26.00	9.80	46	43.60	28.8	-
Analisi 11	31.68	10.80	43	26.20	19.81	2
Errore %	-21.85	-10.20	6.52	39.91	31.22	-

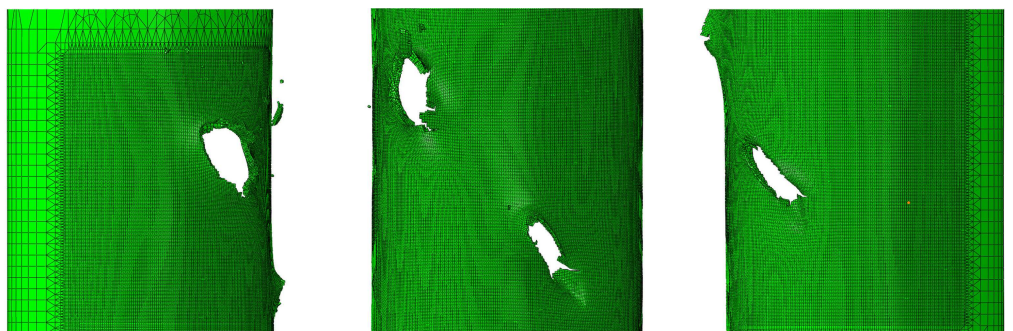
Tabella 7.5: Tabella riassuntiva del confronto sperimentale-numerico con proiettile deformabile, dimensioni in *mm*



(a) Prova sperimentale



(b) Proiettile rigido



(c) Proiettile deformabile

Figura 7.5: Confronto fori per la tipologia 1

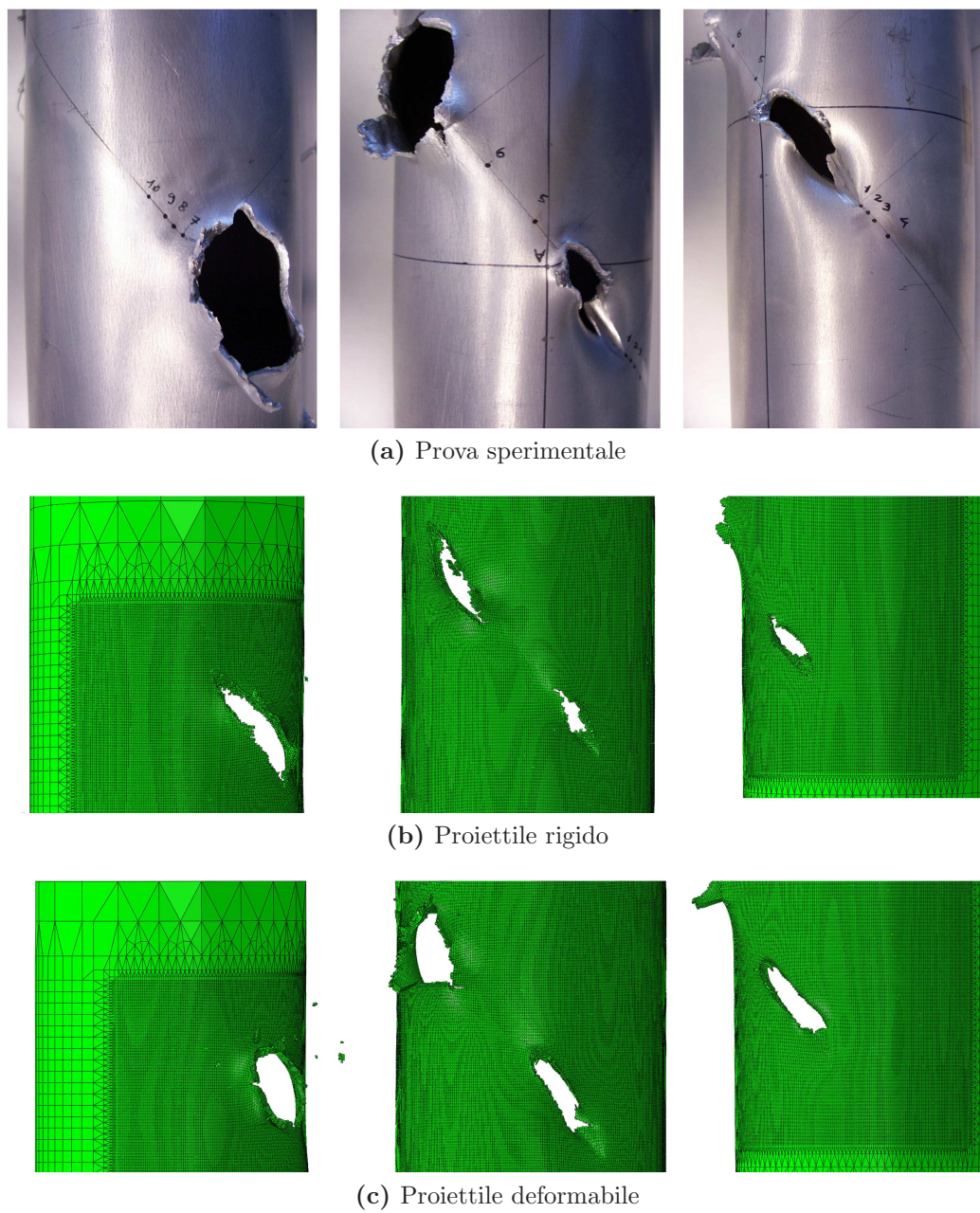


Figura 7.6: Confronto fori per la tipologia 2

7.4 Conclusioni

Gli errori riscontrati nei modelli numerici aumentano per i fori d'uscita, poichè in questa zona la deformabilità del proiettile reale assume una rilevanza non più trascurabile. Sebbene si sia introdotto tale effetto per il proiettile, l'eccessiva semplificazione adottata per la scelta della legge di caratterizzazione dei materiali è verosimilmente la causa principale di tale discrepanza.

Va tuttavia rimarcata, nonostante le suddette mancanze, la bontà dei risultati ottenuti ed il notevole miglioramento riscontrato, sia nella forma del danneggiamento che nella sua dimensione rispetto al proiettile rigido, che spinge a far pensare che la chiave di volta per la comprensione e la simulazione del problema stia proprio nella modellazione della deformabilità del proiettile.

Capitolo 8

Conclusioni e sviluppi futuri

Questo lavoro di tesi è consistito nella realizzazione di un modello numerico in grado di riprodurre l'impatto balistico di un proiettile NATO 7.62 su un albero in AL-6061-T6. I presupposti da cui nascono le esigenze e le motivazioni alla base di questo lavoro vanno ricercati nella necessità di spiegare la variabilità dei risultati ottenuti dalla campagna di prove sperimentali condotte sia sull'albero qui studiato e presentato, sia su altri modelli con caratteristiche geometriche differenti. Andava cioè compreso il fenomeno d'impatto, capendo quali parametri ne governassero ed influenzassero il comportamento, per poterlo poi riprodurre accuratamente, al fine di essere in grado di fare una autorevole stima del danno a cui è associato.

E' stato perciò innanzitutto necessario studiare quali fossero e con quali valori si fossero presentati i parametri d'impatto durante le prove sperimentali. Questo ha richiesto un'estesa ed intensa ricerca bibliografica, che ci ha tuttavia permesso di entrare a pieno ed a fondo nella materia.

Si è inoltre deciso di simulare la deformabilità del proiettile, senza limitarsi all'uso di un proiettile rigido. Ciò ha per prima cosa implicato la necessità di svolgere alcune prove di analisi chimica e di durezza su alcuni campioni dei proiettili utilizzati, con lo scopo di ottenere alcuni parametri utili per descriverne il comportamento. In bibliografia le informazioni reperibili al riguardo sono poche, trattandosi di un argomento di recentissimo sviluppo, e perciò i dati così ottenuti, seppur limitati, rappresentano già una valida base di partenza per questo lavoro e per ulteriori correlati sviluppi.

Tramite le campagne di prove scelte attraverso il piano fattoriale, sia per il proiettile rigido che per quello deformabile, è stato possibile sviscerare nel dettaglio il fenomeno d'impatto, evidenziando in particolare come la presenza di piccoli angoli di total yaw, sempre presenti data l'instabilità nel moto di un proiettile, siano tuttavia ininfluenti. Ciò inoltre si accorda con quanto riportato in bibliografia.

Si è altresì messo in luce come invece lo scostamento dalla traiettoria ideale per il problema studiato, esplicitato attraverso il parametro ΔOffset , abbia una significativa rilevanza, in particolare nella morfologia del danneggiamento.

Infine, si è effettuato un confronto numerico-sperimentale, sia con le analisi con proiettile rigido che, vera innovazione introdotta da questo lavoro, con proiettile deformabile. In particolare il confronto è stato effettuato studiando la morfologia e le dimensioni del danneggiamento. Ciò ha permesso di evidenziare la bontà della modellazione con proiettile deformabile che, seppur non esente da errori, ha generato risultati che si scostano significativamente da quelli ottenuti con proiettile rigido, e che si avvicinano maggiormente alle prove sperimentali, sia per quello che riguarda la forma che le dimensioni dei fori.

Questo lavoro è bel lontano dal dirsi definitivamente concluso. In primis resta da caratterizzare in maniera più completa e dettagliata i materiali che compongono il proiettile. Ciò consentirebbe di utilizzare un modello più raffinato e complesso per descrivere il *core* ed il *jacket*, riducendo così gli errori nella previsione delle dimensioni dei danneggiamenti.

In secondo luogo, per migliorare la capacità di comparazione numerico sperimentale, si potrebbe pensare di sfruttare delle scansioni tridimensionali degli alberi danneggiati, come ad esempio quella riportata in figura 8.1, così da poter facilitare, standardizzare e velocizzare il confronto sulla forma e dimensione dei fori.

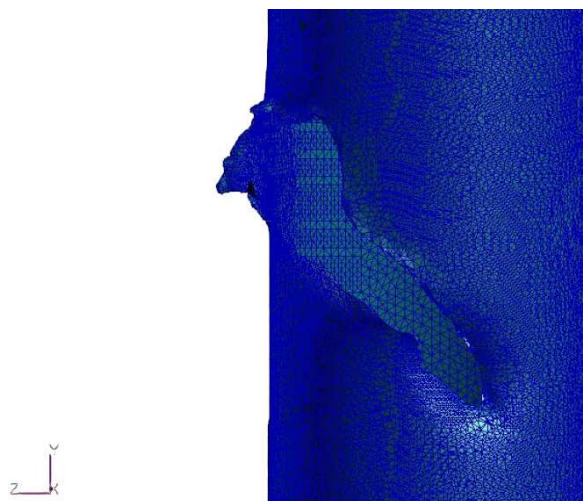


Figura 8.1: Scansione 3D di un provino ottenuta attraverso un scanner MinoltaVI-9i

Quella individuata e descritta in questa tesi rappresenta una metodologia numerica per lo studio del danno balistico su componenti meccaniche e potrebbe essere tranquillamente estesa ed utilizzata anche per altre parti, di elicottero od altri velivoli, d'interesse.

Infine un ulteriore sviluppo potrebbe riguardare la verifica statica ed a damage tolerant del componente meccanico danneggiato, con l'obiettivo di valutarne l'integrità residua.

Appendice

PIANO FATTORIALE PER IL PROIETTILE RIGIDO

Di seguito si riportano i risultati dell'analisi di ANOVA eseguita con Minitab15 così come mostrate dal programma, nei capitoli della tesi sono indicati solo i valori più significativi, cioè i P-value.

Factor	Type	Levels	Values
D Offset [mm]	fixed	2	-4,5; 4,5
Total Yaw [°]	fixed	2	-3,2; 3,2
Angolo di orient [°]	fixed	2	0; 90

Analysis of Variance for N° elementi falliti

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
D Offset[mm]	1	10192613	10192613	10192613	104006,25	0,002
Total Yaw[°]	1	41	41	41	0,41	0,636
Angolo di orient[°]	1	4050	4050	4050	41,33	0,098
D Offset[mm]*Total Yaw[°]	1	70312	70312	70312	717,47	0,024
D Offset[mm]* Angolo di orient[°]	1	3200	3200	3200	32,65	0,110
Total Yaw[°]* Angolo di orient[°]	1	72	72	72	0,73	0,549

Error 1 98 98 98

Total 7 10270386

S = 9,89949 R-Sq = 100,00% R-Sq(adj) = 99,99%

Analysis of Variance for Energia di deformazi albero [J]

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
D Offset[mm]	1	50244,5	50244,5	50244,5	347,71	0,034
Total Yaw[°]	1	40,5	40,5	40,5	0,28	0,690
Angolo di orient[°]	1	0,5	0,5	0,5	0,00	0,963
D Offset[mm]*Total Yaw[°]	1	420,5	420,5	420,5	2,91	0,338
D Offset[mm]* Angolo di orient[°]	1	12,5	12,5	12,5	0,09	0,818

Total Yaw[°]* 1 144,5 144,5 144,5 1,00 0,500
 Angolo di orient[°]
 Error 1 144,5 144,5 144,5
 Total 7 51007,5
 S = 12,0208 R-Sq = 99,72% R-Sq(adj) = 98,02%

Analysis of Variance for Delta Energia Cinetica [J]

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
D Offset [mm]	1	93744	93744	93744	732,38	0,024
Total Yaw[°]	1	4	4	4	0,04	0,882
Angolo di orient[°]	1	0	0	0	0,00	1,000
D Offset [mm]*Total Yaw[°]	1	684	684	684	5,35	0,260
D Offset [mm]* Angolo di orient[°]	1	32	32	32	0,25	0,705
Total Yaw[°]* Angolo di orient[°]	1	200	200	200	1,56	0,430
Error	1	128	128	128		
Total	7	94793				

S = 11,3137 R-Sq = 99,86% R-Sq(adj) = 99,05%

Le figure seguenti mostrano graficamente alcuni aspetti dell'analisi dell'ANOVA già considerati nella valutazione del P-value, si riportano solo quelli relativi all'uscita *numero elementi falliti*, dato che per le altre uscite gli andamenti sono identici.

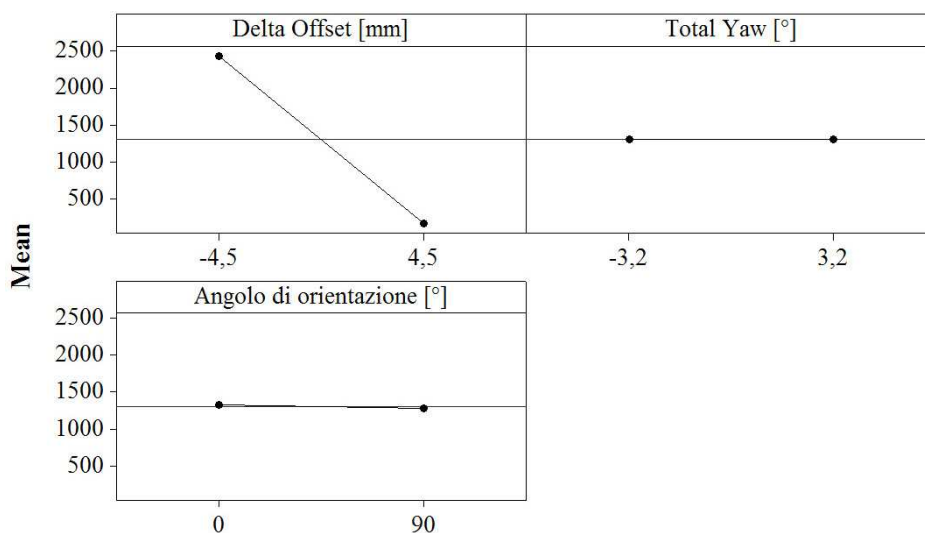


Figura 8.2: Main effects plot per Numero elementi falliti

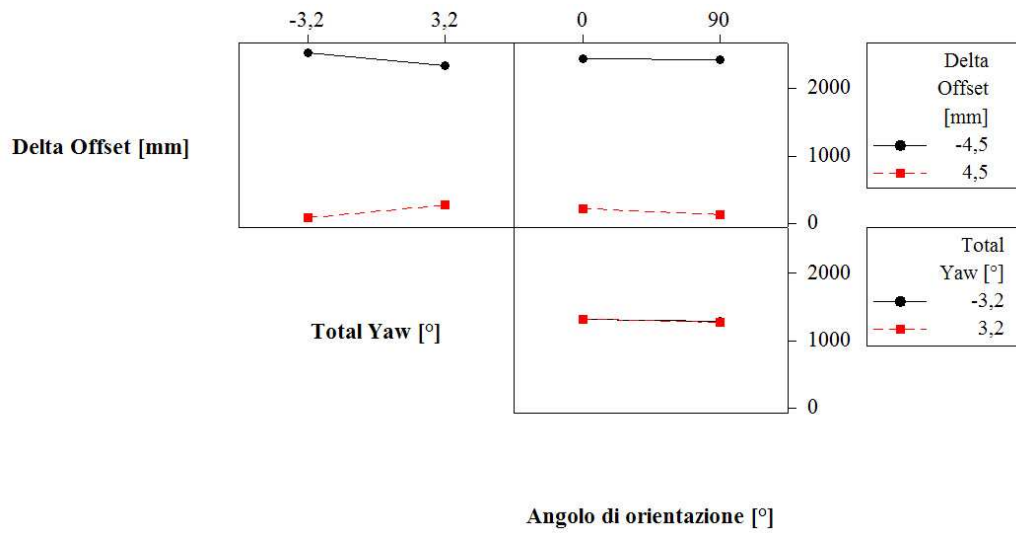


Figura 8.3: Interaction plot per Numero elementi falliti

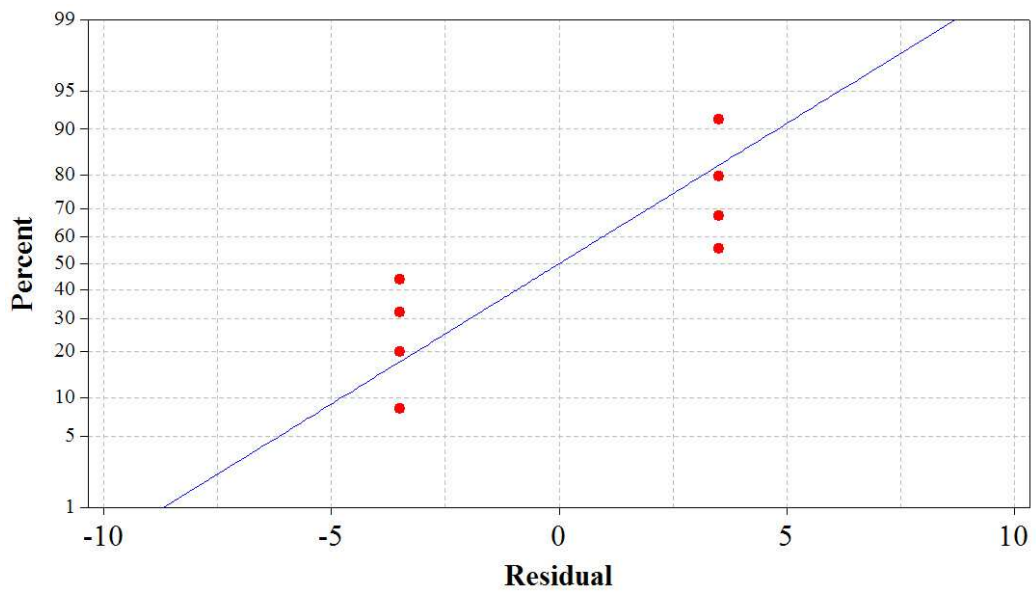


Figura 8.4: Normal probability plot per Numero elementi falliti

PIANO FATTORIALE PER IL PROIETTILE DEFORMABILE

Di seguito si riportano gli stessi dati e grafici inseriti sopra riguardanti l'analisi con il proiettile deformabile.

Factor	Type	Levels	Values
D Offset [mm]	fixed	2	-4,5; 4,5
Total Yaw [°]	fixed	2	-3,2; 3,2
Angolo di orient [°]	fixed	2	0; 90

Analysis of Variance for N° elementi falliti

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
D Offset[mm]	1	23825704	23825704	23825704	5629,89	0,008
Total Yaw[°]	1	3528	3528	3528	0,83	0,529
Angolo di orient[°]	1	4704	4704	4704	1,11	0,483
D Offset[mm]*Total Yaw[°]	1	3528	3528	3528	0,83	0,529
D Offset[mm]* Angolo di orient[°]	1	4704	4704	4704	1,11	0,483
Total Yaw[°]* Angolo di orient[°]	1	4232	4232	4232	1,00	0,500
Error	1	4232	4232	4232		
Total	7	23850633				

S = 65,0538 R-Sq = 99,98% R-Sq(adj) = 99,88%

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
D Offset[mm]	1	867903	867903	867903	85718,83	0,002
Total Yaw[°]	1	78	78	78	7,72	0,220
Angolo di orient[°]	1	1	1	1	0,11	0,795
D Offset[mm]*Total Yaw[°]	1	105	105	105	10,38	0,192
D Offset[mm]* Angolo di orient[°]	1	6	6	6	0,60	0,579
Total Yaw[°]* Angolo di orient[°]	1	36	36	36	3,57	0,310
Error	1	10	10	10		
Total	7	868140				

S = 3,18198 R-Sq = 100,00% R-Sq(adj) = 99,99%

Analysis of Variance for Delta Energia Cinetica[J]

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
D Offset[mm]	1	3807420	3807420	3807420	24864,78	0,004
Total Yaw[°]	1	1	1	1	0,01	0,946

Angolo di orient [°]	1	406	406	406	2,65	0,351
D Offset[mm]*Total Yaw[°]	1	21	21	21	0,14	0,774
D Offset[mm]*	1	378	378	378	2,47	0,361
Angolo di orient [°]						
Total Yaw[°]*	1	55	55	55	0,36	0,656
Angolo di orient [°]						
Error	1	153	153	153		
Total	7	3808435				
S = 12,3744 R-Sq = 100,00% R-Sq(adj) = 99,97%						

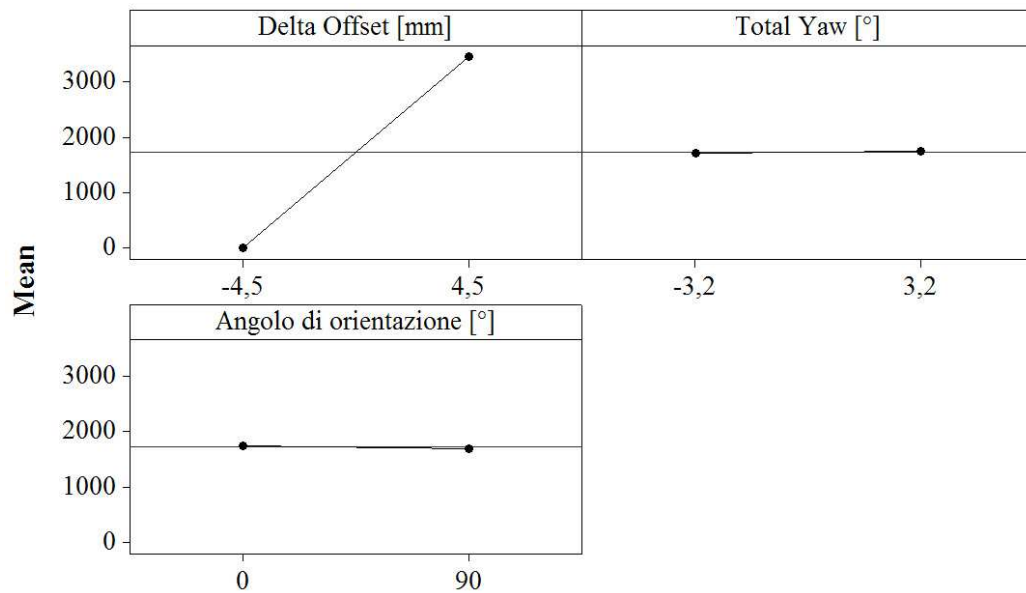


Figura 8.5: Main effects plot per Numero elementi falliti

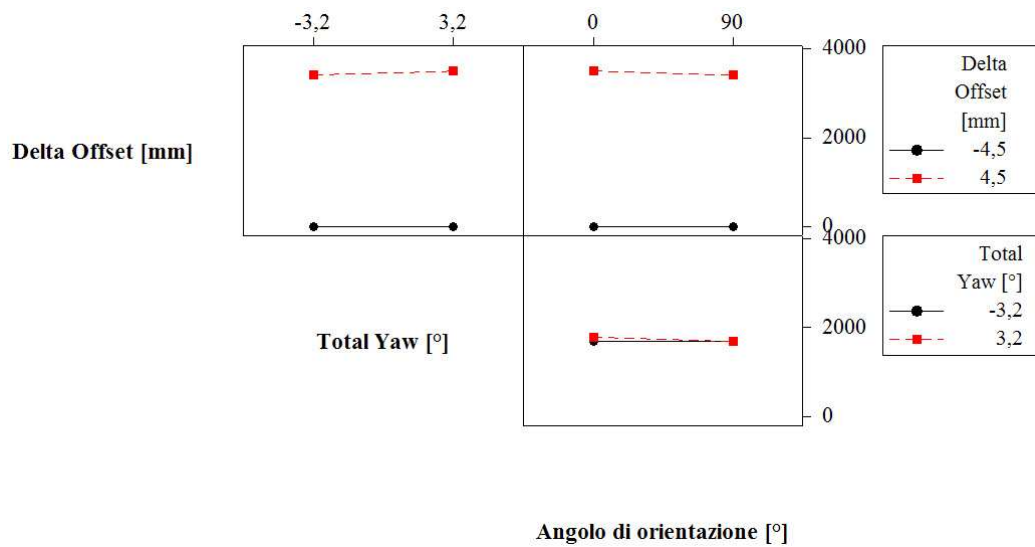


Figura 8.6: Interaction plot per Numero elementi falliti

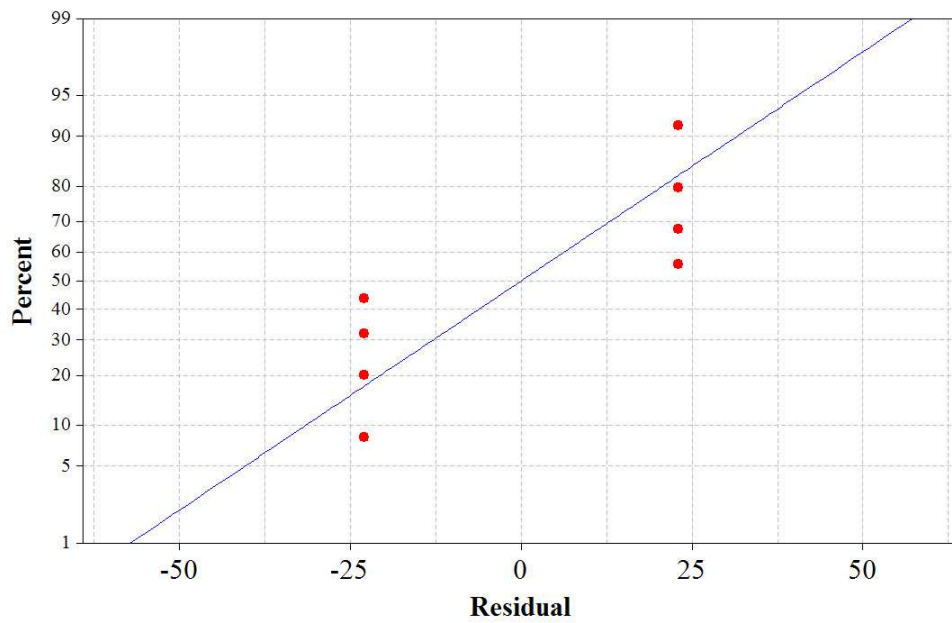


Figura 8.7: Normal probability plot per Numero elementi falliti

CONTROLLO ENERGIE PER HOURGLASS

In figura 8.8 è riportato un esempio delle curve che mostrano l'andamento dell'energia totale (ETOTAL) e dell'energia fittizia (ALLAE) durante un'analisi. L'energia fittizia esprime l'energia introdotta dal risolutore per controllare e limitare i modi di hourglass, se troppo elevata in relazione all'energia totale non si ha garanzia di una buona analisi.

Nelle tabelle 8.1 e 8.2 sono indicati i valori del rapporto percentuale tra le due per le analisi eseguite, i valori restano sotto il 3% e quindi si può affermare che non sono presenti problemi di hourglass.

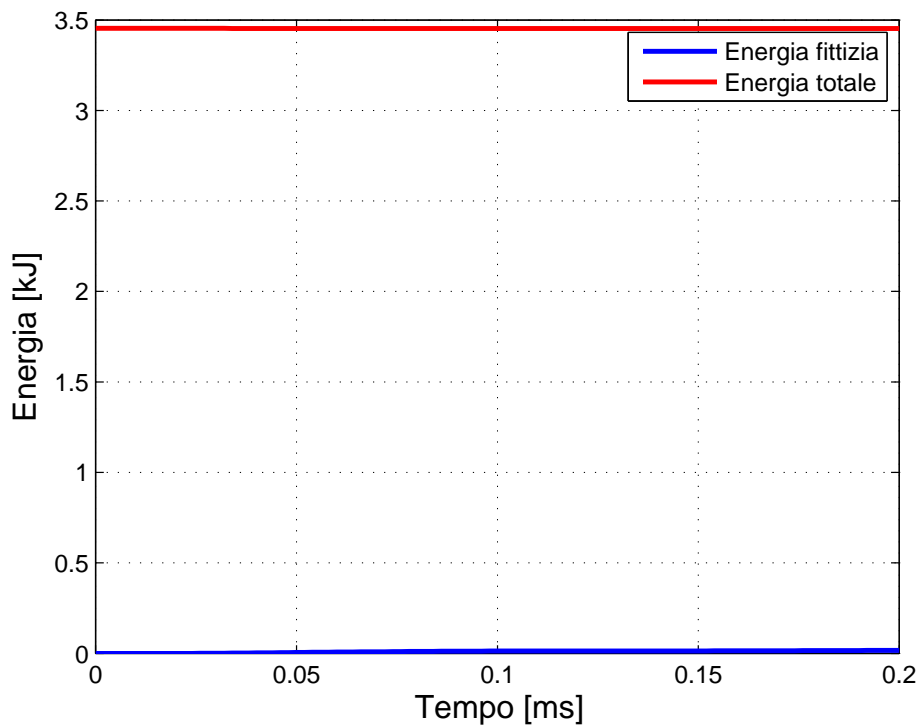


Figura 8.8: Esempio grafico del confronto tra energia totale e fittizia

N° Analisi	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$\Delta\text{Offset}[\text{mm}]$	-4.5	-3	-2	-1	-0.75	-0.5	-0.25	0	0.25	0.5
$E_{fit}/E_{tot}[\%]$	0.49	1.16	1.79	2.32	2.51	2.54	2.34	2.25	2.09	2.15
N° Analisi	11	12	13	14	15	16	17	18	19	
$\Delta\text{Offset}[\text{mm}]$	0.625	0.75	1	1.25	1.5	2	2.5	3.5	4.5	
$E_{fit}/E_{tot}[\%]$	2.99	2.92	2.61	2.11	1.91	1.58	1.51	1.29	1.24	

Tabella 8.1: Valori energia per hourglass per proiettile rigido

N° Analisi	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$\Delta\text{Offset}[\text{mm}]$	-4	-3	-2	-1.	-0.75	-0.5	0	0.5	0.75	1
$E_{fit}/E_{tot}[\%]$	0.82	1.97	2.24	2.79	2.74	2.72	2.75	2.91	3.01	2.88
N° Analisi	11	12	13							
$\Delta\text{Offset}[\text{mm}]$	2	3	4							
$E_{fit}/E_{tot}[\%]$	2.47	2.48	2.44							

Tabella 8.2: Valori energia per hourglass per proiettile deformabile