

POLITECNICO DI MILANO

Facoltà di Ingegneria Industriale

Corso di Laurea in
Ingegneria Aeronautica



Analisi sperimentale e numerica della sicurezza passiva di un moderno
sottopavimento di elicottero

Relatore: Prof. Marco ANGHILERI

Tesi di Laurea di:

Angelo Surini

Matr.707324

Matteo Nicolotti

Matr.721877

Anno Accademico 2010 - 2011

RINGRAZIAMENTI

Desideriamo innanzitutto ringraziare il Professore Marco Anghileri, relatore della tesi, per i preziosi consigli durante il percorso di studi e per il tempo dedicato alla nostra tesi

Vogliamo inoltre esprimere i nostri più sentiti ringraziamenti agli Ingegneri Andrea Milanese e Luigi Castelletti per il prezioso aiuto nello svolgimento del lavoro.

Ringraziamo sentitamente l'Ingegnere Fabio Invernizzi di AgustaWestland per il continuo e costante supporto.

Un doveroso ringraziamento va alle nostre famiglie per il sostegno ed il grande aiuto che ci hanno dato. Un ultimo ringraziamento ai nostri compagni di studi ed amici.

Indice generale

1	Introduzione.....	1
1.1	Il concetto di sicurezza passiva.....	3
1.1.1	Gli inizi.....	5
1.1.2	Comportamento a crash di un elicottero.....	8
1.1.3	Sedili con sistema di assorbimento integrato.....	11
1.1.4	Il diagramma di Eiband.....	12
1.1.5	Manichini antropomorfi.....	14
1.1.6	Classificazione dei meccanismi di lesione.....	15
1.1.7	Creep.....	16
1.1.8	Analisi numeriche.....	19
1.1.9	Prove full scale.....	20
1.2	Il nostro lavoro.....	20
1.2.1	Approccio.....	21
1.2.2	Realizzazione della mesh.....	25
1.2.3	Preparazione delle prove.....	27
1.2.4	Postprocessing.....	27
2	Prove sugli elementi di intersezione.....	29
2.1	Descrizione.....	29
2.2	Prove sperimentali sul singolo incrocio.....	31
2.2.1	Prove sperimentali su altre tipologie di incrocio.....	36
2.3	Modello numerico.....	42
2.3.1	Descrizione.....	43
2.3.2	Mesh.....	44
2.3.2.1	Ribattini.....	47
2.3.3	Materiali.....	48
2.3.4	Sections.....	53

2.3.5	Contatti	55
2.3.6	Studio di sensitività e ottimizzazione del modello numerico	56
2.4	Correlazione numerico - sperimentale	74
2.4.1	Correlazione	78
3	Prove su sezioni di sottopavimento	83
3.1	Descrizione sezione sottopavimento	83
3.2	Prova sperimentale sulla sezione di sottopavimento	83
3.2.1	La macchina di prova	84
3.2.2	Descrizione prova	85
3.3	Modello numerico	87
3.3.1	Descrizione	87
3.3.2	Modello ad elementi finiti	89
3.3.3	Ribattini	92
3.3.4	Massa battente e suolo	92
3.3.5	Materiali	93
3.4	Analisi dei risultati e correlazione numerico-sperimentale	95
4	Prova sulla configurazione completa	99
4.1	Prove sperimentali sulla configurazione d'uso	99
4.1.1	Setup della prova	99
4.1.2	Sottopavimento	100
4.1.3	Masse balistiche	103
4.1.4	Sedile	103
4.1.5	Hybrid III 50th Male Dummy	104
4.1.6	Accelerometri e telecamere	105
4.1.7	Guide a cavo	107
4.1.8	Problematiche	108
4.1.9	Risultati	109

4.1.10	Filmati	109
4.1.10.1	Curve sperimentali	111
4.2	Modello.....	115
4.2.1	Mesh	116
4.2.2	Sottopavimento.....	117
4.2.3	Sedile.....	118
4.2.4	Manichino.....	127
4.2.5	Cinture	128
4.2.6	Problematiche	131
4.2.7	Risultati	136
4.3	Correlazione configurazione d'uso	140
4.3.1	Misure sul sottopavimento: accelerazione sugli elementi di intersezione	140
4.3.2	Misure sul manichino: carico lombare e accelerazione del torace.	144
5	Conclusioni.....	147
5.1	Sviluppi futuri.....	149
6	Bibliografia.....	150
7	Appendice A.....	154
7.1	Prova 3 - Modello con curva del materiale modificata	154
7.2	Prova 4 - Modello con variazione coefficienti d'attrito	155
7.3	Prova 5 - Modello con massa battente inclinata.....	156
7.4	Prova 8 - Modello con modifica caratteristiche ribattini.....	157
7.5	Prova 9 – Ribattini e materiale.....	158
7.6	Prova 10 – Ribattini e trigger.....	159
7.7	Prova 11 – Ribattini, trigger e materiale	160

7.8	Prova 13- Studio parametri di attrito.....	161
7.9	Prova 14- Modifica punti di integrazione	162

Elenco delle figure

Figura 1.1 - Fasi di crash nella prova full scale tratta da [5].....	2
Figura 1.2 - Andamento incidenti annuali	6
Figura 1.3 - Andamento incidenti annuali per migliaio di elicotteri immatricolati	7
Figura 1.4 - Elementi costitutivi di un sottopavimento elicotteristico	10
Figura 1.5 - Profilo di accelerazione caratteristico [7].....	12
Figura 1.6 - Diagramma di Eiband relativo ad accelerazione orizzontale	13
Figura 1.7 - Diagramma di Eiband relativo ad accelerazione verticale.	14
Figura 1.8 - Il sottopavimento analizzato, il pavimento è stato tagliato per mostrare la trave di rinforzo sottostante, sostituita successivamente con pannelli sandwich in lega leggera.....	21
Figura 1.9 - Una possibile schematizzazione a corpi rigidi del problema: le masse e le inerzie sono concentrate nel manichino e nelle due parti, mobile e fissa, del sedile.....	22
Figura 1.10 - Confronto tra un modello di tipo classico (a sinistra) e quello realizzato in questa tesi. Si noti il differente livello di dettaglio del sottopavimento e del sedile.....	23
Figura 1.11 - Tipologia degli elementi impiegati: rigidi (rosso), idealmente elastici (viola), deformabili plasticamente (verde) e isteretici (blu)	24
Figura 1.12 - Elementi del cuscino che falliscono il test "warpage" <5	26
Figura 1.13 - Confronto tra il modello IGES originale (a sinistra), il modello a volumi/STEP realizzato e il sedile effettivamente impiegato nella prova ..	27
Figura 2.1 - Modello numerico sezione sottopavimento.....	30
Figura 2.2 - Provino sperimentale.....	31
Figura 2.3 - Trittico incrocio.....	32
Figura 2.4 - Macchina di prova per schiacciamento dinamico	33
Figura 2.5 - Istante iniziale della prova	34
Figura 2.6 - Provino pre e post crash	34
Figura 2.7 - Diagramma forza - spostamento prove sperimentali	35
Figura 2.8 – Trittici delle tipologie di incrocio testate.....	37
Figura 2.9 - Dettagli tipologie di incrocio testate	38

Figura 2.10 - Diagramma forza-spostamento di tutte le tipologie di incrocio testate.....	39
Figura 2.11 - Diagramma energia assorbita di tutte le tipologie di incrocio testate	40
Figura 2.12 - Incrudimento dinamico [28].....	42
Figura 2.13 - Elementi dell'incrocio.....	44
Figura 2.14 - Mesh pareti e rinforzi dell'incrocio.....	45
Figura 2.15 - Dettaglio mesh con ribattini	46
Figura 2.16 - Dettaglio ribattino che unisce sei lamine.	47
Figura 2.17 - Legame costitutivo Al-2024 T3 [29].....	49
Figura 2.18 - Curva materiale implementata	50
Figura 2.19 - Schematizzazione comportamento *CONTACT_SPOTWELD	55
Figura 2.20 - Curva Forza - Spostamento simulazione con hourglass	57
Figura 2.21 - Fasi iniziale e finale della simulazione.....	57
Figura 2.22 - Curva Forza - Spostamento simulazione senza controllo dell'hourglass	58
Figura 2.23 - Fasi iniziale e finale della simulazione.....	59
Figura 2.24 - Confronto risultati simulazioni con e senza controllo dell'hourglass	59
Figura 2.25 - Confronto curve materiale.....	61
Figura 2.26 - Perturbazione delle coordinate nodali	63
Figura 2.27 - Comportamento con perturbazione delle coordinate nodali	64
Figura 2.28 - Localizzazione innesco	65
Figura 2.29 - Comportamento con trigger di cedimento.....	65
Figura 2.30 - Deformata con caratteristiche dei ribattini modificate	66
Figura 2.31 - Forza assiale nei ribattini	68
Figura 2.32 - Componente del taglio nei ribattini in direzione t.....	69
Figura 2.33 - Componente del taglio nei ribattini in direzione s.....	69
Figura 2.34 - Comportamento con raffinamento della mesh	70
Figura 2.35 - Comportamento con modello di materiale Johnson-Cook	71
Figura 2.36 - Risultato dell'ottimizzazione finale	72

Figura 2.37 - Confronto numerico sperimentale della fase iniziale dello schiacciamento	72
Figura 2.38 - Confronto numerico sperimentale della fase finale dello schiacciamento	73
Figura 2.39 - Confronto risultati delle mesh con dimensione diversa degli elementi	73
Figura 2.40 - Descrizione parametri calcolati per la correlazione [35].....	74
Figura 2.41 - Analisi prove sperimentali	75
Figura 2.42 - Deviazione standard sulla forza e sull'energia delle prove sperimentali	78
Figura 2.43 - Confronto modello ottimizzato con prove sperimentali	82
Figura 3.1 - Cella di sottopavimento testata	84
Figura 3.2 - Dettagli slitta orizzontale impiegata per la prova.....	85
Figura 3.3 - Fase iniziale e finale della prova sperimentale.....	86
Figura 3.4 - Andamento temporale della forza nelle prove sperimentali	87
Figura 3.5 - Modello numerico	88
Figura 3.6 - Dettaglio pannello di rinforzo in honeycomb.....	89
Figura 3.7 - Dettagli della mesh del modello numerico	90
Figura 3.8 - Disposizione e tipologia ribattini	92
Figura 3.9 - Confronto numerico sperimentale forza-spostamento.....	95
Figura 3.10 - Confronto numerico sperimentale (media) forza-spostamento	96
Figura 3.11 - Fase finale dello schiacciamento	97
Figura 4.1 - Configurazione di prova.....	100
Figura 4.2 - Confronto forza-spostamento tra incrocio caratterizzato da corrente con sezione a J e corrente con sezione a T	101
Figura 4.3 - Schematizzazione carichi agenti sul sottopavimento	102
Figura 4.4 - Sedile utilizzato nella prova	104
Figura 4.5 - Disposizione sensori	106
Figura 4.6 - Fase finale della prova	108
Figura 4.7 - Sequenza fotogrammi dell'impatto ripreso dalla telecamera a bassa velocità	110
Figura 4.8 - Accelerazione torace	111

Figura 4.9 - Individuazione danno subito dall'occupante sul diagramma di Eiband.....	112
Figura 4.10 - Carico lombare	112
Figura 4.11 - Diagrammi di accelerazione della parte mobile e fissa del sedile con gli accelerometri saturati.....	113
Figura 4.12 - Accelerazione sui quattro incroci. Da in alto a sinistra: posteriore sinistro, posteriore destro, anteriore sinistro, anteriore destro.	114
Figura 4.13 - Modello numerico	115
Figura 4.14 - Curve sforzo deformazione honeycomb.....	118
Figura 4.15 - Struttura del sedile: mesh e modello reale.....	119
Figura 4.16 - Mesh braccioli del sedile.....	120
Figura 4.17 - Corsa di assorbimento del sedile con perno di fine corsa.....	120
Figura 4.18 - Dettaglio zona di strizione	120
Figura 4.19 - Dettaglio zona assorbitore.....	121
Figura 4.20 - Sedile: modello reale e numerico	122
Figura 4.21 - Dettaglio zona inferiore del sedile	122
Figura 4.22 - Struttura del sedile: modello reale e numerico	123
Figura 4.23 - Dettaglio prova schiume con *MAT_LOW_DENSITY_FOAM	125
Figura 4.24 - Curva di carico e scarico delle schiume in *MAT_LOW_DENSITY_FOAM.....	125
Figura 4.25 - Localizzazione sensori nel modello numerico e nel manichino reale	128
Figura 4.26 - Confronto vecchio (sinistra) e nuovo modello (destra) di cinture	129
Figura 4.27 - Dettaglio retractor	130
Figura 4.28 - Dettaglio zona critica dei cuscini	132
Figura 4.29 - Curve sforzo deformazione del materiale dei cuscini	132
Figura 4.30 - Dettaglio comportamento guide durante la simulazione	133
Figura 4.31 - Comportamento piastra superiore	134
Figura 4.32 - Sequenza simulazione numerica: vista laterale	137
Figura 4.33 - Sequenza simulazione numerica: vista frontale	138
Figura 4.34 - Energia cinetica ed interna nella prova numerica completa	139

Figura 4.35 - Energia di hourglass e di scorrimento nella prova completa.....	139
Figura 4.36 - Confronto accelerazione incrocio posteriore destro	140
Figura 4.37 - Confronto accelerazione incrocio posteriore sinistro	141
Figura 4.38 - Confronto deformata incrocio posteriore destro.....	141
Figura 4.39 - Confronto deformata incrocio posteriore destro.....	142
Figura 4.40 - Confronto accelerazione incrocio anteriore destro.....	142
Figura 4.41 - Confronto accelerazione incrocio anteriore sinistro.....	143
Figura 4.42 - Confronto deformata incrocio anteriore destro	143
Figura 4.43 - Confronto deformata incrocio anteriore sinistro	144
Figura 4.44 - Confronto carico lombare	144
Figura 4.45 - Confronto accelerazione del torace	145
Figura 4.46 - Nella prova numerica il fondo corsa del sedile non viene raggiunto	146
Figura 7.1 - Comportamento con modello di materiale modificato	154
Figura 7.2 - Comportamento con variazione coefficienti d'attrito	155
Figura 7.3 - Comportamento con massa battente inclinata	156
Figura 7.4 - Comportamento con modifica caratteristiche ribattini.....	157
Figura 7.5 - Comportamento soluzioni incrociate: ribattini e materiale	158
Figura 7.6 - Comportamento soluzioni incrociate: ribattini e trigger.....	159
Figura 7.7 - Comportamento soluzioni incrociate: ribattini trigger e materiale	160
Figura 7.8 - Studio parametri di attrito	161
Figura 7.9 - Comportamento con modifica punti di integrazione.....	162

Elenco delle tabelle

Tabella 1.1 - Tasso mortalità nei trasporti	3
Tabella 2.1 - Parametri caratteristici prove sperimentali	36
Tabella 2.2 - Caratteristiche del modello numerico	46
Tabella 2.3 - Caratteristiche materiali [29]	48
Tabella 2.4 - Caratteristiche materiale Al 2024-T3	50
Tabella 2.5 - Caratteristiche materiale Johnson Cook [33]	52
Tabella 2.6 - Caratteristiche materiale ribattini	52
Tabella 2.7 - Caratteristiche materiale massa battente	53
Tabella 2.8 - Caratteristiche materiale suolo	53
Tabella 2.9 - Caratteristiche contatto *AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE	55
Tabella 2.10 - Caratteristiche contatto *AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE	55
Tabella 2.11 - Caratteristiche contatto *CONTACT_SPOTWELD	55
Tabella 2.12 - Caratteristiche materiale elastico - perfettamente plastico implementato	60
Tabella 2.13 - Scheda del *PERTURBATION_NODE	63
Tabella 2.14 - Caratteristiche ribattini rigidi	66
Tabella 2.15 - Parametri caratteristici delle simulazioni numeriche	76
Tabella 2.16 - Parametri caratteristici delle simulazioni numeriche	77
Tabella 2.17 - Indice di correlazione “r”	79
Tabella 2.18 - Indice di correlazione “corr”	80
Tabella 2.19 - Confronto parametri di correlazione tra primo e ultimo modello	81
Tabella 3.1 - Riassunto caratteristiche elementi	91
Tabella 3.2 - Caratteristiche materiali [29]	93
Tabella 3.3 - Caratteristiche materiale Johnson Cook [33]	93
Tabella 4.1 - Caratteristiche sensori impiegati	107
Tabella 4.2 - Parametri caratteristici dei contatti	116

Tabella 4.3 - Riassunto numero elementi del modello.....	116
Tabella 4.4 - Caratteristiche materiale schiume.....	124
Tabella 4.5 - Caratteristiche contatti.....	126

Sommario

La tesi di seguito presentata descrive il lavoro svolto in collaborazione con AgustaWestland, sullo studio delle prestazioni di sicurezza passiva di un moderno sottopavimento elicotteristico. Il lavoro si è volto per passi successivi partendo dalle prove sperimentali su elemento caratteristico, proseguendo con prove su intere sezioni di sottopavimento concludendo poi con una prova verticale su una sezione di sottopavimento con sedile e manichino. Parallelamente per ogni prova è stato sviluppato un modello numerico robusto che permettesse in futuro di diminuire il numero di prove sperimentali necessarie per validare differenti soluzioni progettuali.

Per lo sviluppo dei modelli numerici e le relative simulazioni si è fatto uso del codice ad elementi finiti LS-DYNA: un codice multidisciplinare (sia ad integrazione temporale esplicita che implicita) adatto a simulare ed analizzare fenomeni fisici altamente non lineari derivanti da problemi propri del mondo reale, solitamente caratterizzati da grandi deformazioni, rapide variazioni di sforzo e contatti dinamici, come ad esempio i fenomeni di crash. Per la stabilità e la robustezza numerica del solutore, per l'accuratezza dei risultati e per i tempi di calcolo fortemente ridotti LS-DYNA è largamente impiegato e riconosciuto a livello mondiale come uno dei codici di calcolo di riferimento fin dai primi anni '70 per le analisi di crash, *drop test* ed impatto.

La novità di questo lavoro risiede proprio nello sviluppo della prova sperimentale e la relativa correlazione di un modello numerico della sezione di sottopavimento con sedile e manichino, mai stata realizzata con queste modalità.

Parole chiave: sicurezza passiva, elicottero, sottopavimento, modello ad elementi finiti, prove sperimentali, ATD, sedile, correlazione, prove crash.

Abstract

The staged work started with the experimental tests on a single intersection ending on a whole section of subfloor and a complete vertical test with a helicopter seat and AT dummy. The parallel development of a robust numerical model was conducted to reduce the number of tests required for validation of different design solutions. The numerical models were developed and analyzed with the explicit finite element solver LS-DYNA.

LS-DYNA is a multidisciplinary finite element code (both explicit and implicit time integration) used to simulate and analyze highly nonlinear physical phenomena usually characterized by large displacements, high deformation rate and contacts, such as crashes, drop tests and impacts. LS-DYNA is worldwide recognized as a standard in passive safety analysis for its accuracy, stability and run-time optimization.

The innovation of this work lies in the development of the experimental test and its correlation with a numerical model of the subfloor, seat and dummy, which was never realized this way.

Keywords: crashworthiness, helicopter, subfloor, finite element model, experimental tests, ATD, seat, correlation, crash test.

1 Introduzione

Nonostante siano numerose le ricerche atte ad ottimizzare la topologia dei sottopavimenti di elicotteri [1], [2], [3] i requisiti stringenti in termini di forma, volume e peso, nonché la prassi di impiegare gli spazi in questione per lo stoccaggio del combustibile, restringono considerevolmente la libertà del progettista ad impiegare soluzioni particolarmente innovative per migliorare la sicurezza passiva di questi elementi.

La “macrotopologia” di un sottopavimento di elicottero non è quindi dettata dalla sicurezza, ma da requisiti di progettazione di base quali l'autonomia di volo, peso e dimensioni del carico pagante. A ciò si aggiungono molte variabili come la presenza o meno di un carrello d'atterraggio di tipo retrattile o da requisiti militari come la resistenza a colpi d'arma leggera.

In generale il progetto di un elicottero sicuro in condizioni di urto al suolo (*crashworthy*) dovrebbe prevenire il rischio incendi, il collasso della struttura della cabina e la collisione tra gli occupanti, tramite l'utilizzo di elementi ad assorbimento di energia incorporati nel carrello di atterraggio, nel sottopavimento e nei sedili [4].

Uno scenario molto frequente è anche l'adattamento (retro-fit) di velivoli in commercio a standard di sicurezza superiori.

Come è facile capire da queste premesse, gli scenari in cui un progettista si trova a lavorare sulla sicurezza passiva di un sottopavimento di elicottero sono estremamente variegati e possono presentare notevoli difficoltà quando si pensa all'importanza che il sottopavimento ricopre nella trasmissione delle decelerazioni dal carrello e dal terreno all'abitacolo.

È all'interno di questo contesto che il presente lavoro di tesi si prefigge di presentare, seppur con molte limitazioni, un possibile strumento di verifica a posteriori delle prestazioni in condizioni di crash dell'insieme di meccanismi di assorbimento energetico che si trovano fra il carico da salvaguardare e il suolo.

Lo scenario finale che intendiamo analizzare è una condizione di funzionamento realistica del sottopavimento: sono stati considerati (schematicamente) le forze di inerzia provenienti dalle altre componenti del velivolo e l'insieme sedile-passeggero.

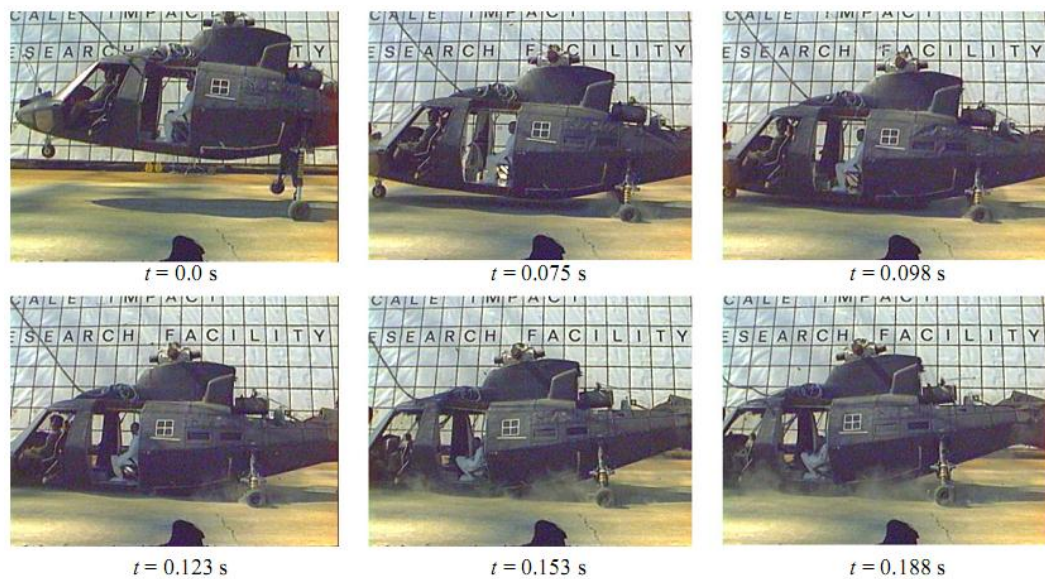


Figura 1.1 - Fasi di crash nella prova full scale tratta da [5]

Prima di addentrarci nel problema specifico, presentiamo una breve contestualizzazione del lavoro, introducendo le particolarità dell'applicazione del concetto di sicurezza passiva all'ambito elicotteristico. Riteniamo che questo sia un passo importante per comprendere appieno le scelte progettuali che verranno successivamente presentate.

1.1 Il concetto di sicurezza passiva

L'idea che gli incidenti che si verificano su velivoli possano essere ritenuti sopravvivibili è un concetto molto recente nella progettazione di strutture aeronautiche [6], [7]. Il pensiero precedente era semplicemente quello che gli incidenti non dovessero succedere durante la vita operativa dei velivoli. Il perseguimento della sicurezza è stato l'obiettivo sin dagli arbori del volo: il concetto però si traduceva nella prevenzione degli incidenti attraverso una maggiore stabilità e qualità di volo, strutture più sicure, motori più affidabili, strumenti di volo e di navigazione sempre più aggiornati e un miglior controllo del traffico aereo. La prevenzione degli incidenti di volo ha compiuto enormi progressi e il livello di sicurezza raggiunto è abbastanza alto da poter essere considerato soddisfacente. Oggi è comunemente accettato il fatto che il volo sia più sicuro del viaggio su strada, nel senso che il numero di decessi per passeggero e per chilometro è minore. Secondo alcuni studi [8] infatti, il trasporto aereo è sei volte più sicuro (vedi Tabella 1.1) di quello automobilistico.

Tabella 1.1 - Tasso mortalità nei trasporti

Mezzo di trasporto	Tasso
Aereo	0.05
Autobus	0.1
Treno	0.1
Camion	0.1
Automobile	0.3
Nave	1
Bicicletta	4.3
A piedi	5.4
Motocicletta	9.9

Molti di questi incidenti hanno conseguenze catastrofiche, poiché portano alla perdita di vite umane, e risultano non sopravvivibili, come nel caso di un esplosione in volo. Purtroppo, anche se la probabilità di un incidente è molto bassa, non è nulla, e le conseguenze di un evento così raro possono essere molto

gravi. A volte però ci sono sopravvissuti, o addirittura illesi¹. Allora perché non studiare le condizioni che hanno reso possibile queste situazioni per cercare di migliorare le probabilità di sopravvivenza?

Questa osservazione ha portato allo sviluppo dell'idea che la sicurezza può essere notevolmente migliorata attraverso la protezione degli occupanti durante un incidente. *Prevenzione e protezione* sono diventate le principali fonti di discussione in merito al miglioramento del livello di sicurezza in un evento catastrofico.

Queste importanti considerazioni hanno portato alla nascita del concetto di “*crashworthiness*”. Il termine inglese *crashworthiness* è dato dall'unione della parola “*crash*”, che significa impatto, e “*worthiness*” che letteralmente significa valore, merito. Il termine si può tradurre in italiano come “sicurezza all'impatto” o più comunemente “*sicurezza passiva*”. Per “*sicurezza passiva*” si intende, dunque, l'insieme di tutte le soluzioni fisiche e strutturali atte a limitare i danni che possono sorgere in seguito ad un incidente, quale può essere un impatto al suolo. La struttura, ad esempio, deve essere tale da assorbire, nel caso si verifici un impatto, gran parte dell'energia che si sviluppa per ridurre le accelerazioni a cui i passeggeri sono sottoposti. Essa inoltre deve essere in grado, pur deformandosi, di garantire uno spazio vitale per i passeggeri dopo l'urto. Inoltre deve essere garantita una rapida evacuazione del velivolo per non mettere a rischio la vita dei passeggeri dopo l'impatto. La sicurezza passiva riguarda dunque tutti quegli accorgimenti adottati per limitare i danni che possono sorgere a causa di un incidente durante il volo. Tra questi accorgimenti, di fondamentale importanza come detto è la deformabilità della struttura del velivolo, in grado di assorbire opportunamente gran parte dell'energia che si sviluppa durante l'impatto. Assumono un ruolo sostanziale anche tutti quei dispositivi atti alla soppressione di un eventuale incendio post-impatto o all'inibizione dell'esplosione dei serbatoi di carburante. Alcuni studi hanno evidenziato che se si evita il verificarsi di un incendio subito dopo l'impatto, la penetrazione in cabina di masse sospese, lamiere ed altri elementi strutturali e lo svilupparsi di forti accelerazioni sui passeggeri, vi sono molte più possibilità di sopravvivenza per gli occupanti dell'elicottero. Per questa ragione il contenimento del combustibile e il suo isolamento da ogni fonte d'innesco è fondamentale per la sopravvivenza degli occupanti.

La “sicurezza passiva” si trasforma quindi in un requisito di progettazione: obiettivo difficile da raggiungere, costoso, che richiede molto lavoro e molto

¹ Incidenti che possono essere classificati come sopravvissibili, ad esempio quelli che si verificano in seguito ad un atterraggio d'emergenza durante il quale il pilota è costretto ad avvicinarsi velocemente al suolo con una perdita parziale del controllo del velivolo

tempo in ricerca e sviluppo per ottenere ottimi risultati. I successi di progetti nel campo della sicurezza passiva derivano da una crescita progressiva ed equilibrata di tecnologia, legislazione e coscienza pubblica. Il processo è stato avviato e ha dato miglioramenti già molto significativi, ma la strada è ancora lunga e richiede tempo e risorse. Il comportamento durante un impatto di una struttura aeronautica si rivela soddisfacente solo se, già nella fase preliminare del progetto, si tengono presenti le specifiche di sicurezza passiva. Il rispetto di tali criteri nel progetto di un particolare elicottero comporta un piccolo aggravio di peso. A fronte di questo aggravio di peso si è però ottenuto un incremento della possibilità di sopravvivenza in caso d'incidente. L'introduzione di requisiti di sicurezza passiva per una struttura aeronautica complica ancor più le procedure di progettazione. Ciò perché, essendo l'impatto un fenomeno estremamente rapido e dinamico, esso implica un comportamento della struttura molto complesso la cui predizione necessita di metodi di calcolo onerosi, sia in termini di tempo che di memoria necessaria all'elaborazione da parte del calcolatore.

La progettazione in sicurezza passiva è molto complicata perché richiede la conoscenza dei meccanismi di interazione tra tutti i componenti/sistemi del velivolo e il corpo umano durante un incidente.

1.1.1 Gli inizi

Sebbene la maggior parte degli attuali concetti di sopravvivenza a crash siano stati definiti oltre sessant'anni fa, l'implementazione degli stessi sui velivoli operativi è stata incredibilmente lenta: agli inizi, un design integrato alla sicurezza passiva è stato limitato a pochi velivoli per impiego agricolo fino a che l'esercito degli Stati Uniti si è impegnato a migliorare la sopravvibilità a crash dei propri elicotteri durante i conflitti nel Sud-Est asiatico.

Questo lavoro ha portato alla pubblicazione della "Aircraft Crash Survival Design Guide" che è un compendio di criteri di sicurezza passiva per velivoli ad ala fissa e rotante (Dipartimento dell'Esercito 1989). Questa guida è diventata la sorgente prima di informazioni per i criteri di design incentrati sulla sicurezza per gli elicotteri: i criteri specificati al suo interno sono stati utilizzati per le specifiche degli elicotteri UH-60 Black Hawk e dell'AH-64 Apache e formano la base dell'attuale standard design dell'esercito Americano [9], [10]. L'efficacia dei concetti di design crashworthy incorporati nell'UH-60 e nel AH-64 è stata dimostrata in numerosi incidenti di questi elicotteri [11]. Per gli elicotteri militari si sono quindi consolidate, e sono obbligatorie da seguire nella progettazione, norme di resistenza agli urti.

Per quanto riguarda gli elicotteri, dati completi ed esaurienti vengono ad esempio forniti da un ente americano, il National Transportation Safety Board

(NSTB). Il (NSTB) ha effettuato uno studio statistico sugli incidenti avvenuti nel periodo compreso tra il 1963 e il 1997 osservando con particolare attenzione i miglioramenti in termini di sicurezza. In trentaquattro anni la NSTB ha registrato un totale di 8436 incidenti. Grazie alle innovazioni introdotte si è notata una graduale diminuzione di tali eventi, come è possibile osservare in Figura 1.2 [12].

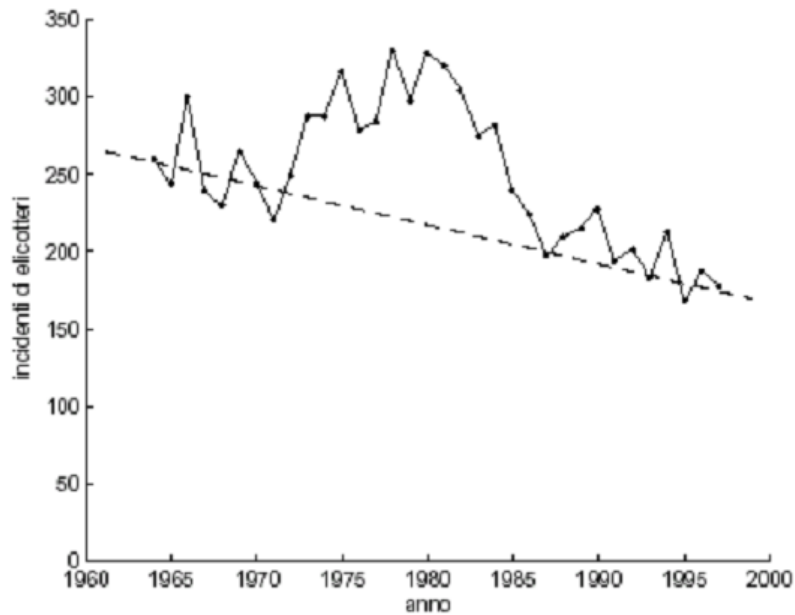


Figura 1.2 - Andamento incidenti annuali

Si può inoltre notare in Figura 1.3 come questa diminuzione sia avvenuta nonostante la grande crescita del numero degli elicotteri operativi.

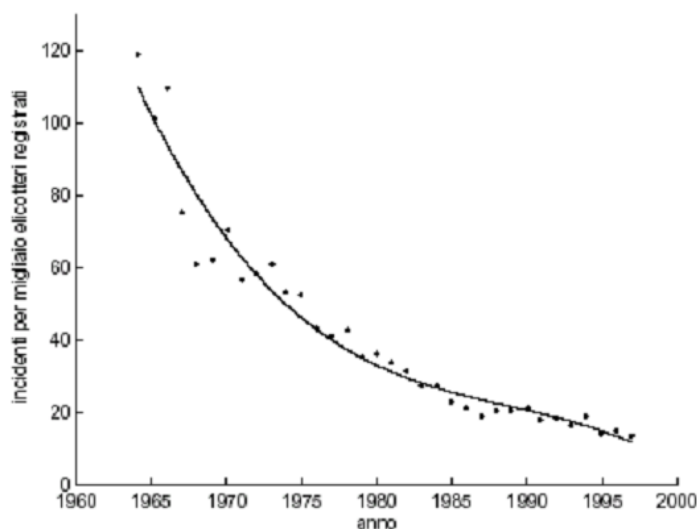


Figura 1.3 - Andamento incidenti annuali per migliaio di elicotteri immatricolati

A partire dalle norme MIL e dai numerosi studi condotti sono state redatte agli inizi degli anni '90 delle normative che si occupano della sicurezza passiva degli elicotteri civili: le JAR 27 e JAR 29. Le JAR 27, entrate in vigore il 6 Dicembre 1993, sono applicate a “piccoli” (come sono definiti dalla normativa) elicotteri con peso inferiore a 3175Kg o con meno di 9 passeggeri. Le JAR 29, entrate in vigore il 5 Dicembre 1993, sono applicate a “grandi” elicotteri suddivisi in due categorie:

- Categoria A:
 - elicotteri con un peso superiore ai 9072Kg e con 10 o più passeggeri;
- Categoria B:
 - elicotteri con un peso superiore di 9072kg e con 9 o meno passeggeri;
 - elicotteri con un peso minore di 9072kg e con 10 o più passeggeri;
 - elicotteri con un peso minore di 9072kg e con 9 o meno passeggeri.

Anche i nuovi elicotteri civili sono attualmente concepiti considerando tali requisiti sin dall'inizio del progetto: i componenti e sottosistemi sono testati dinamicamente seguendo apposite norme e infine viene fatta una prova di crash sul velivolo completo per dimostrare il suo comportamento durante tale evento.

Le norme civili stanno progredendo rapidamente, soprattutto per gli elicotteri, spinte dai successi ottenuti nell'applicazione in campo militare. Tali norme sono però obbligatorie solo per qualche componente o sottosistema del velivolo, come sedili, sistema di ritenuta o impianto carburante. Tuttavia i progettisti stanno seriamente riconsiderando anche i requisiti dell'intero sistema, comprese le prove sperimentali sul velivolo completo, dal momento che un elicottero civile completamente “*crashworthy*” vende meglio anche sul mercato.

1.1.2 Comportamento a crash di un elicottero

Le condizioni di impatto standard per un elicottero sono caratterizzate da una velocità verticale relativamente alta, oltre che dalla presenza di componenti laterali e longitudinali della velocità stessa. Gli scenari tipici di crash comprendono anche la manovra di autorotazione con o senza controllo anticoppia. La maggior parte degli impatti avviene su superficie piatta e rigida. Un altro scenario tipico è l'impatto su acqua: questo può essere particolarmente grave in quanto il fondo relativamente piatto della fusoliera produce pressioni molto elevate nelle fasi iniziali del crash. La sopravvivenza degli occupanti dopo un ammaraggio forzato² è fortemente dipendente dalla velocità con cui gli occupanti abbandonano la macchina prima che affondi (gli elicotteri tendono a rovesciarsi e affondare rapidamente). Inoltre il disorientamento e la scarsa visibilità sott'acqua possono ostacolare l'uscita in tempo dalla cellula del velivolo prima che esso affondi completamente. Anche gli impatti su terra ferma possono causare rovesciamenti della macchina [4]. Questi sono critici perché possono causare schiacciamenti interni alla struttura o addirittura separazione della fusoliera dal tronco di coda, come verificato in passate esperienze. Qualora l'aeromobile giri su se stesso a seguito di un impatto a terra le norme impongono che la fusoliera debba mantenere la sua integrità per un minimo di due giri di 360°.

Concentriamo l'attenzione sulle elevate accelerazioni durante l'impatto. L'entità delle decelerazioni dipende essenzialmente dalla velocità di collisione e dallo spazio di arresto. Di per sé la velocità non costituisce direttamente un pericolo ma dipende da come questa viene dissipata durante l'urto. Il problema è che spesso, durante un incidente, il processo di frenata non è uniforme ma, al contrario, è caratterizzato da alti picchi di decelerazione e quindi da forze elevate sui passeggeri. Ciò accade se la struttura non è in grado di assorbire energia in modo controllato. Dagli studi condotti sulla probabilità di sopravvivenza negli impatti di velivoli, si sono dedotti quali siano i requisiti in

² è un atterraggio controllato di un aeromobile in acqua con l'intenzione di abbandonarlo. Il termine ammaraggio non deve essere confuso con un impatto non controllato sull'acqua

base ai quali questi ultimi possano considerarsi “sicuri” aumentando quindi la salvaguardia dell’equipaggio. A tal fine sono requisiti fondamentali:

- resistenza all’urto della struttura del velivolo, che si traduce nella capacità della struttura di garantire uno spazio vitale per i passeggeri;
- bassa intensità e durata delle accelerazioni che i passeggeri devono sopportare nell’impatto;
- capacità della struttura di assorbire l’energia che si sviluppa nell’urto sotto forma di deformazioni permanenti;
- riduzione del rischio che dopo l’impatto si verifichino eventi pericolosi come ad esempio un incendio in seguito alla fuoriuscita del combustibile dai serbatoi.

Uno dei requisiti di sicurezza più importanti che un elicottero deve soddisfare è quindi quello di poter assorbire la maggior quantità di energia possibile attraverso strutture in grado di deformarsi, trasmettendo al contempo decelerazioni accettabili ai passeggeri.

Nel caso specifico gran parte dell’energia cinetica dovrà essere assorbita dal carrello di atterraggio. Quest’ultimo è, infatti, l’elemento dell’elicottero con la maggiore corsa utile (*crushing length*) e dispone quindi della maggiore capacità teorica di assorbimento energetico.³

Il resto dell’energia andrà poi a deformare la struttura del sottopavimento dell’abitacolo che deve sopportare il peso di tutto l’elicottero. Il sottopavimento degli elicotteri svolge un ruolo molto importante nell’assorbimento dell’energia ed è quindi oggetto di numerose ricerche, volte al miglioramento della sicurezza passiva, quali ad esempio quelle riguardanti i serbatoi integrati nel sottopavimento stesso.

Comunemente il sottopavimento è costruito in lega leggera d’alluminio ed assorbe l’energia dell’impatto attraverso deformazione plastica. I serbatoi certificati hanno una rigidità non trascurabile e la loro posizione interferisce con la possibilità di deformarsi della struttura [4]. Tale fenomeno risulta evidente soprattutto quando il serbatoio è pieno, tipicamente nelle prime fasi di volo. Lo svuotamento del serbatoio è quindi una pratica fondamentale nei momenti che precedono l’urto ed è suggerito dalle procedure d’emergenza anche per ridurre le possibilità di incendio.

³ A parità di forza trasmissibile agli occupanti per un assorbitore d’urto ideale la capacità di assorbimento è direttamente proporzionale alla corsa utile.

In generale la deformazione del sottopavimento non basta a ridurre l'accelerazione trasmessa agli occupanti entro i limiti di tolleranza umana.

L'altro elemento preposto all'assorbimento dell'energia d'impatto è il sedile. Questo dovrà essere in grado di garantire l'assorbimento della massima quantità di energia possibile senza rompersi per evitare eventuali danni ai passeggeri.

Di conseguenza, la struttura del sottopavimento deve essere progettata in modo da limitare, attraverso deformazioni strutturali, le decelerazioni che entrano in cabina. Particolare attenzione deve essere data alla progettazione strutturale degli elementi di intersezione tra le travi e le paratie, che contribuiscono in modo fondamentale alla risposta a crash della struttura del sottopavimento [6]. Infatti, in presenza di carichi verticali di impatto, queste intersezioni rivettate si comportano come "colonne rigide", creando elevati picchi di decelerazione a livello del pavimento della cabina e portando ingressi pericolosi per gli occupanti. Il disegno degli elementi cruciformi contribuisce in modo sostanziale alla risposta a crash di tutto il sottopavimento.

Comunemente il sottopavimento è costruito in lega leggera d'alluminio ed assorbe l'energia dell'impatto attraverso deformazione plastica.

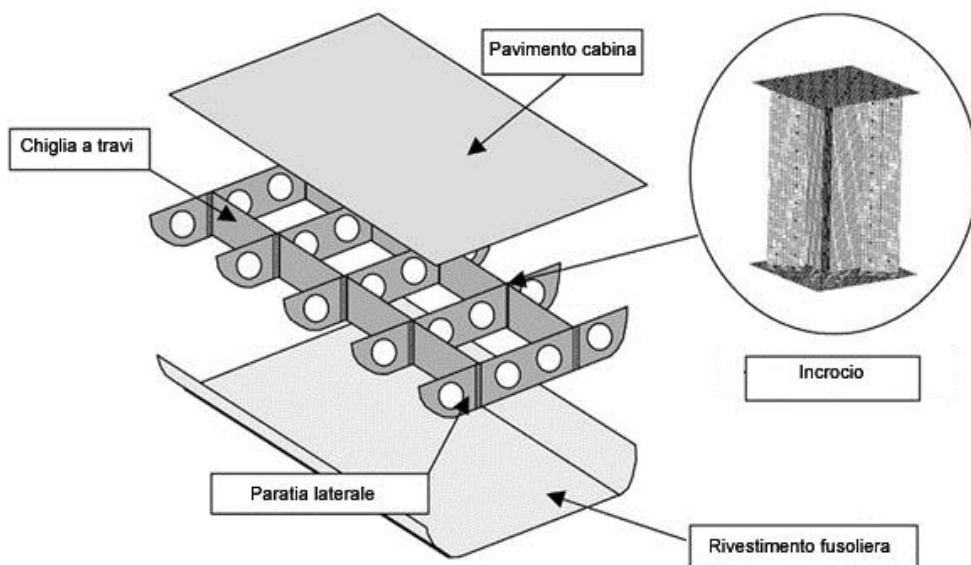


Figura 1.4 - Elementi costitutivi di un sottopavimento elicotteristico

Le ricerche e gli studi che si sono svolti sono orientati in tre direzioni:

- lo studio dei materiali da impiegare per assorbire energia: in passato si utilizzavano solo leghe metalliche leggere mentre oggi si usano anche nidi d'ape, schiume e soprattutto compositi [13], [14], [15], [5], [16], i

quali uniscono una grande capacità di assorbimento d'energia a pesi relativamente contenuti.

- lo studio e l'ottimizzazione di nuove soluzioni in funzione sia dei materiali usati che della struttura con lo sviluppo di nuove geometrie ad elevata efficienza [17], [3], [2], [18], [1]. Per controllare il fenomeno di *buckling* ed evitare la perdita totale di resistenza da parte della struttura si sono studiate principalmente due soluzioni: la prima consiste nel rinforzare il pannello con altri materiali quali schiume, nido d'ape; la seconda consiste nel modellare il pannello in modo che abbia una geometria non planare.
- la correlazione tra i risultati delle prove sperimentali [19], [20] e delle analisi numeriche.

In questo lavoro viene dato ampio risalto alla fase di correlazione, in quanto l'obiettivo è quello di ottenere un modello robusto ed efficiente che possa essere utilizzato in futuro per diminuire il numero di prove sperimentali necessarie soprattutto in fase progettuale.

1.1.3 Sedili con sistema di assorbimento integrato

Al fine di ottenere massima probabilità di sopravvivenza si impiegano sedili con incorporati meccanismi di assorbimento di energia. Questi sedili sono progettati per resistere a profili di accelerazione caratteristici, applicati sotto la seduta [7]. Il sistema di seduta e di ritenuta deve essere in grado di ridurre gli effetti sull'occupante, senza bloccaggi nel meccanismo e con deformazione limitata.

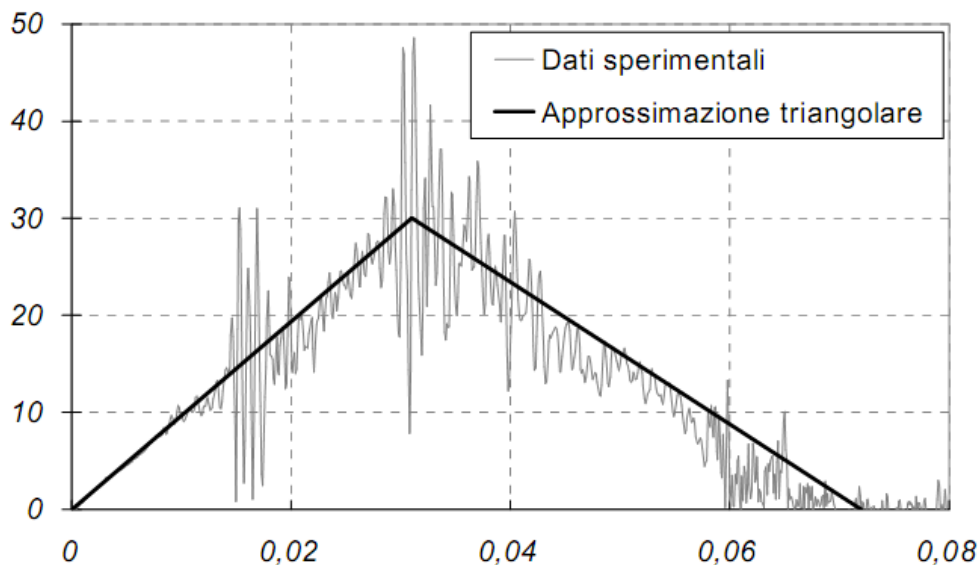


Figura 1.5 - Profilo di accelerazione caratteristico [7]

I sedili vengono testati dinamicamente e separatamente dal velivolo, su slitte per crash in grado di riprodurre i profili di accelerazione dettati dalle normative necessari a verificare il corretto funzionamento del sistema di assorbimento.

I requisiti militari richiedono che il sedile debba lavorare con occupanti di diverse dimensioni e quindi massa variabile, dal maschio 95° percentile vestito pesante (101 kg il pilota, 110 kg le truppe in dotazione) al 5° percentile di sesso femminile vestito leggero (51,5 kg). Queste condizioni in generale richiedono sedili con meccanismo di assorbimento di energia regolabile in funzione della massa dell'occupante.

1.1.4 Il diagramma di Eiband

Uno dei risultati più importanti emerso della ricerca in campo di sicurezza ad impatto è il diagramma di Eiband (Figura 1.6 - Diagramma di Eiband relativo ad accelerazione orizzontale Figura 1.7) [7].

A. Martin Eiband, ricercatore della NASA, stilò nel 1959 un rapporto che ancora oggi rappresenta un punto di riferimento in campo di sicurezza passiva [21], in cui vengono presentati dei diagrammi in funzione della direzione dell'accelerazione che delimitano regioni all'interno delle quali l'organismo umano è in grado di sopportare accelerazioni senza subire danni permanenti.

In particolare, dal diagramma di Eiband emerge come, fra gli aspetti che caratterizzano la decelerazione durante un impatto, è la durata della

decelerazione quello che discrimina la gravità dell'incidente. Un'accelerazione anche di notevole intensità può esser tollerata dal fisico umano purché di breve durata. All'aumentare della durata il limite fisiologicamente sopportabile decresce rapidamente. Nel diagramma di Eiband sono riconoscibili tre regioni, le quali rappresentano rispettivamente: l'area di esposizione volontaria (in cui le accelerazioni non provocano alcun danno all'organismo); l'area di danno moderato (in cui le accelerazioni provocano ferite non preoccupanti per l'organismo); e l'area di danno grave (in cui le accelerazioni provocano lesioni gravi e permanenti all'organismo). Quindi durante uno specifico impatto si manifestano accelerazioni sull'occupante di una data intensità e durata, che si traducono sul diagramma di Eiband in un punto nel piano.

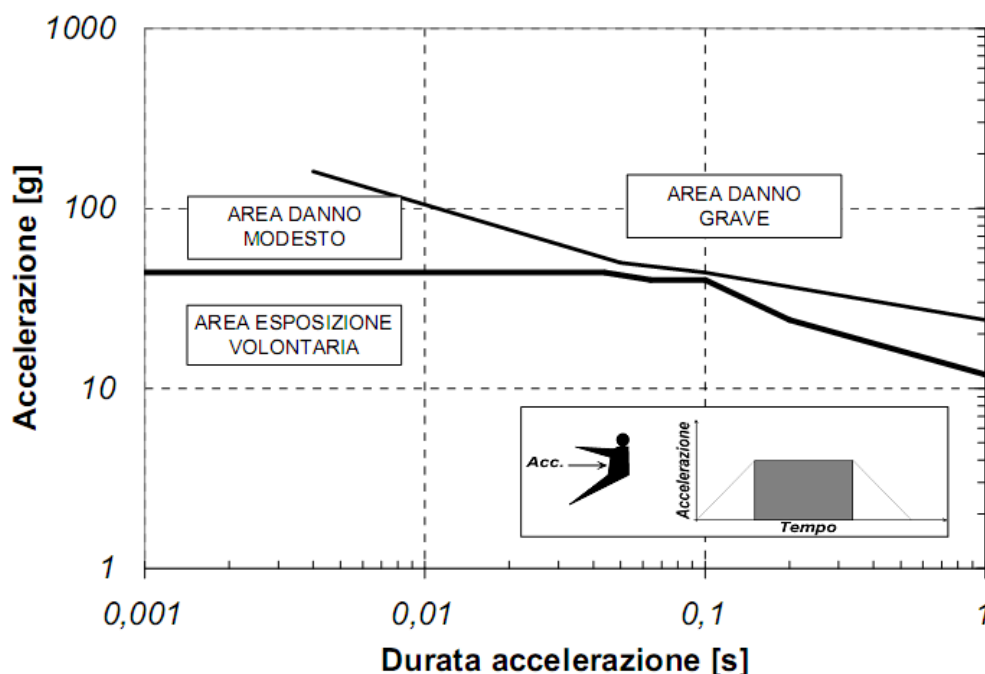


Figura 1.6 - Diagramma di Eiband relativo ad accelerazione orizzontale

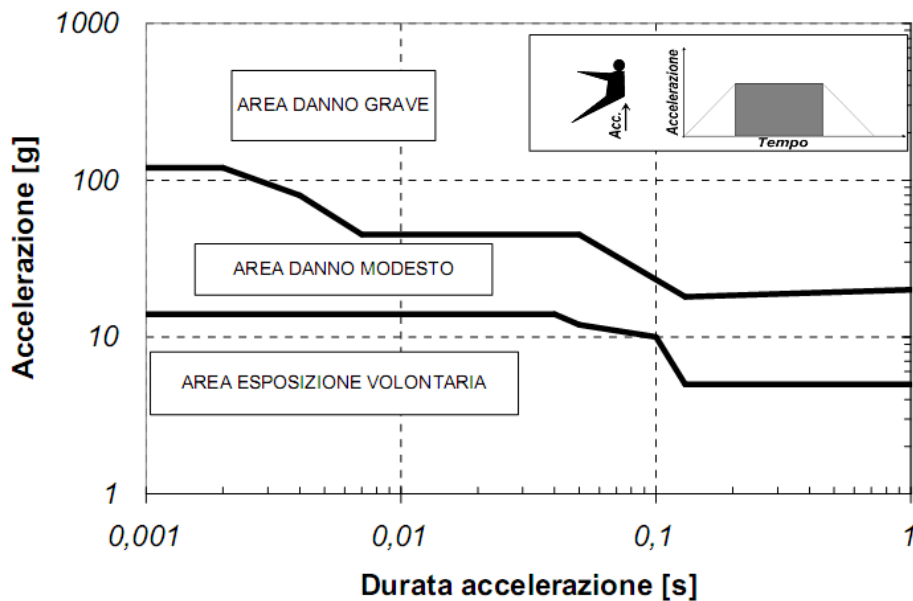


Figura 1.7 - Diagramma di Eiband relativo ad accelerazione verticale.

Dai diagrammi di Eiband, emerge chiaramente come gli effetti sull'organismo dipendono dalla direzione e dal profilo temporale dell'accelerazione. I dati usati per tracciare i diagrammi si riferivano a prove effettuate su volontari umani o animali sottoposti a profili temporali di accelerazione di tipo trapezoidale.

1.1.5 Manichini antropomorfi

Chi progetta un velivolo in *crashworthiness* può lavorare sulla struttura, sui sistemi, sulla cella di protezione e sulla cabina/abitacolo, ma ovviamente non sul corpo umano [6]. Tuttavia, per fare un'interfaccia sicura, i progettisti devono avere una buona conoscenza della risposta del corpo umano e della sua tolleranza nei confronti di tutti i meccanismi di lesione. L'utilizzo di manichini antropomorfi consente di effettuare misure di parametri direttamente correlati alla tolleranza umana⁴.

I manichini antropomorfi sono correntemente usati in fase di ricerca per la valutazione delle conseguenze sul corpo umano causate da un incidente. Attenti e scrupolosi studi sulla struttura del corpo umano hanno permesso di sviluppare

⁴ Per esempio, in impatti quasi verticali, il criterio più grave è la forza di compressione delle vertebre lombari che deve rimanere al di sotto del limite tollerabile di 6,81 kN.

manichini antropomorfi in grado di riprodurre le caratteristiche biomeccaniche di un essere umano quali dimensioni, forme, rigidità e proprietà inerziali. I manichini antropomorfi possono simulare molto fedelmente la risposta del corpo umano grazie alla valutazione delle traiettorie delle varie parti, delle accelerazioni e delle forze agenti.

Lo sviluppo e il miglioramento dei manichini antropomorfi sono attività di ricerca delicate che richiedono la conoscenza di dati di riferimento presi da corpi umani reali.

1.1.6 Classificazione dei meccanismi di lesione

Le prove su corpi reali sono necessarie anche per identificare quantitativamente i diversi meccanismi di lesioni e le rispettive tolleranze. Affinché si possano prevenire le ferite dovute ad un incidente, è logico che si debba capire come queste ferite si verificano. Negli incidenti aerei le ferite possono essere classificate come traumatiche o ambientali [22]:

- le ferite traumatiche sono dovute ad un improvviso trasferimento di energia meccanica in un individuo e sono le più comuni forme di ferite che si verificano negli incidenti di elicotteri;
- le ferite ambientali sono causate da fattori ambientali come l'acqua che porta all'affogamento, il calore che causa bruciate o fumo che porta all'asfissia. Questo tipo di ferite è la maggior causa di debilitazione o morte in caso di incidenti in mare o qualora si presenti un significativo incendio post-impatto.

Le ferite traumatiche possono essere ulteriormente classificate in ferite da contatto e ferite da accelerazione. In senso stretto entrambe sono causate dall'applicazione di una forza al corpo attraverso un'area di contatto con una superficie che subisce un'accelerazione improvvisa. Nel caso di ferite da accelerazione, l'applicazione della forza è più distribuita cosicché la zona di trasferimento dei carichi non è luogo di particolari lesioni. La zona che subisce la lesione è in realtà lontana dal punto di applicazione ed è causata dalla risposta inerziale del corpo all'accelerazione⁵.

Viene fatta distinzione tra questi differenti meccanismi di lesione in quanto ognuno di essi richiede una strategia di prevenzione differente. La prevenzione

⁵ Un esempio di lesione da accelerazione è la rottura dell'aorta in un incidente con elevata velocità verticale. In questo caso l'applicazione della forza avviene attraverso le cosce, i lombi e la schiena dell'individuo, laddove è a contatto con il sedile. La lesione è dovuta alle forze di taglio generate dalla risposta inerziale del cuore e dell'aorta all'accelerazione verticale del corpo.

delle lesioni da accelerazione richiede l'attenuamento dei carichi sotto determinate soglie di sicurezza e può essere ottenuta tramite un adeguato progetto del carrello di atterraggio, del sottopavimento e dei sistemi di assorbimento dei sedili. La prevenzione delle lesioni da contatto richiede l'implementazione di strategie che evitino il contatto con oggetti potenzialmente pericolosi all'interno dell'abitacolo. Questo obiettivo può essere raggiunto tramite sistemi di ritenzione, rinforzo della struttura per evitare l'intrusione di materiale dall'esterno o componenti di massa elevata nelle aree occupate, e la rimozione di oggetti entro le potenziali zone di impatto degli occupanti.

1.1.7 Creep

La prevenzione di lesioni ambientali richiede invece strategie specifiche nei confronti di particolari pericoli post-crash. In questa categoria, il pericolo più significativo è sicuramente quello dell'incendio.

Questi principi possono essere accorpati nell'acronimo CREEP [22]:

C- Contenitore: è la zona abitabile dell'elicottero, il cockpit e la cabina. Esso deve essere sufficientemente robusto da prevenire l'intrusione delle strutture all'interno degli spazi occupati durante un incidente sopravvivibile, formando quindi un guscio protettivo attorno ai passeggeri. Il pavimento e il naso dell'elicottero dovrebbero possedere sufficiente resistenza strutturale ed essere progettati in modo da evitare l'infossamento con velocità orizzontali rilevanti, questo fenomeno riduce infatti i tempi di arresto, incrementando quindi i carichi trasferiti all'equipaggio.

R- Ritenzione: i sedili, le cinture e i rispettivi agganci devono avere sufficiente resistenza da contenere tutti i passeggeri per il massimo carico presente in un incidente classificato come sopravvivibile. I sistemi di aggancio dei sedili devono essere progettati in modo da resistere a significative deformazioni del pavimento.

E- Energia (assorbimento di): al contrario dei velivoli ad ala fissa da trasporto, gli elicotteri e gli aeroplani leggeri hanno a disposizione poco spazio per ridurre i carichi nell'eventualità di una caduta. Questo è particolarmente vero in caso di impatti verticali. A seguito di ciò, è necessario provvedere a metodi aggiuntivi di assorbimento energetico per prevenire lesioni da accelerazione in incidenti non gravi. Studi cinematici di incidenti di elicotteri hanno dimostrato che la principale direzione dei carichi in condizioni sopravvivibili è quella verticale e quindi, a seconda dell'elicottero, le velocità verticali possono essere particolarmente elevate. In genere le zone adibite all'assorbimento dell'energia sono il carrello, la struttura del sottopavimento e i sedili. Molti elicotteri, tra cui il Black Hawk e l'Apache, fanno pesante affidamento sul carrello di atterraggio per ottenere l'attenuazione richiesta dei carichi per la condizione di progetto di

12.8 m/s. Il carrello di per sé è stato progettato per assorbire oltre la metà dell'energia totale, mentre i sedili e il sottopavimento di occupano di quella restante. Questo sistema si è rivelato particolarmente efficace e le morti per impatti verticali, fino a circa 15,2 m/s sono estremamente rare in questo tipo di velivoli. Il principale svantaggio di questo sistema è la sua dipendenza dalla posizione estesa del carrello, risultando difficilmente applicabile nella condizione di carrello retrattile.

E- Ambiente (Enviroment): è molto importante valutare l'effetto del posizionamento dell'arredamento al fine di minimizzare la possibilità che questo sia causa di lesioni in condizioni di impatto. Qualora non sia possibile posizionare oggetti potenzialmente lesivi al di fuori della zona di pericolo, è opportuno che questi siano progettati in modo da ridurre la potenziale minaccia. Un esempio potrebbe essere quello di protezioni gommate o di leve di comando in grado di spezzarsi se sottoposte a determinati carichi.

P- Post-Crash: la maggior parte delle vittime di un incidente aereo sopravvivono all'impatto solo per soccombere successivamente al pericoloso ambiente post-impatto. Questi pericoli includono fuoco, fumo, olio e acqua. L'esperienza ha insegnato che la maggiore minaccia alla sopravvivenza post-impatto è il fuoco e la sfida per il progettista è quella di fornire una via di fuga per i passeggeri sotto tredici condizioni avverse. L'approccio è quello di controllare o eliminare tali minacce alla sorgente, fornire una rapida via di fuga, o una combinazione delle precedenti.

La maggior parte degli analisti concorda nel dire che la maggior minaccia negli incidenti di elicotteri è l'incendio post-impatto [23]; [24]; [25]. La frequenza di incendi sopravvissibili e l'incredibile efficacia di sistemi combustibili resistenti all'impatto impone chiaramente che il CRFS (Crash Resistant Fuel System) debba essere considerato come la principale fonte di sicurezza passiva presente in un elicottero. Dobbiamo insistere sul fatto che un impianto combustibile resistente a crash include non soltanto un serbatoio adeguato, ma anche dei sistemi di contenimento auto sigillanti in zone critiche delle linee dell'impianto, delle valvole di chiusura automatiche per evitare il flusso inverso nelle linee di raffreddamento e l'accorto posizionamento delle sorgenti di accensione, delle tubazioni, l'isolamento dei contenitori dagli spazi occupati e dei diversori di flusso appropriatamente progettati.

La seconda minaccia negli incidenti è la lesione da impatto. Poiché queste lesioni sono legate a diversi meccanismi, la soluzione al problema è decisamente meno diretta rispetto a quella del caso precedente. Il fattore più importante da considerare nella modifica di elicotteri esistenti è il sistema di ritenzione dell'occupante. Il sedile e le cinture dovrebbero, come minimo, rispettare gli standard di contenimento specificati nelle attuali regolamentazioni delle Federal Aviation: i sedili del pilota dovrebbero essere equipaggiati con cinture a cinque

punti e tutti i passeggeri dovrebbero essere dotati di cinture a quattro o cinque punti. La sola cintura lombare deve essere considerata inadeguata. Oggetti potenzialmente dannosi come un estintore o il kit di primo soccorso devono essere adeguatamente fissati e spostati da posizioni di potenziale impatto oppure rivestiti di materiali meno pericolosi come gomma morbida.

Di analoga importanza nella prevenzione di lesioni da contatto negli incidenti è la robustezza dell'abitacolo esterno. Le ferite da contatto sono in questo caso legate allo spostamento relativo tra il passeggero e le parti pericolose della struttura, primo tra tutti il soffitto e la plancia di comando.

Naturalmente è estremamente costoso adeguare elicotteri esistenti a simili standard di resistenza dell'abitacolo ed è quindi sul sistema di contenimento del passeggero che si enfatizzano gli sforzi per l'adeguamento delle flotte esistenti. Ciò nonostante è noto che un essere umano correttamente legato al sedile è in grado di sostenere accelerazioni fino a 40 g senza presentare lesioni, per cui un abitacolo non progettato per simili carichi è chiaramente un fattore letale in condizioni di impatto al limite della sopravvivenibilità. Risulta perciò fondamentale porre la stessa attenzione al sistema di contenimento e alla struttura della cabina. I compromessi devono essere raggiunti dopo una chiara comprensione delle condizioni di impatto previste per l'elicottero, dei meccanismi di lesione e della tolleranza umana all'impatto.

L'ultimo tipo di lesione da considerare è quella da accelerazione. Lesioni da pura accelerazione sono poco comuni negli elicotteri con un adeguato sistema di seduta, eccezion fatta per gli estremi della curva di sopravvivenza ad impatto.

La lesione da impatto più comune è una frattura da compressione spinale. Solo una piccola percentuale degli incidenti sopravvivibili superano i 30 g al pavimento e un sistema di assorbimento del sedile ben progettato dovrebbe evitare che i passeggeri sostengano carichi superiori. In ogni caso sedili mal progettati possono causare fratture spinali in impatti di soli 8-10 g. Normalmente fratture spinali in condizioni di basse o medie velocità sono causate dall'installazione di sedili sopra pannelli rigidi o altre parti indeformabili e dall'installazione di sedili relativamente rigidi direttamente su paratie o longheroni. Nel primo caso il sedile collassa su componenti non cedevoli che trasmettono accelerazioni verticali eccessive. Nel secondo caso le paratie rigide trasmettono forze eccessive dal suolo direttamente all'occupante del sedile.

In conclusione il sistema di assorbimento del sedile deve essere visto come parte integrante del sistema di controllo dell'energia trasmessa nell'eventualità di un impatto. Il grado di capacità installato nel sedile dovrebbe essere basato su un insieme delle condizioni previste o note d'impatto e sulle capacità di assorbimento del carrello e del sottopavimento.

1.1.8 Analisi numeriche

Il rispetto delle normative e i requisiti di *crashworthiness* hanno influenzato la filosofia di progetto comportando un miglioramento delle doti di sicurezza degli elicotteri di ultima generazione. Oggi, per lo studio della sicurezza passiva in campo strutturale, sono disponibili diversi codici numerici basati sul Metodo degli Elementi Finiti (FEM) che permettono di analizzare con successo problemi caratterizzati da una dinamica molto veloce quale quella caratteristica di un impatto. L'uso di questi codici, una volta che sia stata dimostrata l'affidabilità del modello numerico tramite una correlazione numerico-sperimentale, permette di ridurre il numero di prove che si devono condurre per ottenere la certificazione.

Il costo e la difficoltà delle prove sperimentali rendono l'analisi numerica uno strumento di progettazione fondamentale. L'analisi a crash di sistemi e sottosistemi completi sta diventando sempre più facile ed economica grazie al rapido sviluppo di software ed hardware dedicati.

Sebbene i potenti strumenti di calcolo e le dotazioni hardware consentono l'analisi di modelli dettagliati con alta precisione numerica con tempi di calcolo relativamente brevi, ciò non significa necessariamente che i risultati delle analisi siano sempre più attendibili e realistici. Analisi affidabili sono ancora il risultato di esperienza e osservazione della realtà fisica da parte di chi le esegue.

Le caratteristiche delle analisi numeriche di fenomeni di *crash* sono:

- grandi spostamenti;
- non linearità nel comportamento del materiale;
- dinamiche veloci;
- forze di contatto concentrate e/o distribuite.

La presenza di queste ultime richiede speciali algoritmi che occupano gran parte del tempo di calcolo, ma sono essenziali per il buon esito della simulazione.

La realizzazione del modello numerico assume dunque un ruolo centrale poiché comporta un'opportuna modellazione di tutti gli aspetti del problema: semplificazione della geometria, discretizzazione del continuo (tipo e formulazione degli elementi da impiegare), materiali (legge costitutiva ed eventualmente equazione di stato), carichi esterni, condizioni al contorno (discretizzazione dei carichi e imposizione delle condizioni di vincolo), definizione dei contatti.

1.1.9 Prove full scale

Le prove su scala reale restano l'unica possibilità di ottenere dati completi e realistici da un evento come l'impatto. Esse sono eseguite per verificare l'analisi numerica, migliorare la comprensione del comportamento a crash di sistemi completi e sottosistemi e accertare e certificare la resistenza agli urti della struttura. Queste prove sono costose e la precisione nel riprodurre condizioni reali di impatto (come l'atteggiamento del velivolo o le condizioni di velocità) sono difficili da raggiungere. Il ricorso alle prove sperimentali a dimensione reale rimane comunque necessario in diverse fasi della progettazione: infatti, a dispetto della crescente diffusione dei codici citati, l'attività sperimentale non ha perso d'importanza, ma ha assunto il ruolo (non secondario) di strumento di verifica e controllo.

1.2 Il nostro lavoro

Il lavoro che presentiamo in questa tesi ha come obiettivo finale la realizzazione di un modello numerico robusto relativo alla prova con sottopavimento, sedile e manichino. Di per sé già la prova sperimentale eseguita con le modalità presentate nel seguito risulta un qualcosa di innovativo e raramente realizzato.

Il sottopavimento analizzato è di stampo classico, con una chiglia a travi composta da due longheroni e paratie sottili, rinforzati da correnti ad L rivettati alle estremità superiori e inferiori. In corrispondenza delle intersezioni tra elementi longitudinali e trasversali sono presenti dei rinforzi verticali e orizzontali capaci di trasferire i carichi tra le paratie interrotte, i longheroni e i rivestimenti. Al rivestimento superiore sono collegate le guide di regolazione e quindi il sedile. A quest'ultimo, tramite cintura a quattro punti, è stato legato un manichino antropomorfo (ATD) dotato di accelerometri e celle di carico.

Per perseguire il nostro scopo abbiamo proceduto per passi successivi partendo dalla modellazione numerica della prova sperimentale sul singolo incrocio. Una volta verificata la bontà del modello sviluppato sia a livello di correlazione con le curve sperimentali che a livello di andamento della simulazione, siamo passati alla fase successiva in cui siamo andati a modellare la prova su slitta orizzontale della sezione di sottopavimento. In questa seconda fase le modifiche apportate sono state minime, in quanto abbiamo verificato che quanto fatto sul singolo incrocio portava a buoni risultati anche per la sezione di sottopavimento.

La fase finale ha portato all'aggiunta del sedile e del manichino alla sezione di sottopavimento, così da riprodurre la prova sperimentale effettuata in laboratorio. La dinamica dell'impatto, la presenza di molte più non linearità e l'interazione tra i diversi componenti durante lo schianto hanno complicato notevolmente il lavoro di modellazione numerica.

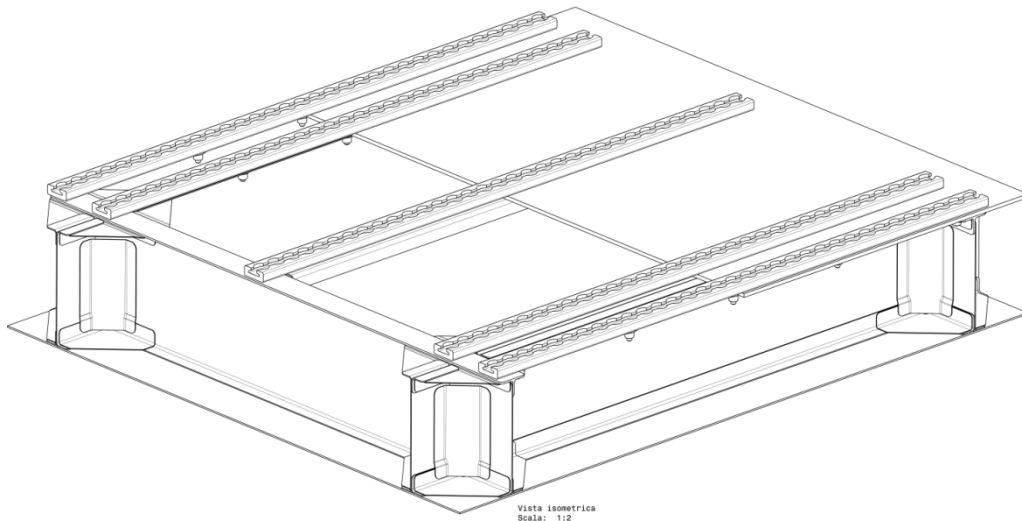


Figura 1.8 - Il sottopavimento analizzato, il pavimento è stato tagliato per mostrare la trave di rinforzo sottostante, sostituita successivamente con pannelli sandwich in lega leggera

1.2.1 Approccio

Per la realizzazione di un modello ad elementi finiti sono disponibili molti approcci, la scelta dei quali dipende dal livello di semplificazione che si ritiene sufficiente a descrivere efficacemente il problema. Normalmente la capacità di descrivere il problema è associata alla correlazione numerico-sperimentale di alcune grandezze caratteristiche del fenomeno che si desidera simulare.

Nel caso particolare del sottopavimento elicotteristico e in generale della sicurezza passiva delle strutture le grandezze fondamentali sono differenti a seconda della funzione di ogni elemento. Gli elementi che partecipano ad un fenomeno di crash possono essere schematicamente classificati in:

- masse: sono elementi che decelerando forniscono forze e momenti di inerzia;
- assorbitori: sono gli elementi che assorbono l'energia cinetica delle masse sotto forma di energia di deformazione. A seconda che l'assorbimento di energia sia temporaneo o meno possono essere ulteriormente classificati in:
 - o molle
 - o smorzatori

Ovviamente la distinzione tra i due elementi è di tipo quantitativo e molti elementi possono presentare comportamenti a cavallo delle due categorie. Volendo introdurre un criterio di distinzione tra masse e assorbitori potremmo dire che questi ultimi, in un determinato scenario, sono in grado di assorbire una quantità di energia maggiore della propria energia cinetica iniziale.

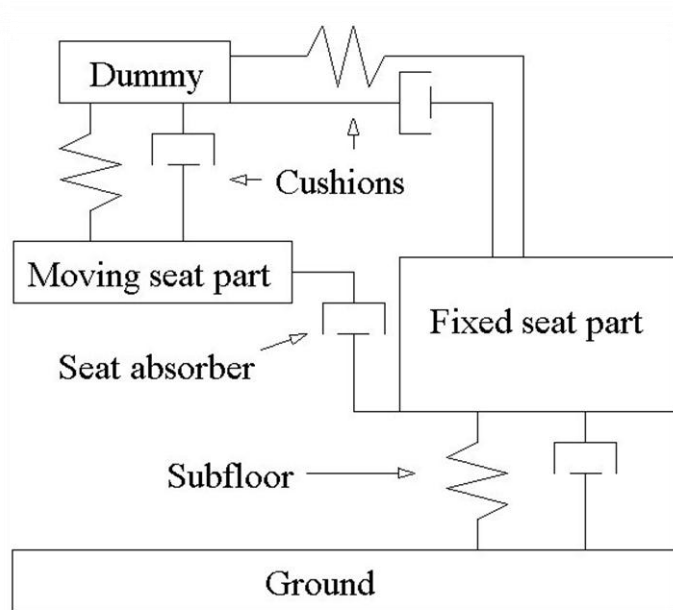


Figura 1.9 - Una possibile schematizzazione a corpi rigidi del problema: le masse e le inerzie sono concentrate nel manichino e nelle due parti, mobile e fissa, del sedile.

Il modello più semplice che possiamo immaginare è quindi composto dalle inerzie concentrate nei baricentri delle masse, collegate in modo rigido agli assorbitori. Questi ultimi saranno rappresentati da elementi discreti, caratterizzati da un legame generalmente non lineare tra forza, spostamento e velocità. Questo legame non può essere ottenuto né per via analitica né sperimentale a meno di ridurlo drasticamente il campo di validità.

Un approccio di questo tipo porta alla realizzazione di un modello Multi-Body del problema, con vantaggi in termini di semplicità e velocità di soluzione, ed è particolarmente indicato in fase di progettazione preliminare del velivolo e del componente. Purtroppo l'impossibilità di garantire un corretto legame tra le forze degli assorbitori e le altre grandezze in gioco ne limita l'applicabilità in fase di progettazione di dettaglio e certificazione.

La modellazione ad elementi finiti consente di superare parzialmente questo limite, trasferendo la determinazione del comportamento a crash dell'elemento

discreto a quello dei materiali, fornendo al contempo la possibilità di introdurre contatti tra superfici deformabili, forze di inerzia distribuite sugli assorbitori e deformabilità delle masse. La presenza di una vasta bibliografia dedicata alla caratterizzazione dei materiali permette al progettista di sfruttare modelli di comportamento verificati o di utilizzare prove di caratterizzazione standard per realizzare modelli di materiali ancora non disponibili.

Un modello ad elementi finiti è un'astrazione della realtà, e, anche qualora non vi siano errori di modellazione, deve essere validato tramite il confronto con realizzazioni sperimentali per garantire che i modelli di comportamento impiegati per i materiali e i contatti siano quelli adatti a descrivere il fenomeno.

Le grandezze che useremo per validare il modello sono quelle fondamentali per la sicurezza passiva, ossia forza, accelerazione ed energia. Considerata l'elevata intrusività delle celle di carico e l'impossibilità di effettuare una valutazione diretta dell'energia tutte queste grandezze sono derivate dalle misure di accelerazione ottenute in punti rilevanti del modello e del setup sperimentale e non possono esserne considerate indipendenti. In altre parole qualunque errore effettuato nel rilevare le accelerazioni sperimentali si propagherà nelle misure di forza, velocità e spostamento.

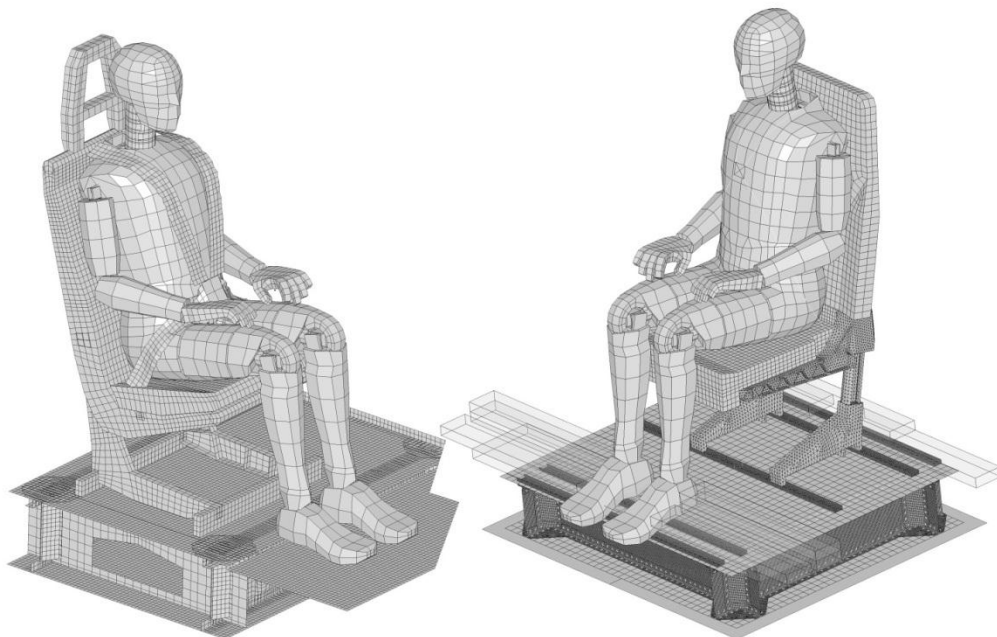


Figura 1.10 - Confronto tra un modello di tipo classico (a sinistra) e quello realizzato in questa tesi. Si noti il differente livello di dettaglio del sottopavimento e del sedile.

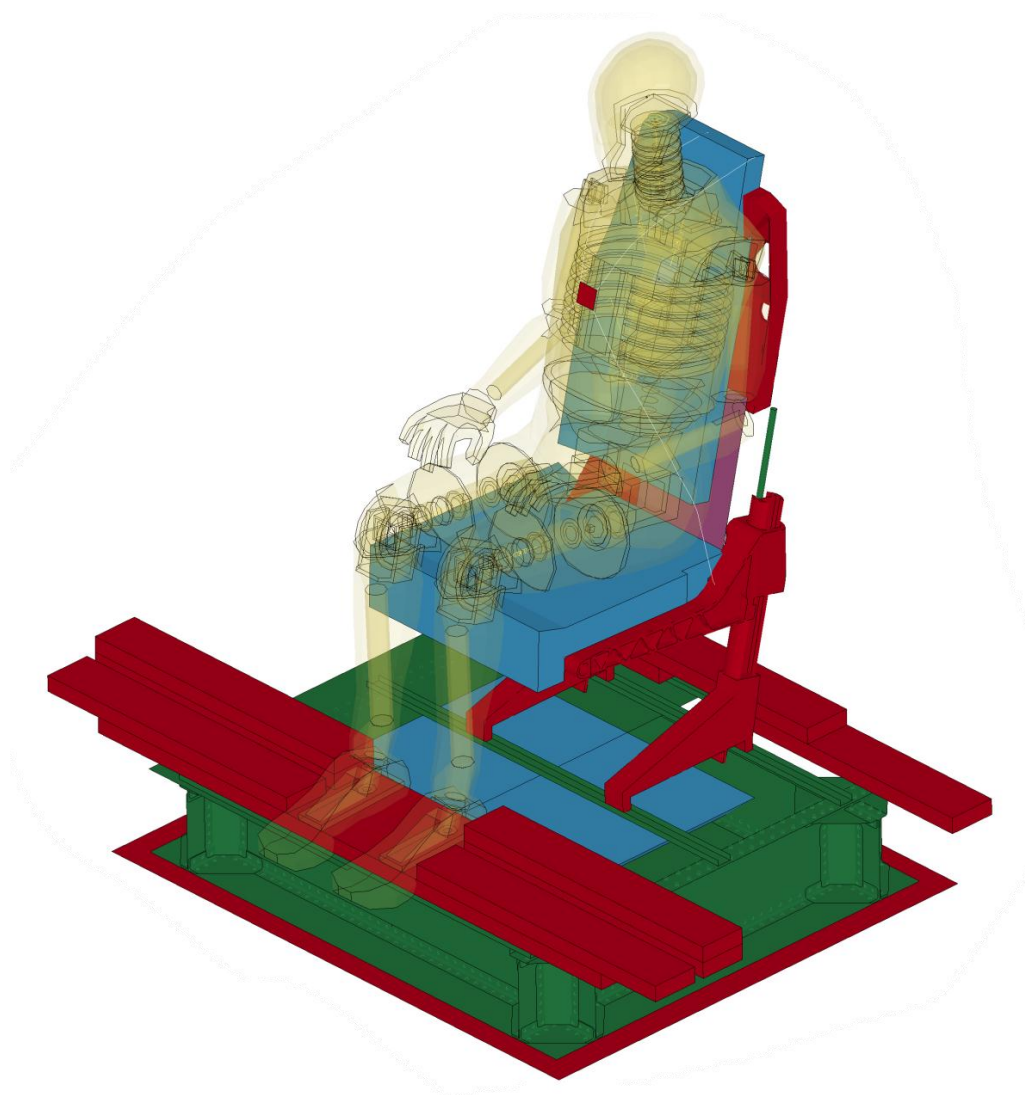


Figura 1.11 - Tipologia degli elementi impiegati: rigidi (rosso), idealmente elastici (viola), deformabili plasticamente (verde) e isteretici (blu)

Il modello a elementi finiti realizzato in questo lavoro prende le distanze dai lavori precedentemente svolti in quanto spinge la modellazione del sottopavimento fino al singolo componente in parete sottile impiegando a tal fine contatti tra pareti affacciate e una semplice rappresentazione delle giunzioni rivettate. Vengono inoltre rappresentati in modo realistico gli elementi che caratterizzano il sedile, come i cuscini, il sistema di assorbimento dell'energia e la distribuzione delle masse e inerzie tramite un'accurata modellazione degli elementi macchinati.

Il vantaggio di questo particolare approccio è quello di permettere al progettista di quantificare l'effetto delle scelte di dettaglio sulle prestazioni dell'insieme. Affinché il costo computazionale rimanga affrontabile sono comunque state introdotte delle semplificazioni del problema: tutti gli elementi che non hanno presentato deformazioni significative, così come i collegamenti tra molte parti del sedile sono stati considerati idealmente rigidi. Per la scelta dei contatti si è fatto uso dell'esperienza sperimentale e, laddove l'attrito non fosse rilevante, esso è stato trascurato.

1.2.2 Realizzazione della mesh

La realizzazione dei modelli numerici impiegati per le analisi è avvenuta partendo dall'osservazione e misurazione dei provini reali e dalla disponibilità dei modelli tridimensionali CAD forniti da AgustaWestland in formato STEP⁶. Nonostante fossimo forniti di modelli molto dettagliati per gli incroci e per il sottopavimento l'osservazione e la misurazione sono stati fondamentali per verificare quali fossero le effettive caratteristiche dei modelli sperimentali.

Utilizzando il software di meshatura automatico multi-target HyperMesh [26] è stato possibile estrarre le superfici medie delle pareti sottili. Un'accurata suddivisione delle superfici medie e la rimozione di fori e raccordi ha consentito di ottenere una base di lavoro ottimale per la funzione di *automesh* bidimensionale. Il risultato è poi stato affinato modificando la densità dei *seed* sui bordi per ottimizzare la qualità degli elementi. Per il controllo di qualità degli elementi si è usata la relativa funzione presente in HyperMesh.

Per la modellazione delle rivettature è stato sviluppato un programma C# ad-hoc in grado di convertire dei punti presenti in un modello STEP in un formato XML compatibile con il pre-processor di Dyna: LS-PREPOST.

Nel caso specifico del sedile elicotteristico è stato invece necessario basarsi su un modello IGES di un sedile di caratteristiche simili. Il modello IGES non fornisce informazioni sui volumi ma solo sulle superfici esterne del modello e questo, come verrà spiegato in maggiore dettaglio nel capitolo 4, ci ha costretto a ricostruire il modello di base apportandovi alcune importanti semplificazioni. Come si vede in Figura 1.11 le gambe del sedile e lo schienale sono stati considerate come un unico corpo rigido, eliminando così la necessità di modellare le travi incrociate e i montanti che le collegano.

⁶ Il formato STEP-File (Standard for the Exchange of Product model data), definito nella normativa ISO 10303-21, prevede la serializzazione ASCII per permettere la lettura del file senza fare uso di software dedicati.

Figura 1.11

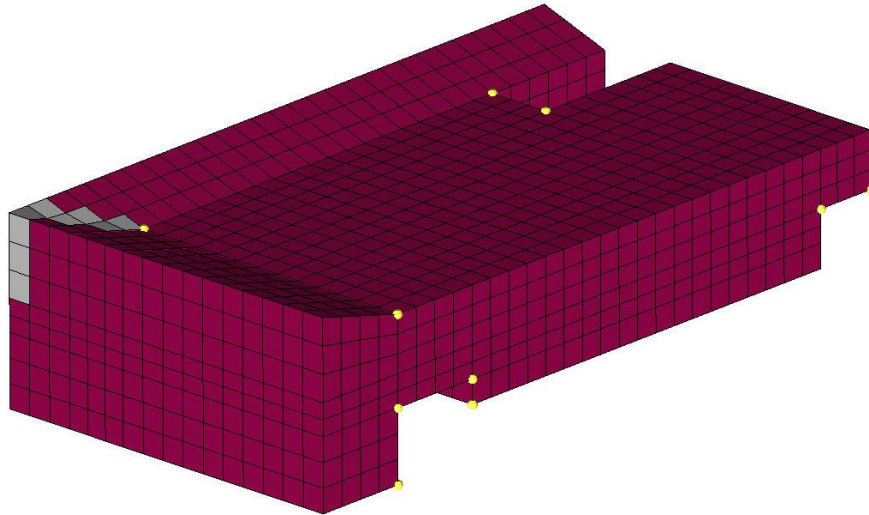


Figura 1.12 - Elementi del cuscino che falliscono il test "warpage"<5

Sono inoltre stati trascurati i supporti per il cuscino dello schienale, che è invece stato vincolato rigidamente agli estremi allo schienale macchinato. In modo analogo sono stati modellati i collegamenti tra sedile e guide, eliminando la necessità di modellare il meccanismo di aggancio che dalle prove sperimentali è risultato sufficientemente rigido.

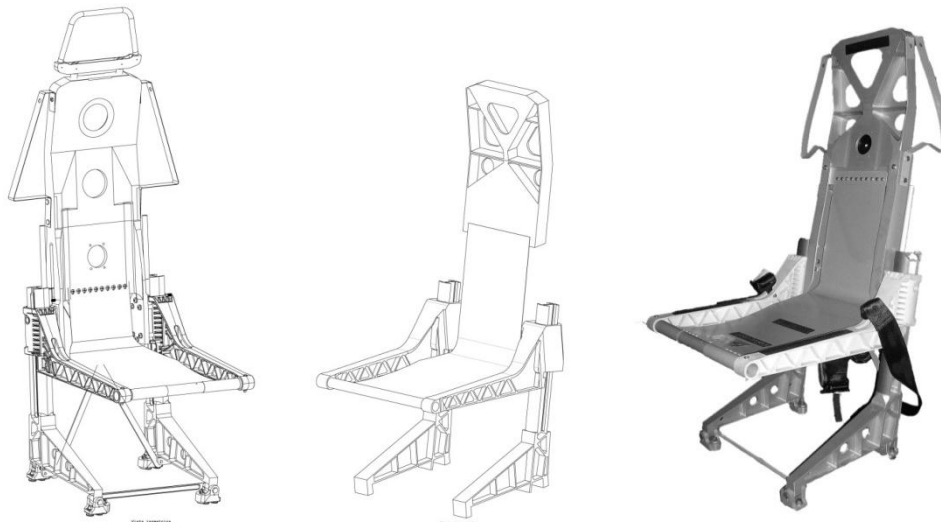


Figura 1.13 - Confronto tra il modello IGES originale (a sinistra), il modello a volumi/STEP realizzato e il sedile effettivamente impiegato nella prova

1.2.3 Preparazione delle prove

Tutte le prove sono state configurate tramite il pre-processor di LS-Dyna [27]: LS-Prepost. Questo programma fornisce numerose funzioni avanzate che hanno facilitato la realizzazione, tra cui un sistema di importazione degli spotweld, un sistema avanzato di posizionamento del *manichino* e un metodo di fitting automatizzato per le cinture.

Nella definizione dei contatti e dei collegamenti si è fatto ampio uso dei ***SET**, un sistema di raggruppamento di parti, elementi e nodi che consente di definire legami multipli tramite una singola card.

1.2.4 Postprocessing

Le prove sono state analizzate tramite il post-processor LS-Prepost. Questo include funzioni avanzate come la riproduzione delle prove, l'analisi degli sforzi e delle velocità, il sezionamento dei volumi e il *tracing* dei nodi, oltre alla possibilità di operazioni sui dati ottenuti, come filtraggi, integrazioni e derivazioni. I dati così ottenuti sono poi stati processati in Matlab da cui si sono ottenuti i grafici che verranno presentati all'interno di questo lavoro di tesi.

2 Prove sugli elementi di intersezione

Nel seguente capitolo vengono presentati i risultati ottenuti nella fase di sviluppo e validazione del modello numerico del singolo incrocio del sottopavimento studiato in questo lavoro di tesi.

Tale validazione si basa sui risultati delle prove sperimentali eseguite presso il LaST del Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale del Politecnico di Milano, che hanno lo scopo di determinare le caratteristiche di assorbimento di energia e le forze di reazione che i provini sono in grado di fornire quando vengono sottoposti ad una sollecitazione dinamica, e dei risultati delle prove numeriche ottenute con Ls-Dyna.

Per validare il modello numerico sono stati confrontati i grafici di forza spostamento ottenuti sia dalle prove sperimentali che dalle prove numeriche: i dati di entrambe le prove sono stati filtrati con un filtro CFC180. I criteri di validazione del modello numerico sono basati sul livello della forza media e di energia assorbita.

Di seguito sono presentati i risultati delle prove sperimentali, una descrizione del modello numerico sviluppato con i relativi risultati e la correlazione tra i due modelli delle diverse simulazioni effettuate.

2.1 Descrizione

Come si accennava all'inizio del primo capitolo la struttura del sottopavimento è composta da due categorie di elementi fondamentali (Figura 2.1):

- Elementi orizzontali:
 - pavimento della cabina;
 - guide dei sedili;
 - rinforzo in nido d'ape;
 - rivestimento esterno;
- Elementi verticali
 - longheroni;
 - paratie interne e laterali;
 - elementi di intersezione;

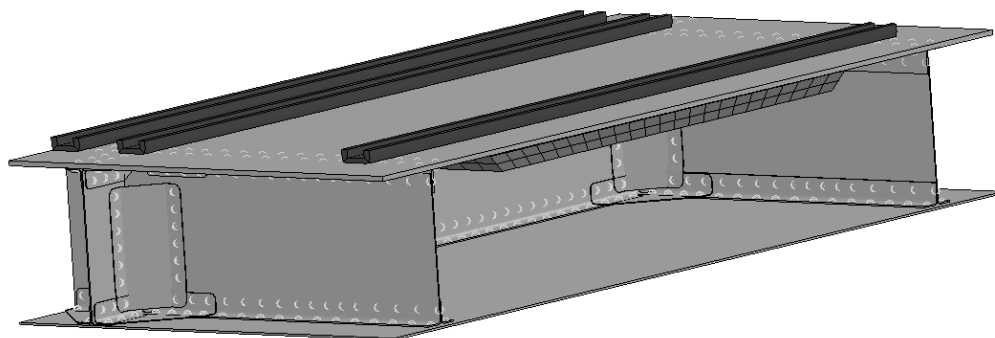


Figura 2.1 - Modello numerico sezione sottopavimento

Particolare attenzione è stata posta nella caratterizzazione degli elementi di intersezione (*cross elements*), la cui modellazione ha occupato tutta la fase iniziale della ricerca.

Gli elementi d'intersezione sono caratterizzati da una complessità notevole se confrontati con gli altri elementi del sottopavimento. Questo perché essi hanno il compito di trasferire i carichi tra gli elementi verticali e orizzontali connessi, fornendo al contempo un comportamento a crash controllato, riproducibile ed efficiente.

La soluzione che AgustaWestland ha sviluppato per i *cross elements* è geometricamente molto complicata: mentre il longherone principale non viene interrotto dalla presenza dell'incrocio, le paratie si collegano a quest'ultimo tramite elementi verticali a 45° ed elementi orizzontali posti tra queste pareti inclinate e il rivestimento superiore/inferiore. Abbiamo quindi una discontinuità degli elementi trasversali, parzialmente compensata dall'aggiunta delle pareti inclinate per la trasmissione delle forze nel piano del longherone e delle basette per la trasmissione delle forze sul piano orizzontale. Infine tutti gli elementi sono collegati tramite una singola fila di ribattini MS20470 AD 4/5 con passo fisso.

Per questo tipo di incrocio sono state sviluppate e testate diverse varianti che sfruttano lo stesso principio ma modificano alcune caratteristiche geometriche quali: spessore e dimensioni della parete diagonale, spessore e dimensioni del corrente di rinforzo superiore e diametro dei ribattini.

La caratterizzazione degli elementi ha previsto lo svolgimento di tre prove di schiacciamento dinamico per ogni tipologia coinvolta, la realizzazione di un modello LS-Dyna dettagliato e il confronto numerico-sperimentale per la validazione di quest'ultimo.

2.2 Prove sperimentali sul singolo incrocio

Sono state effettuate dodici prove dinamiche di schiacciamento assiale su quattro tipologie di incrocio nelle quali variavano dimensioni geometriche (spessori flange e diametro ribattini) e sezione dei correnti (T e J). Noi descriveremo quelle relative alla tipologia di incrocio destinata a costituire parte del sottopavimento che analizzeremo al termine del lavoro: tre provini nominalmente identici caratterizzati dalla presenza di un corrente profilato con sezione a “J” (Figura 2.2)

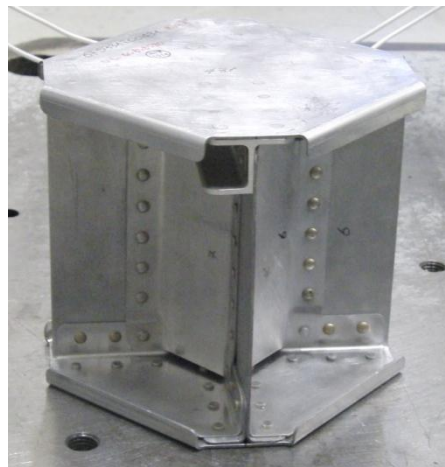


Figura 2.2 - Provino sperimentale

Le prove sono state effettuate utilizzando la slitta verticale, ovvero una torre di caduta di 7 m presente presso il LaST (Figura 2.4). Si tratta di una macchina capace di raggiungere velocità di oltre 10 [m/s] con masse fino a 300 [Kg]. La massa viene guidata attraverso otto rulli che scorrono su due colonne cromate parallele.

Sulla massa sono montati due accelerometri piezoresistivi con fondo scala di 250 [g] attraverso i quali è possibile risalire alla forza di reazione del provino e per integrazione alla cinematica completa della massa con particolare riferimento alla velocità di impatto e allo schiacciamento imposto all'assorbitore.

Nel nostro caso abbiamo utilizzato una massa battente di 110 [kg] ad una velocità di impatto di 8,4 [m/s].

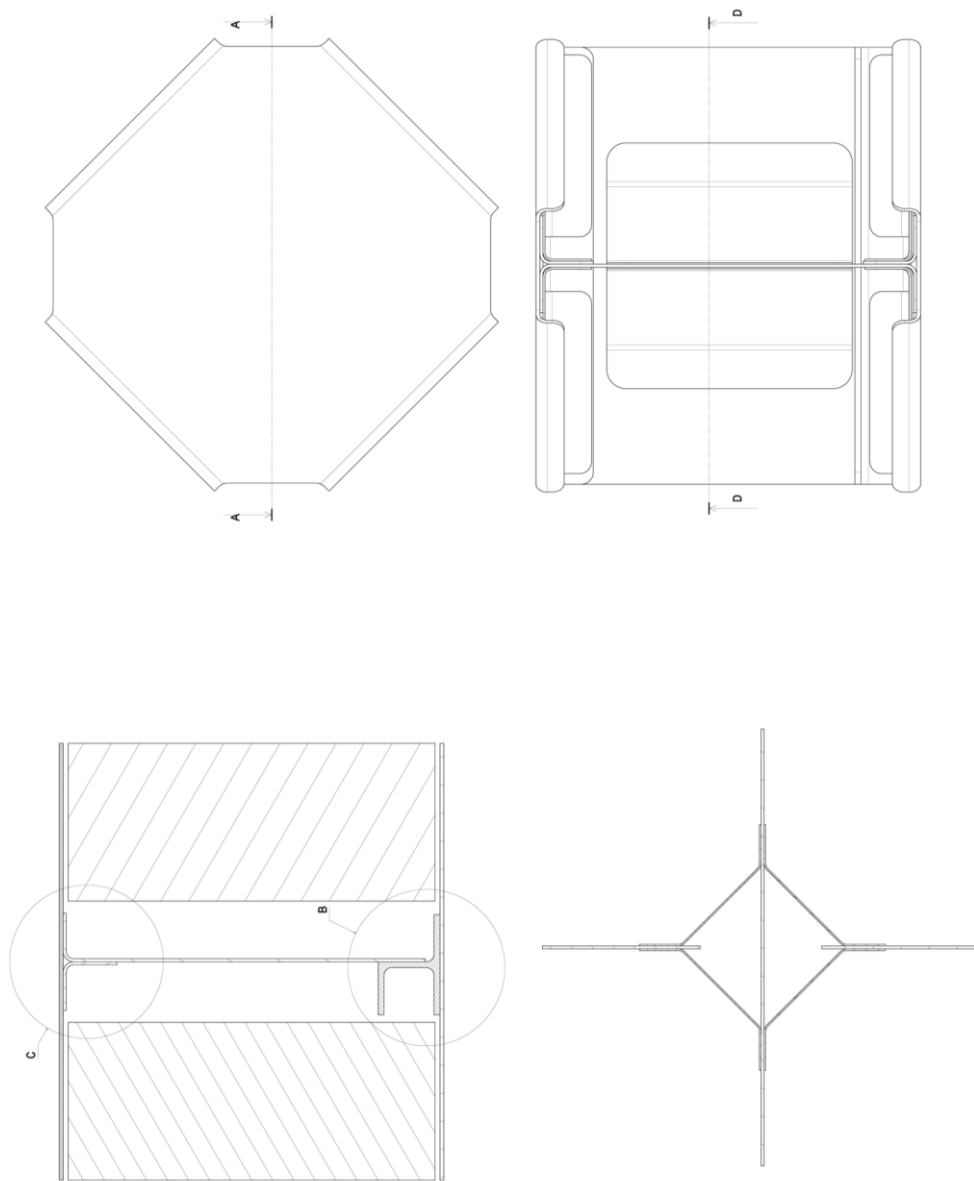


Figura 2.3 - Tritico incrocio

I segnali degli accelerometri sono stati acquisiti con un sistema di acquisizione Pacific Instrumentation a sedici canali con guadagni e alimentazioni programmabili e frequenza di campionamento fino a 100'000 Hz per canale e prefiltro a 1000 Hz. Il provino prima e dopo la prova è stato fotografato con una macchina fotografica digitale Casio Exilim fh25.



Figura 2.4 - Macchina di prova per schiacciamento dinamico

Le prove sono state filmate con una videocamera ad alta velocità Photom V5.1 capace di realizzare filmati con risoluzione di 1024x1024 pixel con un formato 4:4, con capacità fino a 100'000 fps.

Le foto del provino scattate prima e dopo la prova e i filmati ad alta velocità sono stati usati per valutare la capacità del modello numerico di catturare la dinamica dell'evento e riprodurre i danni permanenti post-impatto.

Tramite doppia integrazione numerica si è risaliti allo spostamento e moltiplicando l'accelerazione per la massa si è giunti alla forza in modo da riprodurre i grafici forza – spostamento richiesti.

Come possiamo notare dalla Figura 2.7 e dalla Tabella 2.1, i tre provini hanno un livello del picco di attivazione pressoché identico mentre varia il livello di forza media prodotto. Questo a dimostrazione di come siano importanti le non linearità (attriti, comportamento plastico del materiale, comportamento dei ribattini) presenti durante il fenomeno di schiacciamento che dovranno poi essere riprodotte nel modello numerico.



Figura 2.5 - Istante iniziale della prova

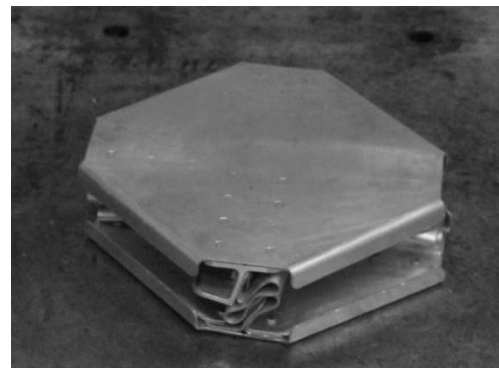
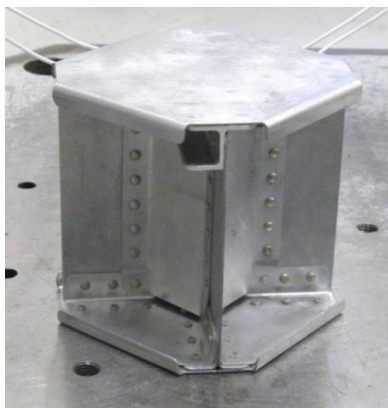


Figura 2.6 - Provino pre e post crash

Per ogni prova sperimentale sono stati calcolati diversi parametri in grado di sintetizzare al meglio le caratteristiche di forza, assorbimento ed efficienza del provino in esame. Questi parametri, oltre a fornire utili indicazioni sull'effettiva bontà di progetto dell'assorbitore nella sua interezza, sono di fondamentale importanza per valutare un grado di correlazione con le simulazioni numeriche, che non si fermi alla corrispondenza della curva di forza-spostamento.

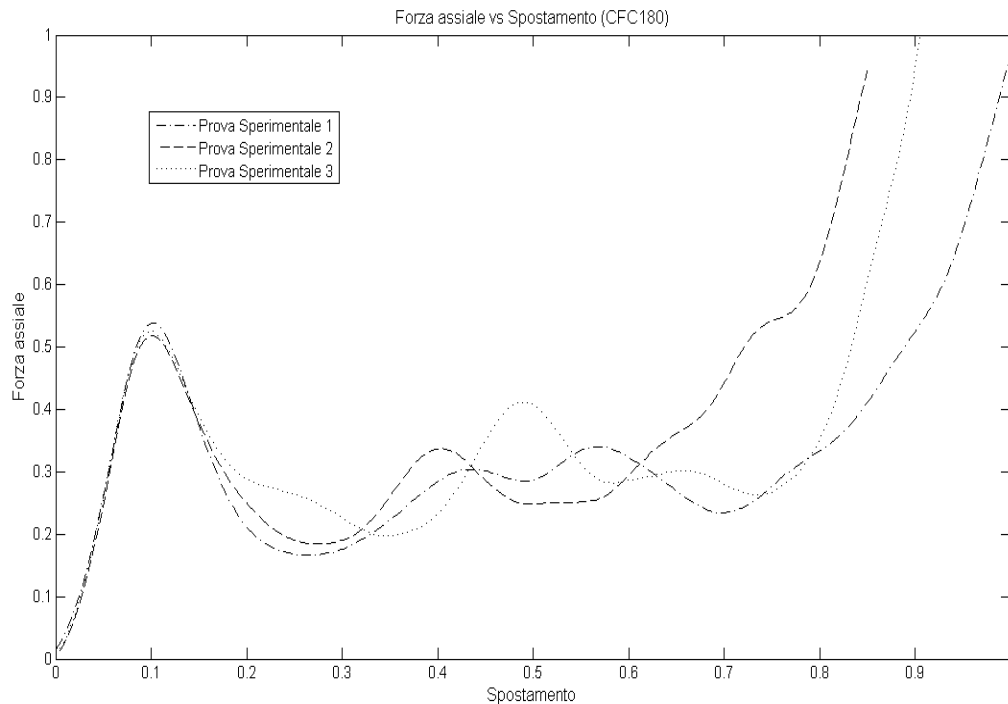


Figura 2.7 - Diagramma forza - spostamento prove sperimentali

Oltre ai classici parametri di energia assorbita e forza media, ottenuta come rapporto dell'energia assorbita e lo schiacciamento, sono state calcolate altre grandezze significative, come lo schiacciamento massimo (d_{max}): indicativamente uno schiacciamento oltre d_{max} può risultare, oltre che inefficiente, estremamente pericoloso date le elevate forze trasmesse. Utilizzando questa grandezza e rapportandola alla lunghezza iniziale del pezzo si è ricavata una stima dell'efficienza di schiacciamento (*Se* o *stroke-efficiency*).

La lunghezza s è comune per tutte le prove effettuate e ci consentirà di dare una stima della correlazione numerico-sperimentale in un preciso punto della curva forza-schiacciamento.

Nella Tabella 2.1 vengono riportati le valutazioni in d_{max} e in s di tutti questi valori, oltre che i due picchi di forza più alti.

Tabella 2.1 - Parametri caratteristici prove sperimentali

	d_{max}	s	E(d_{max})	E(s)	Se
Sper1	0.907	0.803	0.267	0.223	0.565
Sper2	0.770	0.803	0.239	0.257	0.482
Sper3	0.835	0.803	0.254	0.239	0.522

	Favg(d_{max})	Favg(s)	F(pk1)	F(pk2)
Sper1	0.295	0.278	0.539	0.341
Sper2	0.310	0.320	0.519	0.337
Sper3	0.304	0.298	0.525	0.412

2.2.1 Prove sperimentali su altre tipologie di incrocio

Di seguito vengono presentati per completezza i risultati delle prove sperimentali su tutte le tipologie di incrocio testate. Nella Figura 2.8 e nella Figura 2.9 possiamo apprezzare quali siano i parametri geometrici che caratterizzano le diverse tipologie di incrocio in esame. In particolare i parametri variabili tra le tipologie presentate possono essere riassunti in:

- sezione del corrente di rinforzo;
- lunghezza della paratia laterale inclinata di 45°.

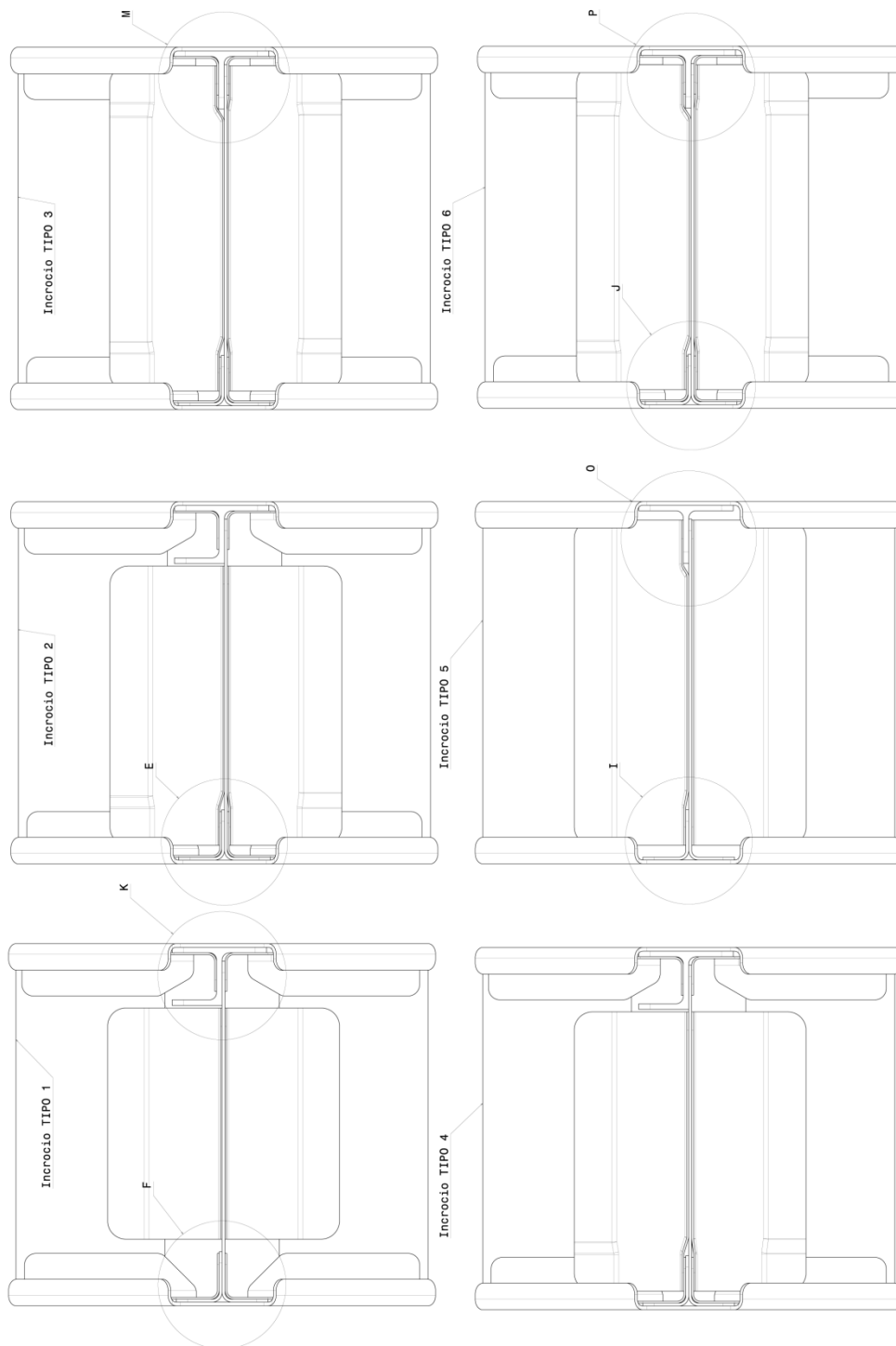


Figura 2.8 – Trittici delle tipologie di incrocio testate

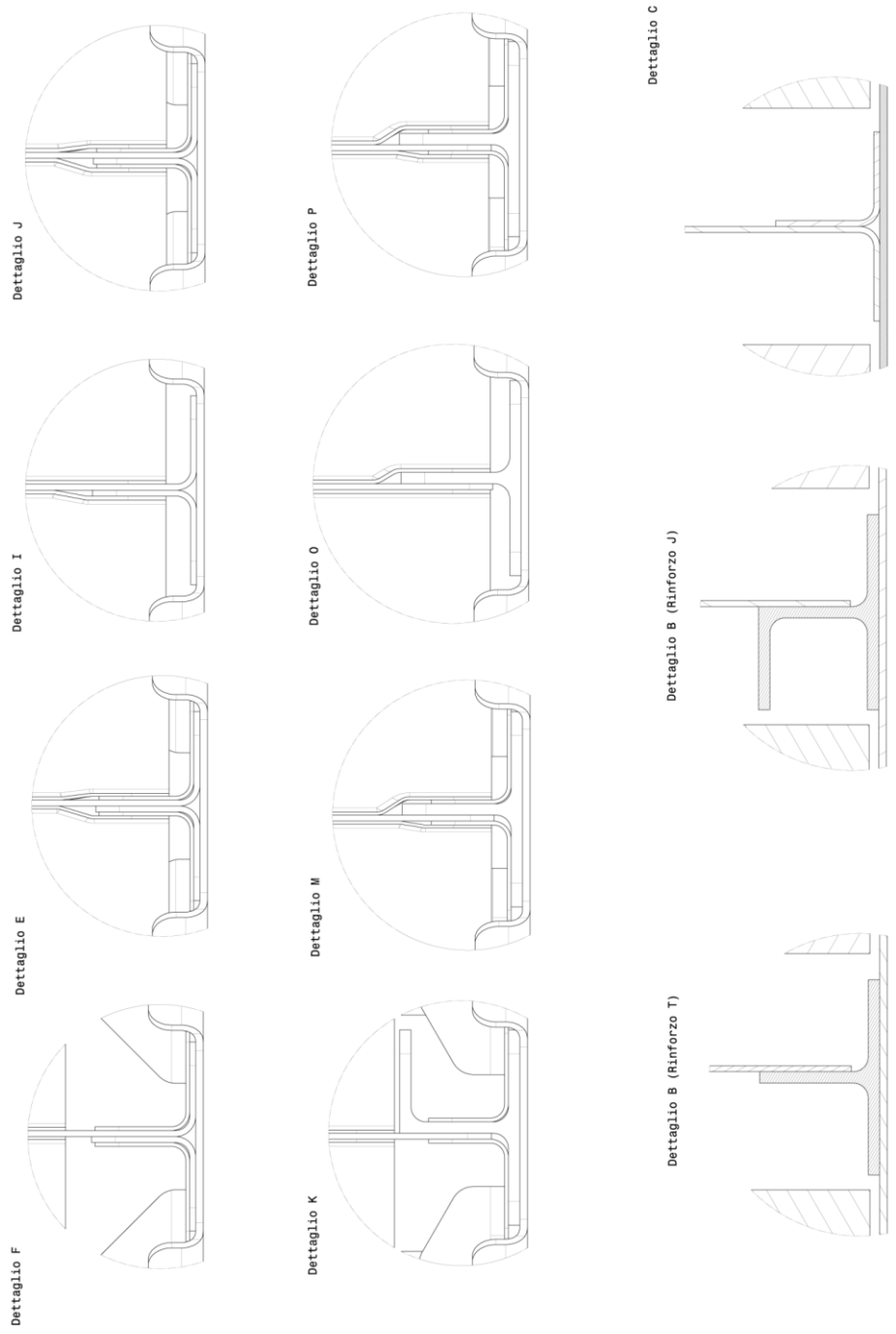


Figura 2.9 - Dettagli tipologie di incrocio testate

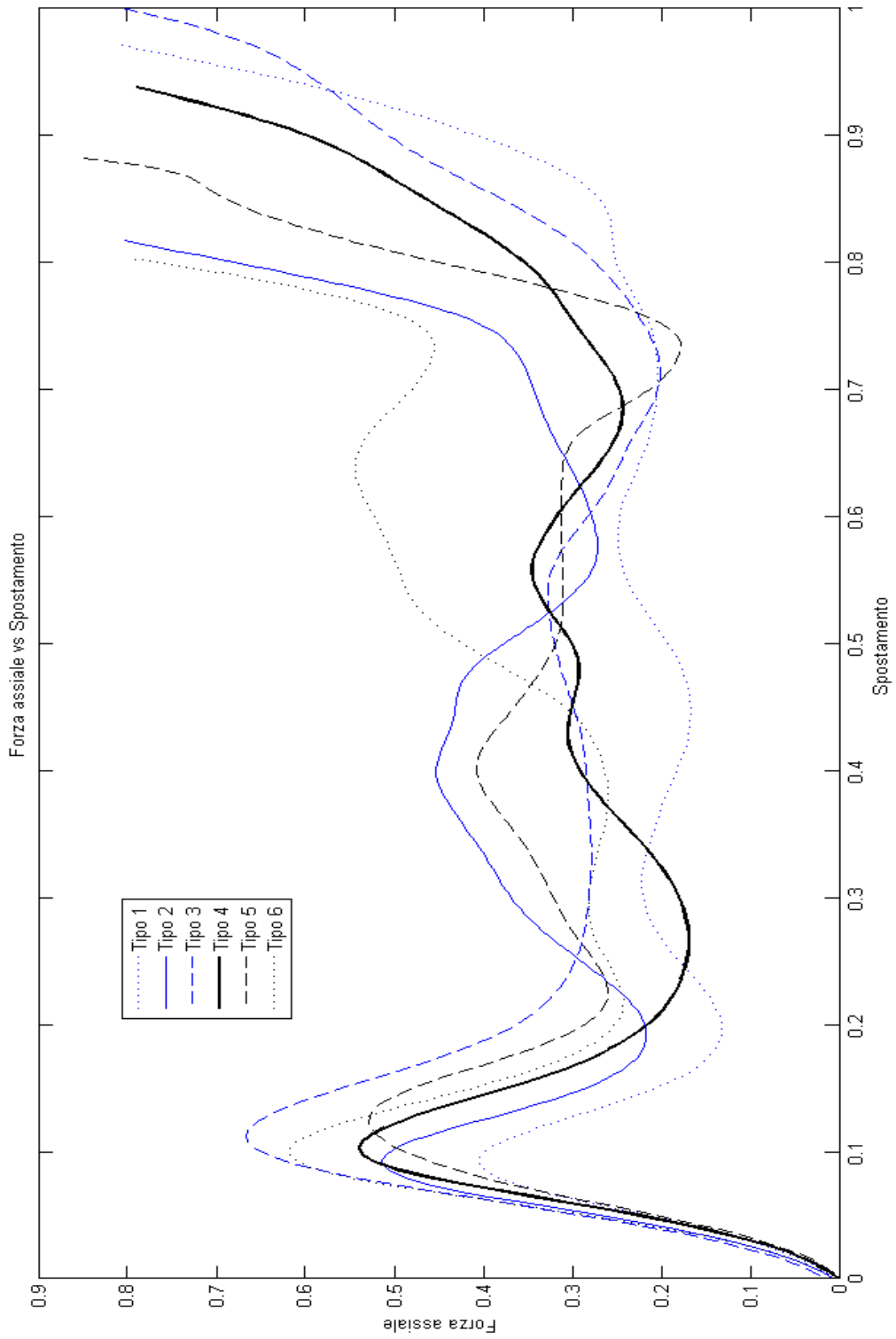


Figura 2.10 - Diagramma forza-spostamento di tutte le tipologie di incrocio testate

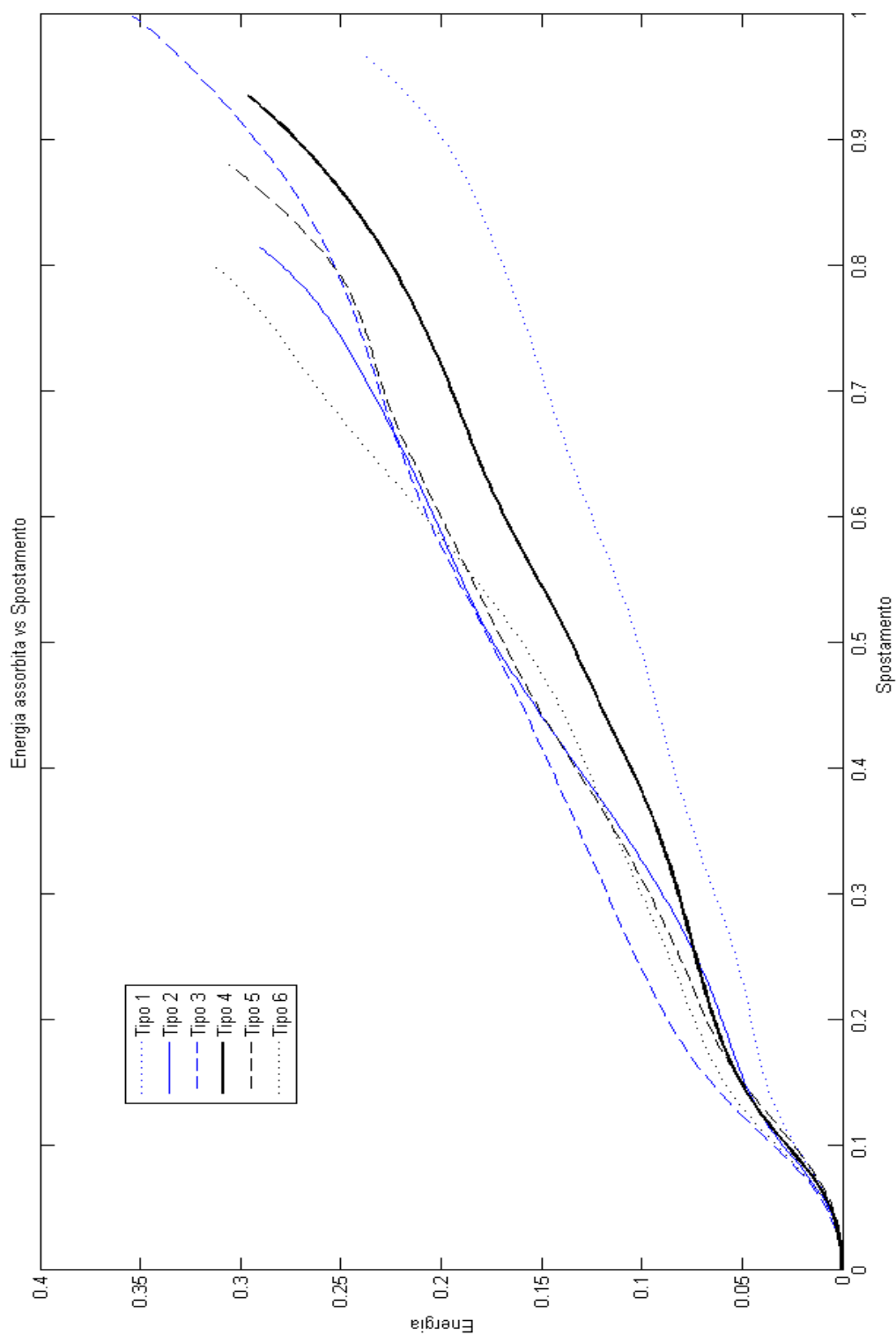


Figura 2.11 - Diagramma energia assorbita di tutte le tipologie di incrocio testate

Come si vede dalla Figura 2.10 la tipologia 3 è quella che presenta un picco di attivazione più alto, ma anche un plateau più stabile e, a una forza massima pari a 0.8, presenta la corsa maggiore.

Nella Figura 2.11 si vede come a queste caratteristiche corrisponda, sempre arrestando l'analisi a una forza pari a 0.8, il massimo assorbimento di energia.

L'incrocio di tipo 3 presenta inoltre un comportamento migliore in termini di deformazione, in quanto l'assenza della flangia inferiore del corrente evita la rottura dei rivetti dei rinforzi diagonali.

2.3 Modello numerico

Il modello di incrocio utilizzato nelle analisi per lo sviluppo del primo modello numerico è stato ricavato a partire dai CAD ed è quindi una fedele riproduzione dei tre incroci testati sperimentalmente. Il modello è composto prevalentemente da elementi shell, ed avendo ritenuto trascurabile il momento torcente trasmesso dalle giunzioni si è scelto di impiegare elementi beam piuttosto che elementi solidi per la modellazione dei ribattini, che risultano gli elementi fondamentali per la validazione del modello numerico e il buon esito delle simulazioni.

Basilare nella modellazione è stata la scelta della formulazione degli elementi e della legge costitutiva adatta a riprodurre il comportamento durante l'impatto. Infatti in eventi caratterizzati da carichi di natura dinamica come l'impatto al suolo di elicotteri, i materiali si deformano con elevate velocità di deformazione. I materiali metallici, in particolare, soggetti ad elevate velocità di deformazione risentono di un fenomeno noto anche come incrudimento dinamico. All'aumentare della velocità di deformazione, sforzo di snervamento e resistenza del materiale tendono ad aumentare in modo anche rilevante (Figura 2.12).

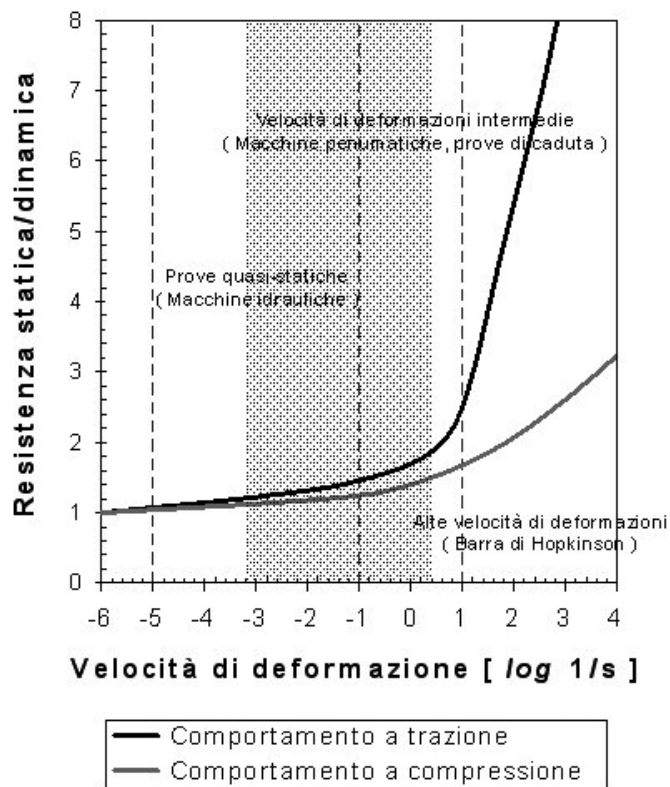


Figura 2.12 - Incrudimento dinamico [28]

Per questa ragione, l'incrudimento dinamico è un fenomeno che ha un'enorme rilevanza per la sicurezza dei trasporti in campo aeronautico, automobilistico e ferroviario. Includere l'effetto della velocità di deformazione è fondamentale per la corretta modellazione del comportamento ad impatto delle strutture. Leggi costitutive in grado di rappresentare l'influenza della velocità di deformazione sono fondamentali per l'accuratezza di un modello numerico in grado di aiutare nella progettazione, sviluppo e ottimizzazione di strutture sicure ad impatto. Per caratterizzare il comportamento dinamico dei materiali sono state sviluppate leggi costitutive e modelli numerici appropriati [28].

2.3.1 Descrizione

Il modello utilizzato nelle analisi è stato ricavato a partire dalla geometria dell'incrocio fornita da AgustaWestland. Il modello è composto da lamiere e travi (correnti) descritti di seguito con riferimento a Figura 2.13:

- longherone passante (1), inferiormente piegato e rinforzato con un corrente ad L (2);
- corrente a J (3) rivettato alla parte superiore del longherone;
- ordinata (frame) perpendicolare al longherone separata in due pareti (4a,4b) entrambe piegate e rinforzate longitudinalmente da quattro correnti a L (5a,5b,5c,5d) sulle estremità superiore e inferiore;
- quattro pannelli (6a,6b,6c,6d) a 45° rivettati in modo da collegare il longherone passante e le due parti dell'ordinata;
- due pannelli (7a,7b) quadrate piegate agli spigoli, una superiore e una inferiore;
- un coperchio superiore e uno inferiore;
- quattro rinforzi angolari superiori (8a,8b,8c,8d) e quattro rinforzi angolari inferiori (8e,8f,8g,8h) rivettati ai longheroni e ai coperchi;
- ribattini di due diversi tipi in sedici file di giunzioni equispaziate con passo fisso.

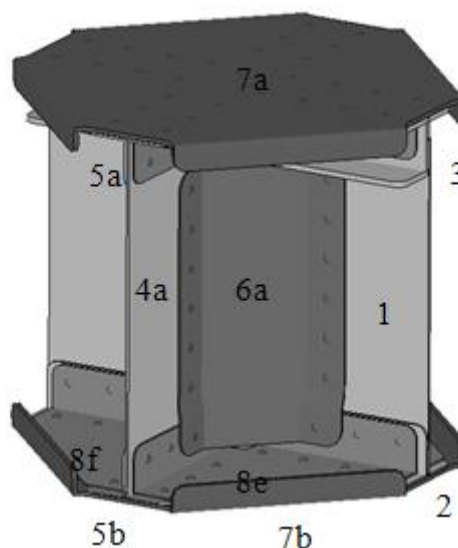


Figura 2.13 - Elementi dell'incrocio

2.3.2 Mesh

La mesh è stata realizzata con *HyperMesh* [26]. Questo software permette di estrarre le superfici medie dei solidi e controllare in dettaglio la forma degli elementi generati.

In particolare è risultato estremamente efficace nella zona dei rinforzi angolari, la cui forma atipica ha richiesto un'attenzione maggiore rispetto al resto dei componenti.

Va notato che i rinforzi angolari sono stati discretizzati separando inizialmente le superfici rettangolari da quella triangolare più problematica e quindi, utilizzando la funzione di "automesh" di *HyperMesh* sulle singole superfici.

Il risultato è stato soddisfacente e gli elementi di qualità peggiore (in prossimità dell'ipotenusa del triangolo) sono comunque accettabili. Questi elementi sono quelli che subiscono le deformazioni maggiori solo in prossimità delle linguette verticali, dove il componente è rivettato ai longheroni. In prossimità della zona triangolare la sua deformazione è trascurabile in quanto il pezzo è collegato tramite due file perpendicolari di giunzioni alle lamine che formano i coperchi.

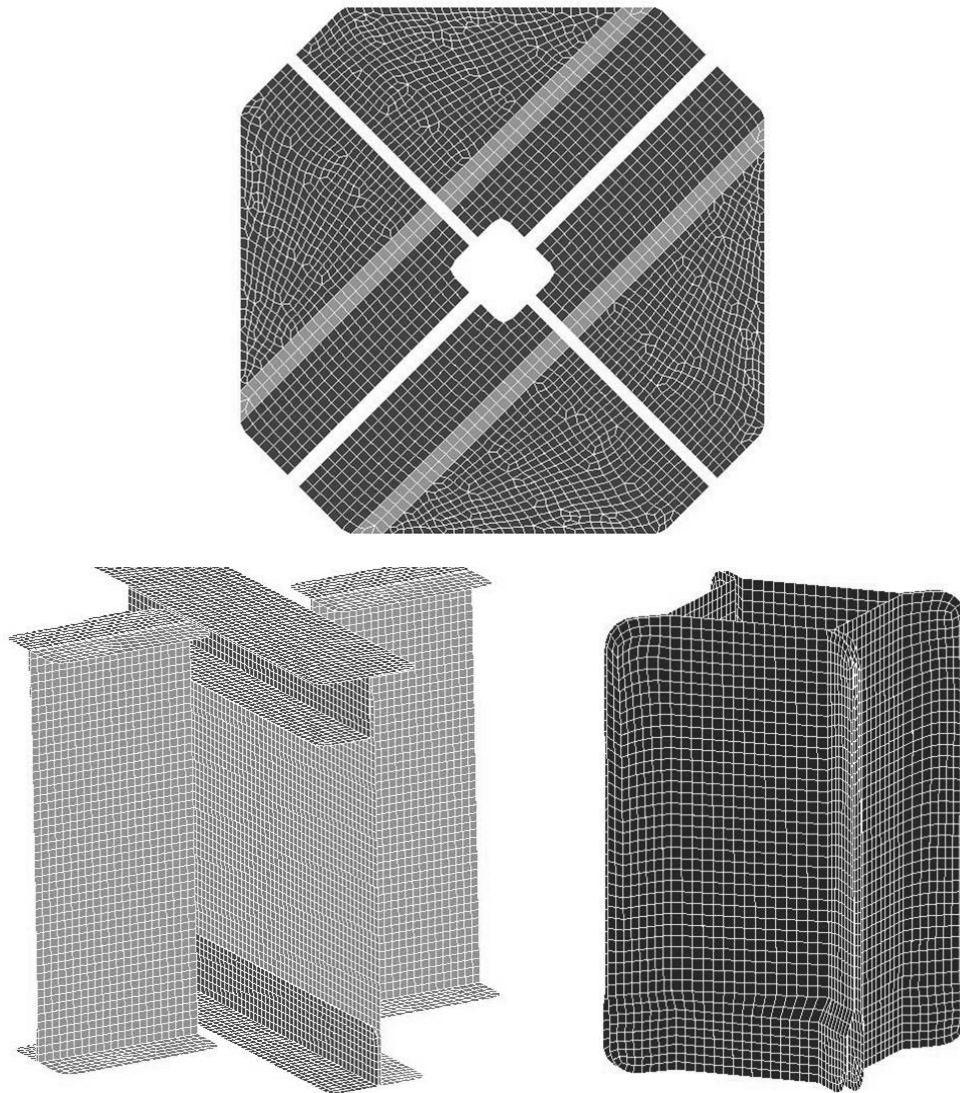


Figura 2.14 - Mesh pareti e rinforzi dell'incrocio

Tabella 2.2 - Caratteristiche del modello numerico

Componente	Numero	Tipologia	Elementi	Massa [grammi]
Coperchio	2	Shell	3400	154
Anime rinforzi 45°	4	Shell	1325	21.6
Rinforzi angolari	8	Shell	1000	17.1
Pareti	2	Shell	1360	43.3
Longherone	1	Shell	3426	104
Corrente L corto	4	Shell	361	9.1
Corrente L lungo	1	Shell	896	25.3
Corrente J	1	Shell	1734	100
Ribattini	108	Beam	300	8
TOTALE			30296	892

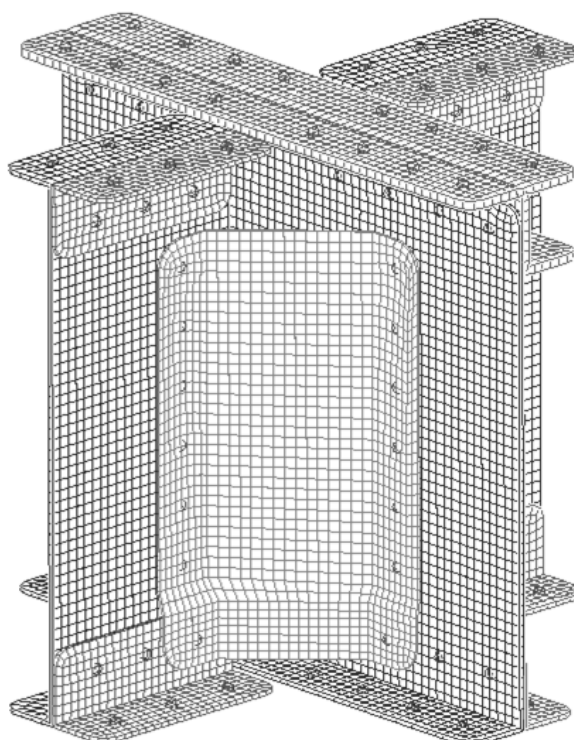


Figura 2.15 - Dettaglio mesh con ribattini

2.3.2.1 Ribattini

I ribattini sono stati creati tramite il comando *SWGen* di *LS-PREPOST*.

In questo modo abbiamo potuto posizionarli esattamente nella loro sede di collocazione senza far coincidere i nodi della mesh delle part da essi collegate, come richiesto per altre metodologie. Si è quindi evitato di adattare la mesh a causa della posizione dei ribattini.

Tramite l'ausilio di un programma scritto in C# sono stati estratti i punti centrali dei segmenti che li rappresentavano nella geometria originale.

Questi punti, insieme all'ID delle ***PART** da collegare, sono stati formattati dallo stesso programma in una struttura pseudo-XML in modo da fornire un adeguato file di ingresso per il comando *SWGen*. Siccome il comando è in grado di collegare un massimo di cinque ***PART**, in presenza di collegamenti tra sei lamine sono stati creati due nodi, uno per collegare le prime quattro lamine e uno per collegare l'ultima di queste alle restanti due.

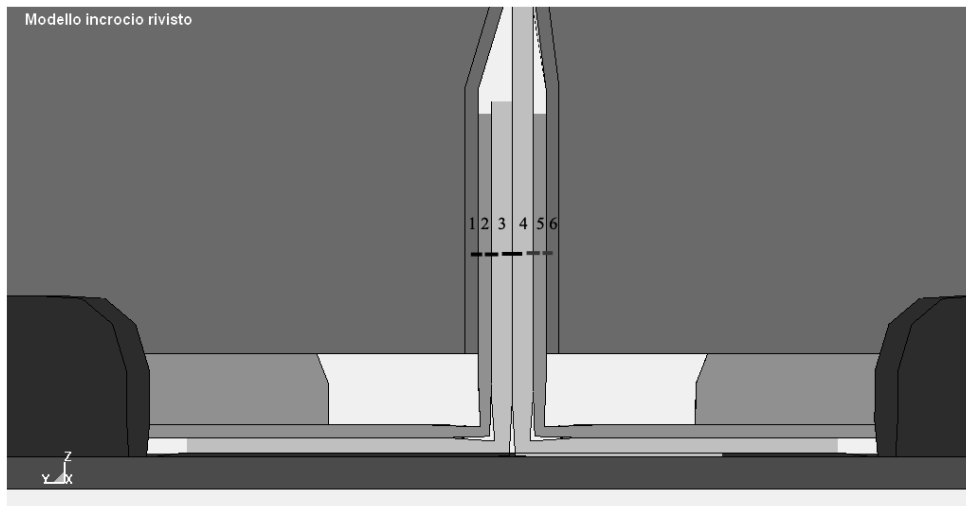


Figura 2.16 - Dettaglio ribattino che unisce sei lamine.

2.3.2.2 Massa battente e suolo

La massa battente ed il suolo sono stati definiti come corpi rigidi tramite la card ***PART_INERTIA**.

Alla massa battente è stata assegnata una massa traslazionale pari a quella impiegata nella prova sperimentale (110 Kg) e una velocità di 8.4 m/s. Essendo esclusivamente libera di traslare in direzione Z il tensore di inerzia è stato posto pari alla matrice identità.

2.3.3 Materiali

L'applicazione di carichi dinamici causa elevate velocità di deformazione che influenzano in modo rilevante il comportamento del materiale. Per prevedere in modo corretto la risposta di una struttura è necessario tener conto dell'influenza della velocità di deformazione sulle proprietà meccaniche dei materiali. Con particolare riferimento ai materiali metallici, all'aumentare della velocità di deformazione si osserva un aumento del valore dello sforzo di snervamento e di rottura, un prolungamento della fase elastica e un certo ritardo dello sviluppo di cricche all'interno del materiale. Resta pressoché uguale il modulo elastico e quindi la rigidità della struttura. Per quanto riguarda l'allungamento a rottura sono stati osservati comportamenti diversi a seconda del materiale – anche se, in generale, è possibile osservare una riduzione del campo plastico. Per caratterizzare la dipendenza delle proprietà meccaniche dei materiali dalla velocità di deformazione sono state sviluppate procedure sperimentali specifiche e opportune leggi costitutive. La scelta della legge costitutiva, in particolare, influenza in modo significativo l'accuratezza dei risultati ottenuti [28].

Tutti i laminati che compongono l'incrocio sono realizzati in lega leggera di alluminio Al2024 T3, mentre i ribattini sono prodotti in Al 2117-T4.

Tabella 2.3 - Caratteristiche materiali [29]

	Lega Al 2024-T3	Lega Al 2117-T4
Densità [g/cm³]	2.73	2.75
Sforzo di rottura [MPa]	441.2	296
Sforzo di snervamento [MPa]	324	165
Allungamento a rottura	0.15	0.27
Modulo di Young [GPa]	72	71
Coefficiente di Poisson	0.313	0.33
Modulo tangenziale [MPa]		490

2.3.3.1 Laminati

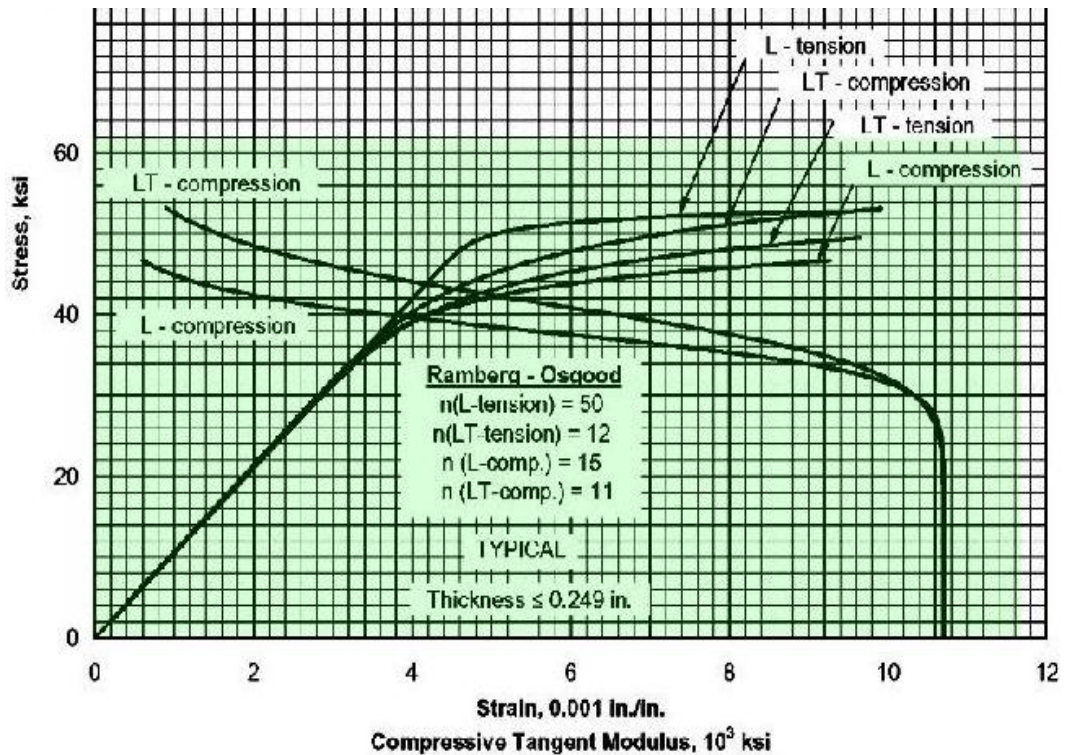


Figura 2.17 - Legame costitutivo Al-2024 T3 [29]

Nel modello il materiale delle lamiere è stato introdotto con la card ***MAT_24** (Piecewise-Linear-Plasticity). Questo tipo di card definisce un materiale elastoplastico a cui è possibile assegnare una curva sforzo-deformazione arbitraria, considerando anche la dipendenza dalla velocità di deformazione. Il fallimento dell'elemento è basato sul livello di deformazione plastica raggiunta o se durante la simulazione si supera un valore minimo di passo temporale definito dall'utente. Il modo più diffuso di modellare la dipendenza delle proprietà meccaniche di un materiale dalla velocità di deformazione è il modello di Cowper-Symonds [30]. Introdotto per essere applicato al solo sforzo di snervamento, l'uso è stato poi esteso anche al campo plastico. Il modello di Cowper-Symonds è un modello semi-empirico che consiste nello scalare lo sforzo usando parametri ottenuti interpolando i dati sperimentali:

$$\frac{\sigma}{\sigma_0} = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C} \right)^{1/P} \quad (2.1)$$

dove:

- σ è lo sforzo di snervamento dinamico;
- σ_0 è lo sforzo di snervamento statico;
- $\dot{\epsilon}$ è la velocità di deformazione;
- C e p sono parametri caratteristici del materiale.

Nel nostro caso: C=6000 e p=4 [31].

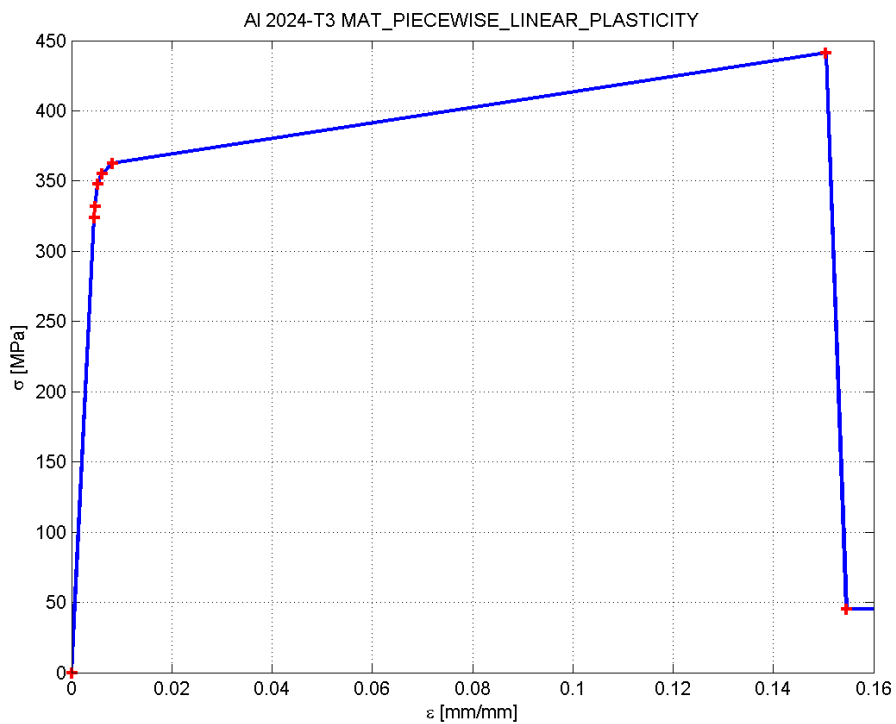


Figura 2.18 - Curva materiale implementata

Il plateau successivo alla rottura (Figura 2.18) è stato introdotto in modo da considerare il recupero degli sforzi in fase di compressione. In alcune prove questo tratto è stato rimosso in quanto causa di instabilità numeriche.

Tabella 2.4 - Caratteristiche materiale Al 2024-T3

RO [t/mm ³]	E[MPa]	PR	FAIL	C[s ⁻¹]	P
2.73 e ⁻⁹	7.2 e ⁴	0.313	0.6	6000	4

Sebbene il materiale elasto-plastico implementato sia di ampio utilizzo, la deformazione del provino è sempre risultata poco conforme a quanto visto nei video ad alta velocità. Si è quindi passati ad un modello di materiale alla Johnson-Cook.

Quella di Johnson-Cook [32] è una legge costitutiva semi-empirica semplice e molto diffusa che permette di riassumere in un'unica formula l'influenza della velocità di deformazione e della temperatura (sotto l'ipotesi di adiabaticità dell'evento) sulle proprietà meccaniche di un materiale:

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

dove:

- A è il limite elastico del materiale;
- B e n sono parametri che caratterizzano il campo plastico e l'incrudimento del materiale;
- ϵ_p è la deformazione plastica;
- C è un parametro che caratterizza la dipendenza dalla velocità di deformazione;
- $\dot{\epsilon}_p$ è la velocità di deformazione plastica;
- $\dot{\epsilon}_0$ è una velocità di deformazione di riferimento;
- T è la temperatura del materiale;
- T_a è la temperatura ambiente a cui sono state svolte le prove di caratterizzazione;
- T_f è la temperatura di fusione del materiale;
- m è un parametro caratteristico del materiale.

La legge costitutiva di Johnson-Cook è particolarmente adatta per problemi dove la velocità di deformazione varia in un piccolo intervallo di valori e i cambiamenti di temperatura dovuti alla dissipazione plastica (effetto Joule) determinano un indebolimento del materiale.

La legge costitutiva di Johnson-Cook è una legge di tipo moltiplicativo: la curva sforzo-deformazione ottenuta in prove statiche viene amplificata per effetto della velocità di deformazione con il rischio di risultati non accurati. Nel corso degli anni sono state proposte diverse varianti della legge di Johnson-Cook. In particolare, recentemente, sono state implementate versioni che permettono di definire parametri di danno che risultano utili nell'analisi di urti e impatti [30] e [28].

Il cedimento secondo il modello di Johnson-Cook avviene per danneggiamento cumulativo, ovvero al raggiungimento di $D=1$:

$$D = \sum \frac{\Delta \epsilon}{\epsilon_f} \quad (2.2)$$

Con

$$\epsilon_f = [D_1 + D_2 e^{D_3 \sigma^*}] [1 + D_4 \ln \epsilon^*] [1 + D_5 T^*] \quad (2.3)$$

Tabella 2.5 - Caratteristiche materiale Johnson Cook [33]

Modulo di Young [MPa]	Modulo di Poisson	A [MPa]	B [MPa]	n	C	m	D ₁	D ₂	D ₃	D ₄	D ₅
72000	0.313	265	426	0.34	0.015	1	0.13	0.13	-1.5	0.011	0

2.3.3.2 Ribattini

Il materiale dei ribattini è stato invece modellato tramite il ***MAT_100** (Spotweld) implementato in Ls-Dyna espressamente per questo scopo. In questa card è possibile inserire i valori di taglio e azione assiale ammissibili superati i quali l'elemento si rompe.

Tabella 2.6 - Caratteristiche materiale ribattini

RO [t/mm ³]	E [MPa]	PR	SIGY [MPa]	ET [MPa]	EFAIL	NRR [N]	NRS [N]	NRT [N]
2.75 e ⁻⁹	7.10 e ⁴	0.33	165	490	0.27	3000	2000	2000

2.3.3.3 Corpi rigidi

Il suolo e la massa battente sono rappresentati tramite corpi rigidi dotati di parametri concentrati. Nella relativa card ***MATERIAL_RIGID** sono indicati anche i vincoli del componente in questione.

2.3.3.3.1 Massa battente

La massa balistica è libera di traslare in direzione z (vincolate le traslazioni in x e y e le rotazioni attorno ai tre assi), la densità è stata posta pari a quella

dell'acciaio sebbene la massa reale del componente sia definita nella card ***PART_INERTIA**.

Il modulo elastico di 205 [GPa] è pari a quello dell'acciaio, per meglio simulare il contatto della massa battente reale.

Tabella 2.7 - Caratteristiche materiale massa battente

RO [t/mm ³]	E [MPa]	PR	CM0	CON1	CON2
8.75 e ⁻⁹	2.05 e ⁵	0.28	1.0	4	7

2.3.3.3.2 Suolo

Il suolo è completamente vincolato e la sua massa, sebbene uguale a quella della massa battente è completamente ininfluyente ai fini della prova.

Tabella 2.8 - Caratteristiche materiale suolo

RO [t/mm ³]	E [MPa]	PR	CM0	CON1	CON2
8.75 e ⁻⁹	2.05 e ⁵	0.28	1.0	7	7

2.3.4 Sections

2.3.4.1 Laminati

Lo spessore dei laminati, della massa battente e del suolo è stato inserito nell'apposita card ***SECTION_SHELL**. Nella medesima card viene definita la formulazione relativa al tipo di elemento.

Per tutti gli elementi shell sono state impiegate le seguenti formulazioni con cinque punti di integrazione secondo Gauss:

- 2 (Belytschko-Lin-Tsay);
- 16 (Fully Integrated Shell).

La formulazione 2 [34] è stata implementata in LS-DYNA come alternativa computazionalmente efficiente alla formulazione già presente di Hughes-Liu. Per avere un'idea dell'efficienza di questi elementi si pensi che per un elemento shell con cinque punti di integrazione attraverso lo spessore, la formulazione 2 richiede 725 operazioni matematiche rispetto alle 4050 operazioni richieste per l'elemento formulato con Hughes-Liu. A causa di questa sua efficienza computazionale, la formulazione 2 è di solito la formulazione scelta per elementi di tipo shell e per questo motivo è diventata la formulazione di default

per gli elementi shell nel calcolo esplicito. Questo elemento si basa su una formulazione che combina le ipotesi cinematiche di co-rotazione e velocità di deformazione. L'efficienza dell'elemento è ottenuta dalle semplificazioni matematiche derivanti da queste due ipotesi. La parte di co-rotazione della formulazione evita la complessità del meccanismo non lineare attraverso l'inserimento di un sistema di coordinate nell'elemento. La scelta della velocità di deformazione nella formulazione facilita la valutazione del legame costitutivo, dal momento che lo sforzo è coniugato con il tensore fisico di sforzo di Cauchy.

La formulazione 16 [34] implementata in LS-DYNA, come dice la definizione stessa, è una formulazione a completa integrazione nello spessore delle shell, usata per alleviare il blocco trasversale a taglio (shear locking) e migliorare il comportamento in flessione nel piano dell'elemento. Utilizza un sistema di coordinate locali sull'elemento che ruota con il materiale per tenere conto dei moti di corpo rigido in modo da soddisfare automaticamente l'invarianza della struttura della relazione costitutiva. Il sistema di coordinate locali dell'elemento è simile a quello utilizzato per la formulazione 2, in cui i primi due vettori di base sono tangenti alla superficie media della shell nel centro dell'elemento e il terzo vettore della base è nella direzione normale a questa superficie.

Dal punto di vista della precisione, la formulazione 16 è preferibile rispetto alle normali formulazioni integrate presenti in LS-DYNA a patto che vengano rispettate le seguenti condizioni:

- la forma dell'elemento iniziale è regolare;
- durante la simulazione l'elemento non si distorce in modo irragionevole;
- utilizzata insieme al controllo sull'hourglass di tipo 8, la formulazione 16 darà la giusta soluzione per le geometrie deformate.

Nella fase iniziale della modellazione (come meglio vedremo nei seguenti paragrafi di questo capitolo) si è assegnata agli elementi shell la formulazione 16, in virtù di quanto appena esposto. I tempi di calcolo già elevati (pensando che questa è comunque una piccola parte della configurazione completa da analizzare) ci hanno portato a considerare come possibile soluzione anche la formulazione 2.

2.3.4.2 Ribattini

I ribattini sono stati modellati come saldature puntuali. La relativa card ***SECTION_BEAM** definisce la formulazione scelta (9: spotweld) e la forma della sezione (tubular). Il diametro interno è stato impostato a 0 [mm] (cilindro pieno).

2.3.5 Contatti

Nel modello dell'incrocio sono presenti tre contatti:

- ***CONTACT_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE**

Questo contatto gestisce tutte le interazioni tra gli elementi shell del modello. Fa riferimento a un ***PART_SET** contenente tutte le ***PART**, esclusi i ribattini ed i corpi rigidi.

Tabella 2.9 - Caratteristiche contatto ***AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE**

FS	FD	VC [MPa]	VDC	PENCHK	SOFSC	MAXPAR	SBOPT	DEPTH
0.02	0.02	260	5	2	0.1	1 025	2	2

- ***CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE**

Questi due contatti sono definiti tra tutte le part del ***SET_PART** precedente e rispettivamente il suolo e la massa battente.

Tabella 2.10 - Caratteristiche contatto ***AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE**

FS	FD	VC [MPa]	VDC	PENCHK	SOFSC	MAXPAR	SBOPT	DEPTH
0.02	0.02	360	20	0	0.1	1 025	2	2

- ***CONTACT_SPOTWELD**

Questo contatto collega i nodi degli spotweld ai relativi elementi shell nelle vicinanze, fornendo pertanto un meccanismo di trasmissione delle forze tra le shell che modellano le lamine e le beam dei ribattini.



Figura 2.19 - Schematizzazione comportamento ***CONTACT_SPOTWELD**

Tabella 2.11 - Caratteristiche contatto ***CONTACT_SPOTWELD**

FS	FD	VC [MPa]	VDC	PENCHK	SOFSC	MAXPAR	SBOPT	DEPTH
0.02	0.02	200	5	2	0.1	1 025	2	2

2.3.6 Studio di sensitività e ottimizzazione del modello numerico

Nel seguito vengono descritti i risultati ottenuti da simulazioni numeriche condotte per valutare l'influenza sui risultati stessi dei parametri di modellazione e quindi decidere come realizzare un modello robusto del sottopavimento. I risultati sono confrontati direttamente con quelli delle prove sperimentali in termini di forza media e di energia assorbita e in termini di forza di attivazione dell'assorbitore.

L'evoluzione del modello ha visto la modifica dei seguenti parametri:

- coefficienti d'attrito;
- dimensione della mesh degli elementi verticali;
- caratteristiche del metodo di integrazione;
- modello di comportamento del materiale;
- caratteristiche elastiche dei ribattini;
- condizioni iniziali del provino;

Verranno di seguito descritte le motivazioni e le scelte che hanno portato allo sviluppo del modello finale ottimizzato. I risultati delle modifiche che sono risultate meno significative sono riportati in Appendice A.

2.3.6.1 Prove iniziali

2.3.6.1.1 Prova 1 - Modello di riferimento

In Figura 2.20 sono mostrati i risultati ottenuti dalla prima simulazione lanciata sul modello descritto in precedenza caratterizzato dall'utilizzo del ***MAT_24** per le shell, del ***MAT_100** per la modellazione dei ribattini e dalla presenza del controllo sui modi a clessidra (*hourglass*) [34].

Come si può notare dal grafico il modello numerico sovrastima il valore della forza di picco e in generale anche tutto l'andamento successivo. Questo può essere dovuto ad una non perfetta conoscenza del valore degli attriti interni e alla presenza nel provino di giochi tra i ribattini e le pareti da essi uniti, non considerati nel modello numerico.

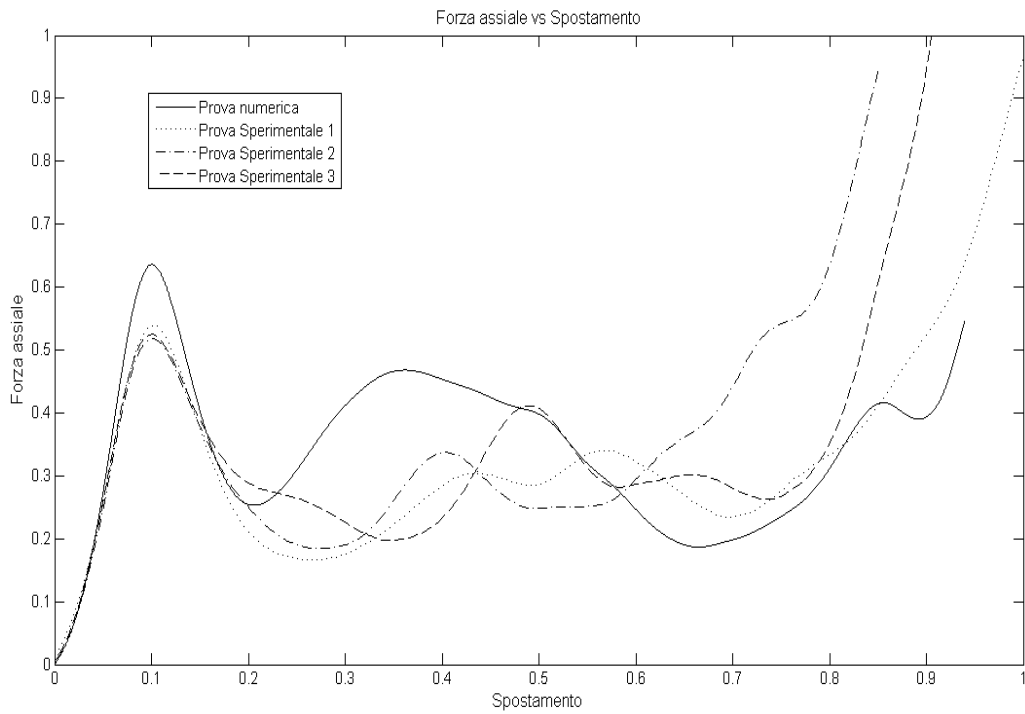


Figura 2.20 - Curva Forza - Spostamento simulazione con hourglass

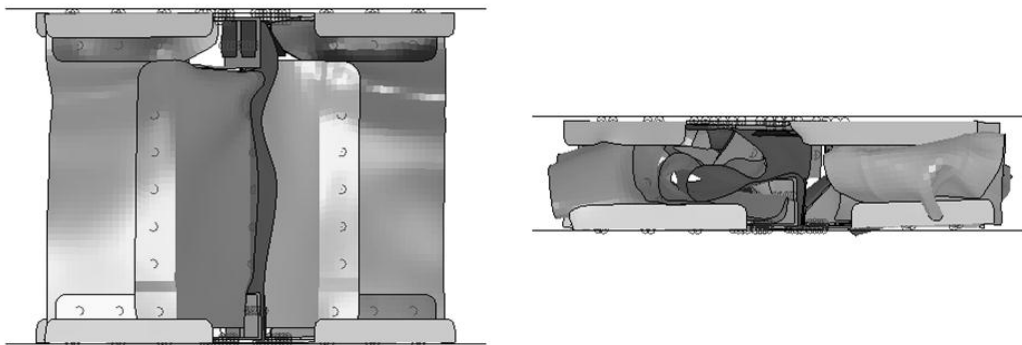


Figura 2.21 - Fasi iniziale e finale della simulazione

2.3.6.1.2 Prova 2 - Modello senza controllo sui modi a clessidra

Il primo parametro studiato nell'analisi di sensitività è stato il controllo sui modi a clessidra. Si è quindi proceduto con la simulazione su un modello simile a quello di riferimento, togliendo l'opzione di controllo sui modi a clessidra. I risultati sono mostrati nel grafico di Figura 2.22.

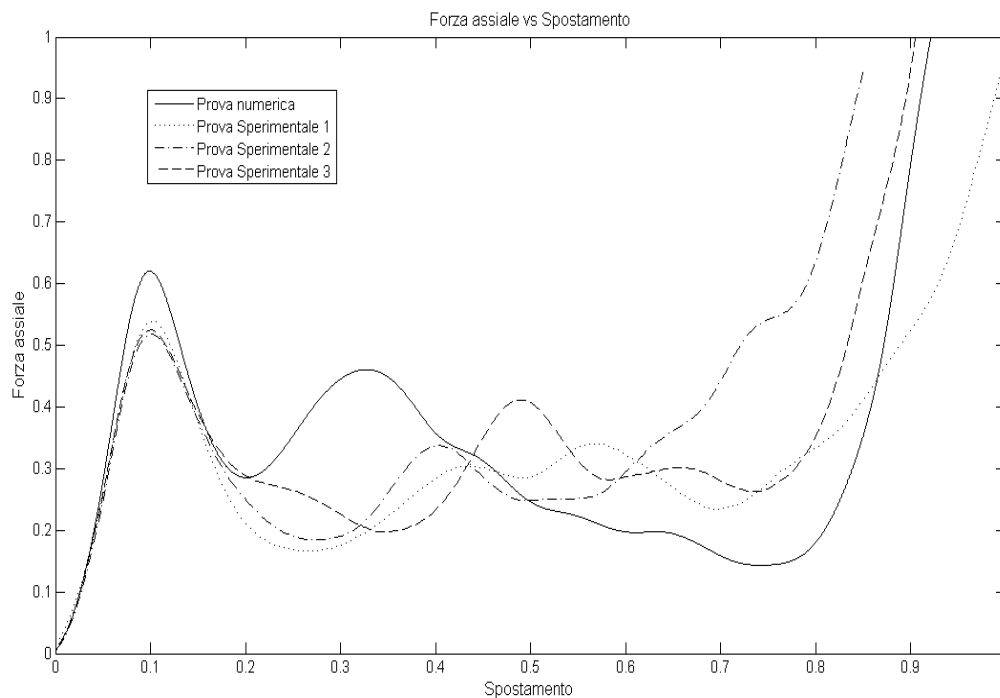


Figura 2.22 - Curva Forza - Spostamento simulazione senza controllo dell'hourglass

Non si sono riscontrati problemi di hourglass nel modello dopo averne eliminato il controllo, mentre la curva nella fase finale della simulazione presenta un comportamento sostanzialmente migliorato. Nonostante i buoni risultati in termini di forze ed energia assorbita, la fase finale della simulazione non rispecchia quanto accaduto nelle prove sperimentali dove non si assisteva a distacchi di parti del provino, come mostrato in Figura 2.23. Questa situazione è dovuta alla rottura inattesa delle file di giunzioni verticali ed orizzontali nella simulazione numerica.

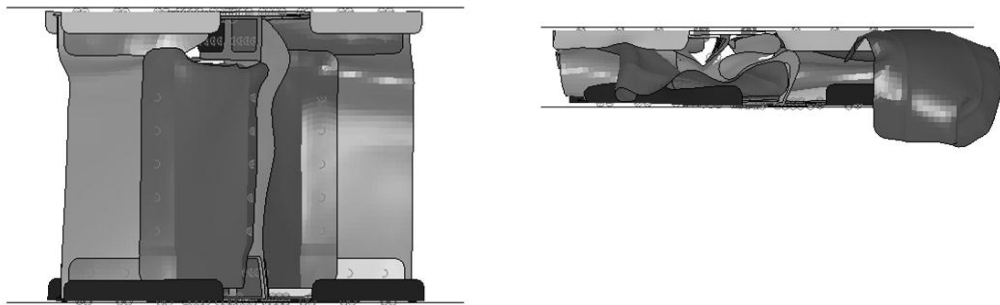


Figura 2.23 - Fasi iniziale e finale della simulazione

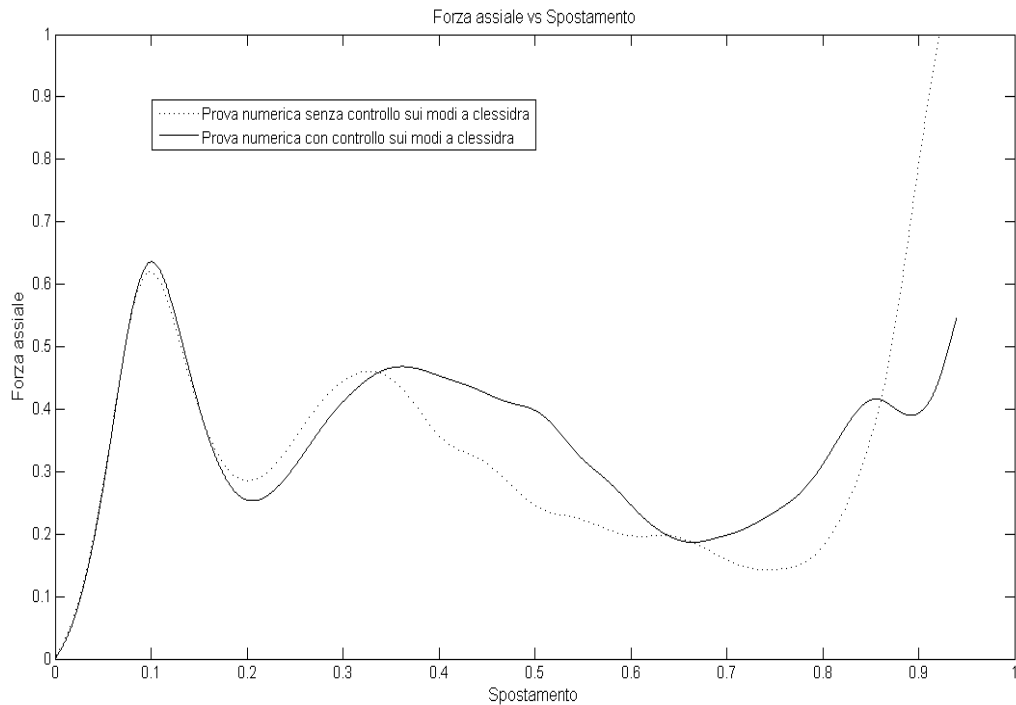


Figura 2.24 - Confronto risultati simulazioni con e senza controllo dell'hourglass

In questa prova di interesse maggiore è sicuramente il grafico di Figura 2.24, dove si comparano i risultati delle simulazioni effettuate tenendo conto del controllo sui modi a clessidra e non considerandolo: si nota una sostanziale insensibilità all'hourglass nella parte iniziale, dove praticamente le due curve si sovrappongono. A fronte di questi risultati nelle simulazioni successive verrà quindi eliminato tale controllo, permettendo così di ottenere tempi di calcolo ridotti.

2.3.6.2 Sviluppi successivi

La fase successiva ha visto lo sviluppo di un'importante campagna di prove numeriche al fine di ottenere dei risultati accettabili sia in termini di curva forza/spostamento, che in termini di deformata. Nella trattazione seguente vengono brevemente presentate tutte le prove numeriche fatte che hanno portato al risultato finale.

2.3.6.2.1 Prova 3 - Modello con curva del materiale modificata

Per valutare l'influenza delle approssimazioni sulla curva caratteristica del materiale è stata apportata una drastica semplificazione alla curva, modellando la parte plastica con una retta di pendenza pari ad un millesimo di quella del tratto elastico. In questo modo si è semplificata anche la zona di raccordo delle due curve, poco significativa al fine del risultato. La parte di energia assorbita che in questo modo viene a mancare (evidenziata in grigio chiaro in Figura 2.25) avendo semplificato la curva, la recuperiamo andando ad aumentare il parametro di fallimento (F_{FAIL}) ovvero l'allungamento a rottura.

La curva del materiale è costituita da due spezzate di pendenza (rigidezza) diverse, come mostrato in Tabella 2.12:

Tabella 2.12 - Caratteristiche materiale elastico - perfettamente plastico implementato

RO [t/mm ³]	E [MPa]	PR	SIGY [MPa]	ETAN [MPa]	FAIL	C [s ⁻¹]	P
2.73E-09	7.20E+04	0.313	324	72	0.18	6000	4

Come si può notare dalla Figura 7.1 in Appendice A relativo alla prova in questione, il risultato è decisamente migliorato sia in termini di forza di picco, che in termini di forza media. Permane però il distacco di una parete dell'assorbitore nella simulazione numerica.

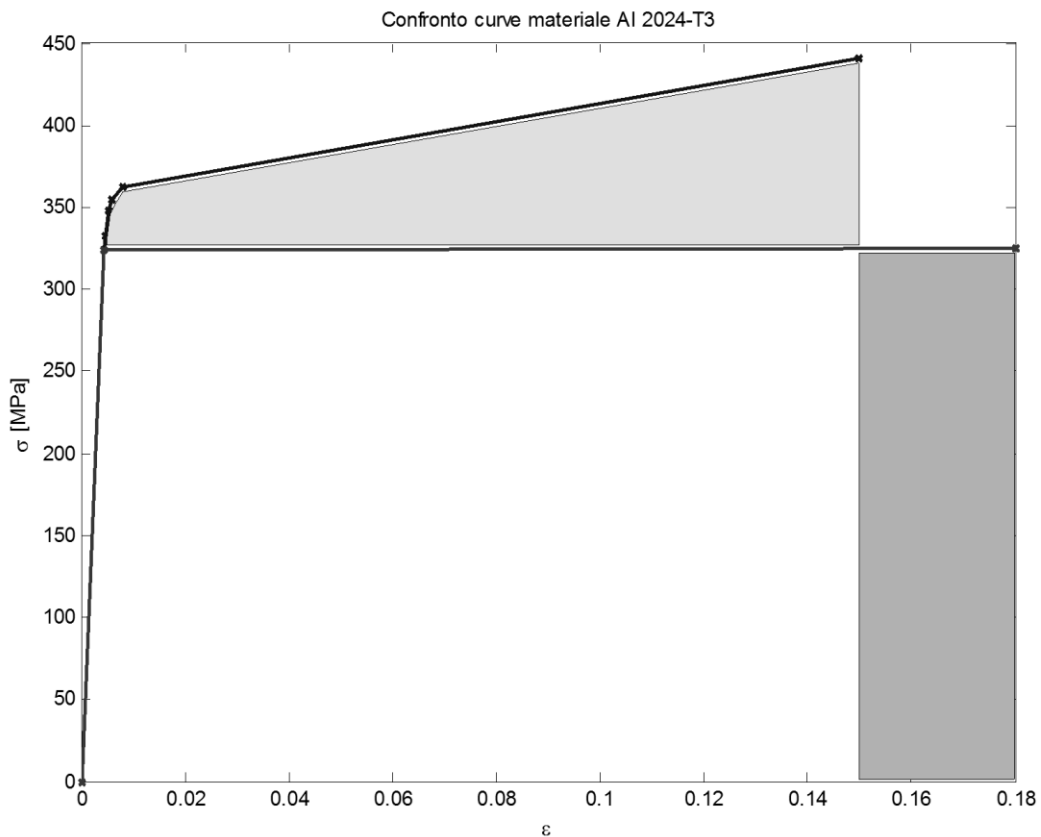


Figura 2.25 - Confronto curve materiale

2.3.6.2.2 Prova 4 - Modello con variazione coefficienti d'attrito

In questo modello abbiamo diminuito del 10% i valori dei coefficienti di attrito statico e dinamico FS e FD, impostati nel modello di riferimento. Questi parametri sono stati modificati assieme al cosiddetto coefficiente di attrito viscoso (VC) [27] che serve per imporre un limite superiore al valore che la forza di attrito può raggiungere. La forza d'attrito massima viene calcolata come:

$$F_{lim} = VC \cdot A_{cont} \quad (2.4)$$

dove A_{cont} rappresenta l'area del segmento a contatto con il nodo. Il valore suggerito per il coefficiente di attrito viscoso è quello corrispondente al limite a taglio del materiale a contatto, che secondo il manuale di Ls-Dyna deve assumere un valore pari a

$$VC = \sigma_y / \sqrt{3} \quad (2.5)$$

In cui σ_y rappresenta il valore di sforzo di snervamento del materiale a contatto.

Dal diagramma di Figura 7.2 in Appendice A si può notare che il modello sovrastima il picco di attivazione ma che l'andamento della parte successiva è buono. Anche in questo caso permane il distacco di una parete dell'assorbitore nella simulazione numerica.

2.3.6.2.3 Prova 5 - Modello con massa battente inclinata

Non avendo ancora raggiunto risultati soddisfacenti in termini di picco di attivazione abbiamo provato a modificare leggermente le condizioni di prova. In particolare per poter indagare sul comportamento dell'assorbitore in presenza di una non perfetta simmetria di carico durante la prova è stata inclinata la massa battente di 0.28° , pari allo spostamento di 1 mm ad una estremità della massa, rispetto alla "Prova 2". Spostamento ragionevole dato che il carrello anche se saldamente vincolato alle guide della slitta verticale ha comunque un piccolo gioco.

Dai risultati ottenuti, riportati in Figura 7.3 in Appendice A, possiamo notare una buona, anche se non ottima, approssimazione del livello di energia assorbita, mentre una sovrastima del picco di attivazione e una complessiva sottostima del livello di forza media.

2.3.6.2.4 Prova 6 - Influenza delle imperfezioni geometriche - Modello con perturbazione dei nodi della mesh

Per valutare l'influenza delle imperfezioni geometriche dovute alla realizzazione artigianale dell'articolo di prova (eventuali difetti di lavorazione o comunque del ciclo di lavorazione subito dal pezzo) è stata introdotta una "perturbazione" nella posizione dei nodi della mesh.

L'azione è stata ottenuta con un comando dedicato di LS-Dyna [27], ***PERTURBATION**, che permette di definire una perturbazione della posizione dei nodi del modello ad elementi finiti che viene implementata al primo ciclo della simulazione. Nel presente caso è stata adottata una perturbazione sinusoidale lungo z delle pareti verticali del tipo:

$$p_{CMP}(x, y, z) = SCL * AMPL \left[\sin\left(2\pi \frac{x + XOFF}{XWL}\right) + \sin\left(2\pi \frac{y + YOFF}{YWL}\right) + \sin\left(2\pi \frac{z + ZOFF}{ZWL}\right) \right] \quad (2.6)$$

dove:

- SCL è un fattore di scala
- AMPL è l'ampiezza della perturbazione;

- XWL, YWL, ZWL sono le lunghezze d'onda. Nel nostro caso è diversa da zero solo ZWL;
- XOFF, YOFF, ZOFF sono gli offset. Anche in questo caso l'unico diverso da zero è ZOFF.
- CMP è la componente che viene perturbata:
 - EQ.1: coordinata x;
 - EQ.2: coordinata y;
 - EQ.3: coordinata z;
 - EQ.4: coordinate x e y;
 - EQ.5: coordinate y e z;
 - EQ.6: coordinate z e x;
 - EQ.7: coordinate x, y e z;
- ICOORD è il tipo di sistema di riferimento (cartesiano, cilindrico o sferico)
- CID è l'ID del sistema di riferimento

Tabella 2.13 - Scheda del *PERTURBATION_NODE

TYPE	SCL	CMP	ICOORD	AMPL [mm]	ZWL [mm]	ZOFF [mm]
1	1	1	1	0.1	6	1.5

Il PrePost di Dyna permette di visualizzare le perturbazioni introdotte, come possiamo vedere nelle seguenti immagini di Figura 2.26.

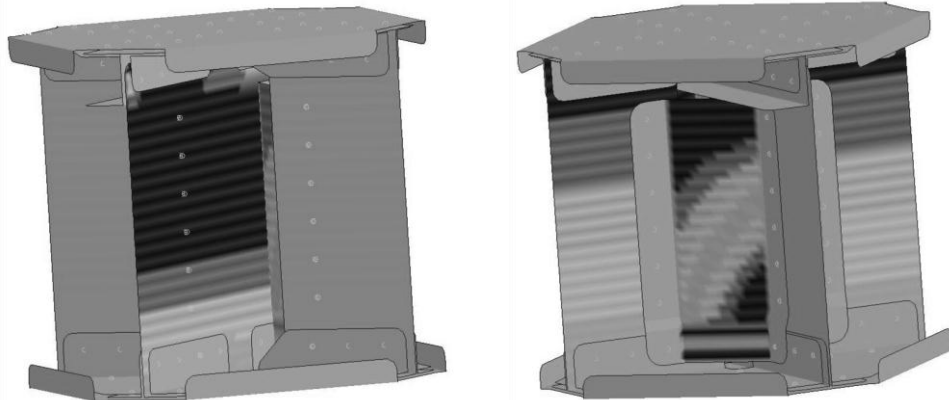


Figura 2.26 - Perturbazione delle coordinate nodali

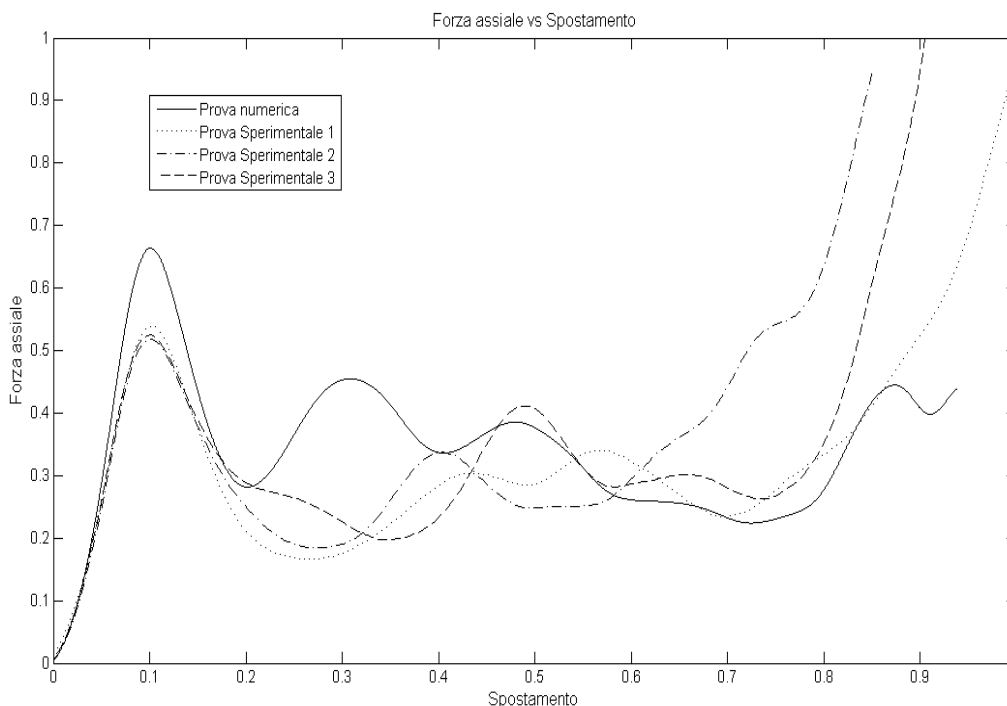


Figura 2.27 - Comportamento con perturbazione delle coordinate nodali

Come evidente dal grafico di Figura 2.27, introducendo una perturbazione è stata ottenuta un’ottima approssimazione del livello di forza media, mentre il modello va molto in difetto nella stima del picco di attivazione. Buona anche la stima del livello di energia assorbita.

2.3.6.2.5 Prova 7 – Influenza delle imperfezioni geometriche - Modello con trigger

L’influenza di difetti geometrici è stata ulteriormente investigata facendo riferimento ad un difetto macroscopico.

Nel modello ad elementi finiti è stato implementato un innesco nella regione dove si forma la prima onda di instabilità delle pareti. Questo innesco, corrispondente ad uno spostamento dei nodi della mesh su una fila di 1 mm in direzione y, cioè nella direzione della concavità dell’onda di instabilità (Figura 2.28), viene inserito per cercare di abbassare il valore del picco di attivazione. (Vengono inoltre mantenute le modifiche apportate precedentemente sui valori di attrito, la perturbazione dei nodi della mesh e viene ri-implementata la curva del materiale delle pareti per punti.)

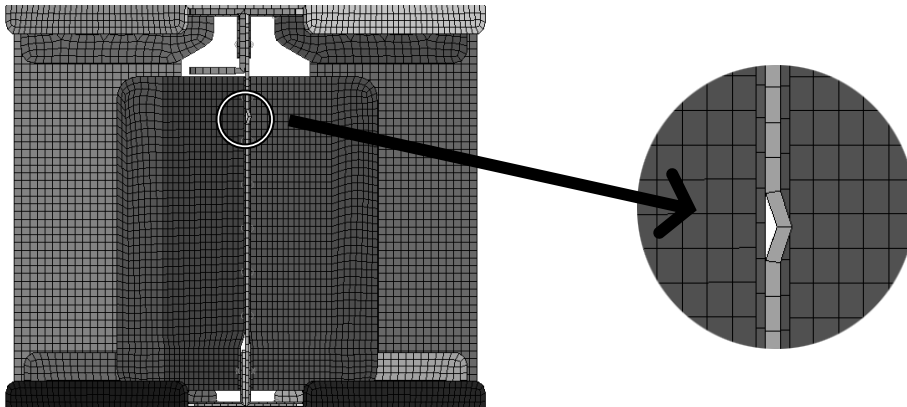


Figura 2.28 - Localizzazione innesco

I risultati mostrano come la combinazione delle due soluzioni adottate per lo studio dell'influenza delle imperfezioni geometriche porti ad un miglioramento nella stima del picco di attivazione e ad un ottimo andamento della parte successiva.

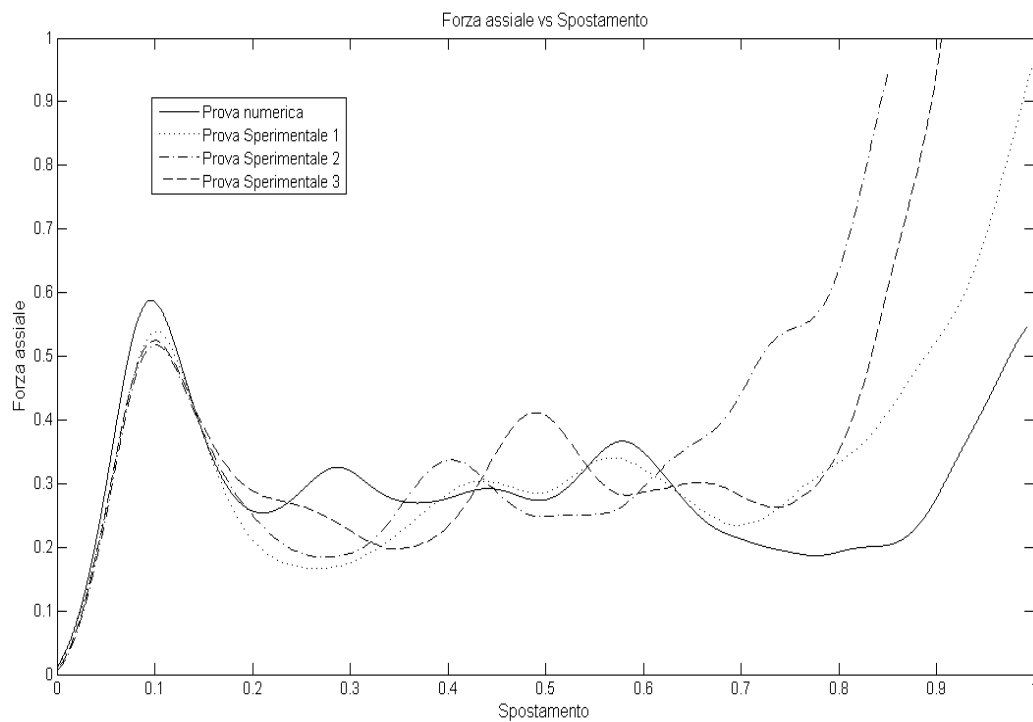


Figura 2.29 - Comportamento con trigger di cedimento

2.3.6.2.6 Prova 8 - Modello con modifica caratteristiche ribattini

L'influenza dei parametri usati per caratterizzare i ribattini è stata valutata per verificare l'importanza della rivettatura sulla dinamica dell'evento.

Infatti è stato osservato che nonostante la correlazione ottenuta coi modelli descritti in precedenza sia buona in termini di forza ed energia, nella simulazione numerica avviene il distacco di una parete dell'assorbitore che non si verifica durante la prova sperimentale (Figura 2.30).

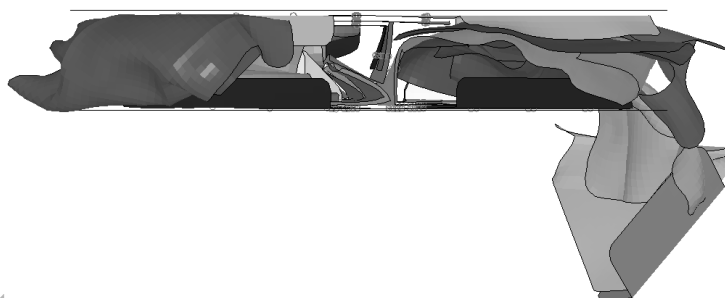


Figura 2.30 - Deformata con caratteristiche dei ribattini modificate

Il distacco ha inizio nella zona superiore di vincolo della parete al resto della struttura ed è dovuto alla rottura dei ribattini. Il cedimento della rivettatura influisce negativamente sulla seconda parte della curva forza-spostamento e della simulazione. Le cause di questo comportamento sono da ricercarsi:

- nell'attrito statico tra le due lamine dovuto alla pre-compressione delle stesse nella fase precedente alla ribattitura. Questa pre-compressione comporta un passaggio di sforzi nell'intorno della zona rivettata per mezzo dell'attrito, di fatto riducendo i carichi sulle giunzioni;
- nell'eccessiva rigidità del contatto con la massa battente.

Per non andare a modificare il contatto e quindi appesantire eccessivamente la simulazione si è preferito compensare questi effetti attraverso l'aumento del valore di snervamento (in questo caso decuplicato) dei ribattini che collegano le pareti con il resto della struttura nella zona superiore ed inferiore dell'assorbitore.

Tabella 2.14 - Caratteristiche ribattini rigidi

RO [t/mm ³]	E [MPa]	PR	SIGY [MPa]	ET [MPa]	DT [s]	EFAIL
2.75E-09	7.10E+04	0.33	1650	490	1.00E-08	0.27

Il risultato ottenuto è mostrato in Figura 7.4 in Appendice A: nonostante il picco di attivazione venga sovrastimato, l'andamento nella seconda parte del grafico è nettamente migliorata.

2.3.6.3 Valutazioni incrociate

Il fenomeno in esame è caratterizzato da forti non linearità e quindi è ragionevole aspettarsi che gli effetti dovuti ai fattori considerati non si sommino fra loro in modo lineare ma che interagiscano in modo a priori difficilmente prevedibile. Nel seguito vengono considerate le combinazioni di diversi fattori indagati nei paragrafi precedenti.

2.3.6.3.1 Prova 9 – Ribattini e materiale

Di seguito vengono proposti i risultati della simulazione ottenuti combinando la soluzione con i due diversi ribattini che presenta un buon comportamento nella seconda parte del grafico forza/spostamento e la soluzione con la curva del materiale elastico perfettamente plastico che viceversa produce una buona approssimazione della forza di attivazione dell'assorbitore. In questo modo si è voluto verificare se la combinazione di queste due soluzioni portasse ad un buon andamento complessivo del grafico.

Dai risultati ottenuti (Figura 7.5 in Appendice A) si può notare come le due soluzioni precedentemente descritte e combinate portino ad un generale peggioramento dei valori di forza di attivazione e forza media rispetto alle singole modifiche mostrate in precedenza.

2.3.6.3.2 Prova 10 – Ribattini e trigger

In questa simulazione si sono combinate la soluzione con i due diversi ribattini che presenta un buon comportamento nella seconda parte del grafico forza/spostamento e la soluzione con il trigger, al fine di abbassare il picco di attivazione dell'assorbitore. I risultati (Figura 7.6 in Appendice A) mostrano il preannunciato abbassamento del valore del picco di attivazione, mentre un cattivo comportamento, rispetto alle prove sperimentali, nella seconda parte della curva.

2.3.6.3.3 Prova 11 – Ribattini, trigger e materiale

In quest'ultima analisi si è voluto aggiungere alla modifica precedente la soluzione con la curva del materiale semplificato per cercare di migliorare il

comportamento complessivo dell'assorbitore e completare in questo modo lo studio di sensibilità intrapreso.

I risultati ottenuti (Figura 7.7 in Appendice A) mostrano una buona corrispondenza in termini di energia assorbita e di forza media. In questo caso la presenza contemporanea del trigger e della curva con materiale semplificato porta ad una sottostima del picco di attivazione.

2.3.6.4 Ottimizzazione finale

2.3.6.4.1 Prova 12 – Modello con raffinamento della mesh

Non ritenendo soddisfacenti i risultati finora raggiunti abbiamo proseguito il lavoro di simulazione numerica introducendo un'importante modifica che caratterizzerà le prove da adesso fino al termine della campagna. Notando nelle simulazioni precedenti delle forze assiali e di taglio che combinate portano alla rottura indesiderata nei ribattini della zona superiore del provino (cosa che non succede nelle prove sperimentali) e una non ancora accettabile andamento della deformata (a causa appunto di queste rotture), abbiamo deciso di operare un raffinamento della mesh delle pareti verticali dimezzando la dimensione degli elementi, da 3 [mm] a 1,5 [mm]. Di seguito vengono mostrati dei grafici di confronto di forze in alcuni ribattini: si tratta dei primi due ribattini, costituiti da due beam ciascuno, subito sotto il profilato a J.

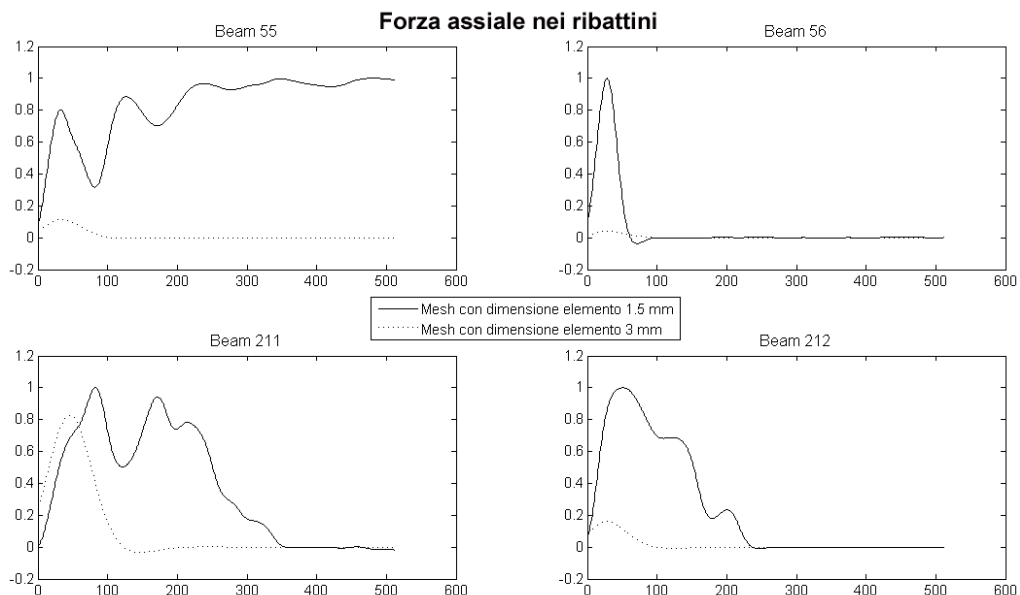


Figura 2.31 - Forza assiale nei ribattini

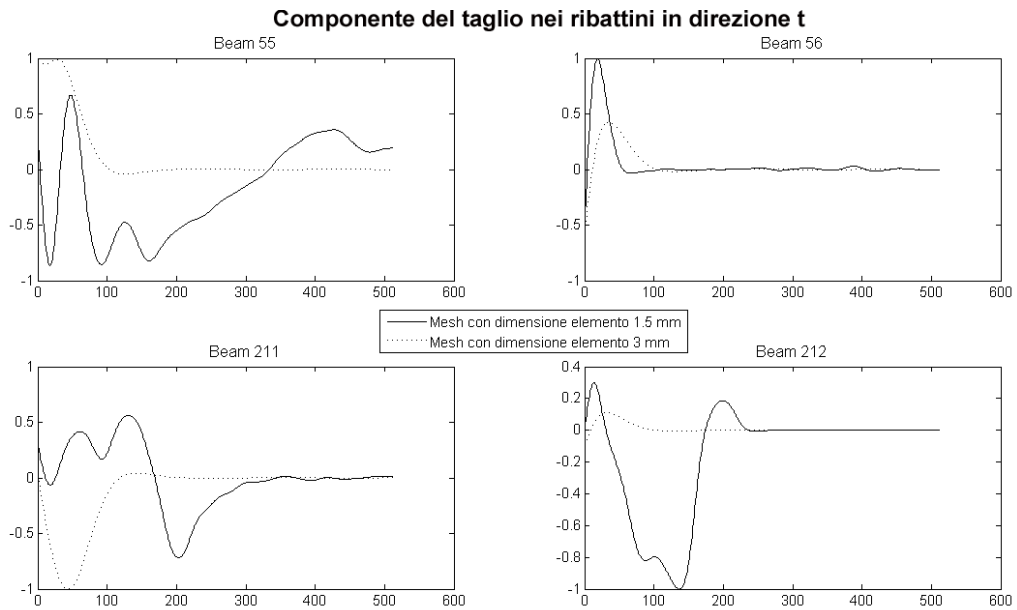


Figura 2.32 - Componente del taglio nei ribattini in direzione t

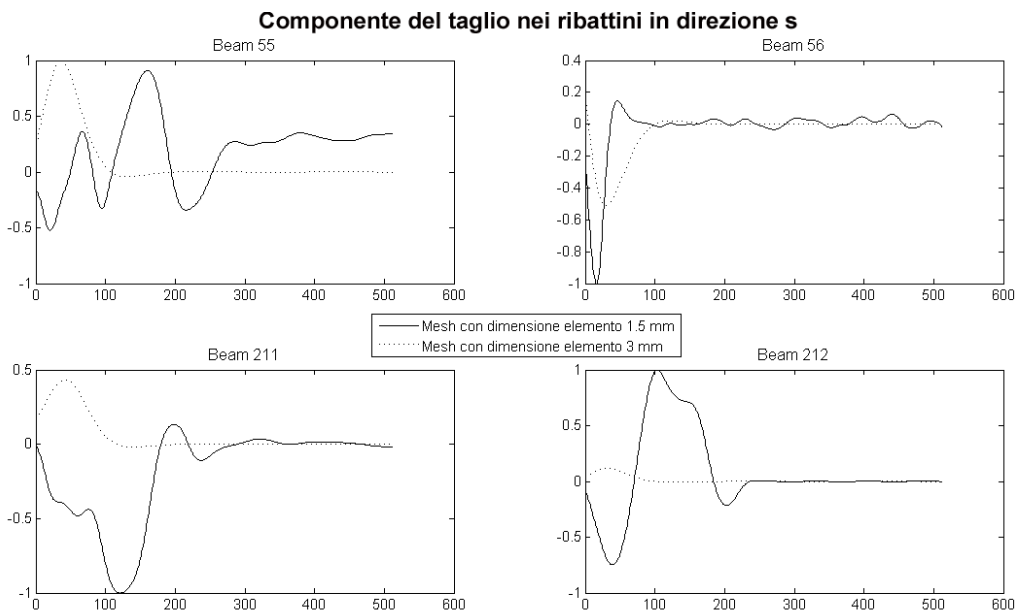


Figura 2.33 - Componente del taglio nei ribattini in direzione s

L'appesantimento nel calcolo è notevole ma i ribattini considerati resistono meglio e di conseguenza migliora anche l'andamento complessivo della prova, più vicino a quello sperimentale. Per cercare di ridurre i tempi di calcolo,

aumentati a causa di quest'ultima modifica, da questo modello in poi siamo passati alla formulazione 2 per le shell.

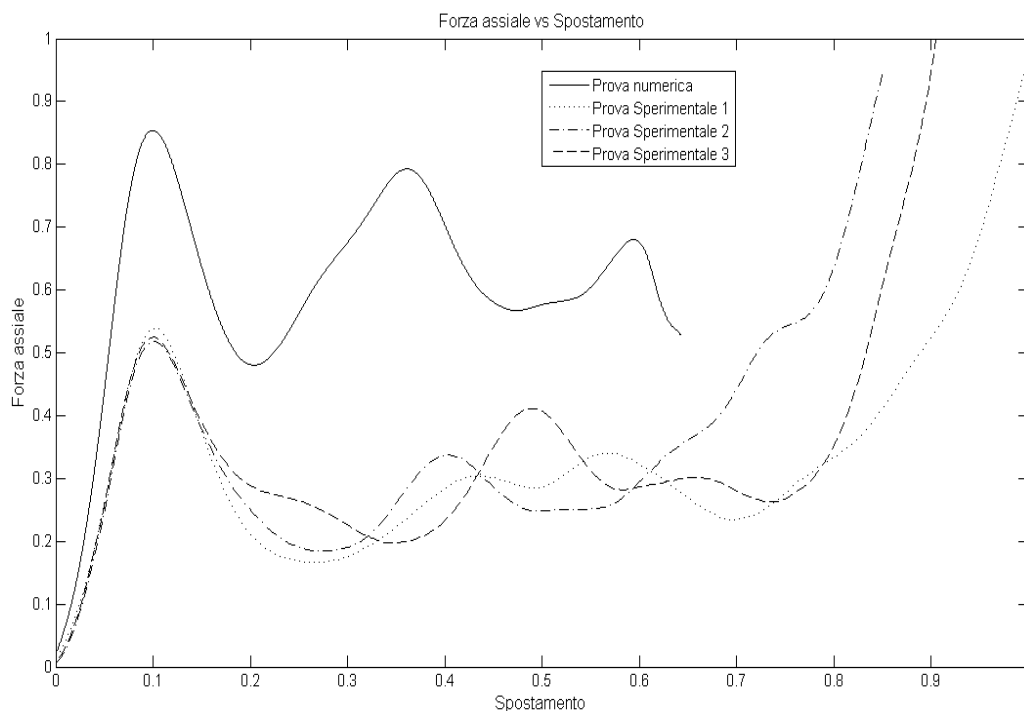


Figura 2.34 - Comportamento con raffinamento della mesh

2.3.6.4.2 Prova 13- Studio parametri di attrito

Nonostante l'ottimo andamento a livello di deformata e una miglior distribuzione delle forze sui ribattini, la simulazione precedente presenta una rigidità eccessiva. Da un'analisi attenta dell'evoluzione del tempo della forza, dei contatti tra le pieghe del longherone e dell'energia dispersa per attrito, abbiamo individuato in quest'ultimo un potenziale ambito di miglioramento. Oltre alla modifica dei coefficienti di attrito statico e dinamico, si è agito anche sul coefficiente di attrito viscoso VC che come descritto precedentemente è legato alle massime tensioni tangenziali. Il grafico presentato in Figura 7.8 in Appendice A riassume il comportamento dei modelli sviluppati nell'ambito di tale indagine.

2.3.6.4.3 Prova 14- Modifica punti di integrazione

Sebbene la riduzione degli attriti abbia portato ad un miglior andamento della prova numerica, l'andamento dei grafici forza/spostamento rimane in generale troppo elevato rispetto alle prove sperimentali, sintomo di una eccessiva rigidità nel modello. In questa simulazione abbiamo agito sui punti di integrazione delle shell, portandoli da 5 a 3 e reintroducendo di conseguenza il controllo sui modi a clessidra (Figura 7.9 in Appendice A).

2.3.6.4.4 Prova 15- Introduzione materiale Johnson Cook

L'andamento della curva precedente non rispecchia sicuramente quelle che erano le attese, perché ci troviamo di fronte ad una curva forza/spostamento ancora più rigida delle precedenti. La soluzione apportata per questa simulazione è stata quella di introdurre il materiale Johnsons Cook per gli elementi shell, scartando le modifiche apportate al modello della "Prova 14".

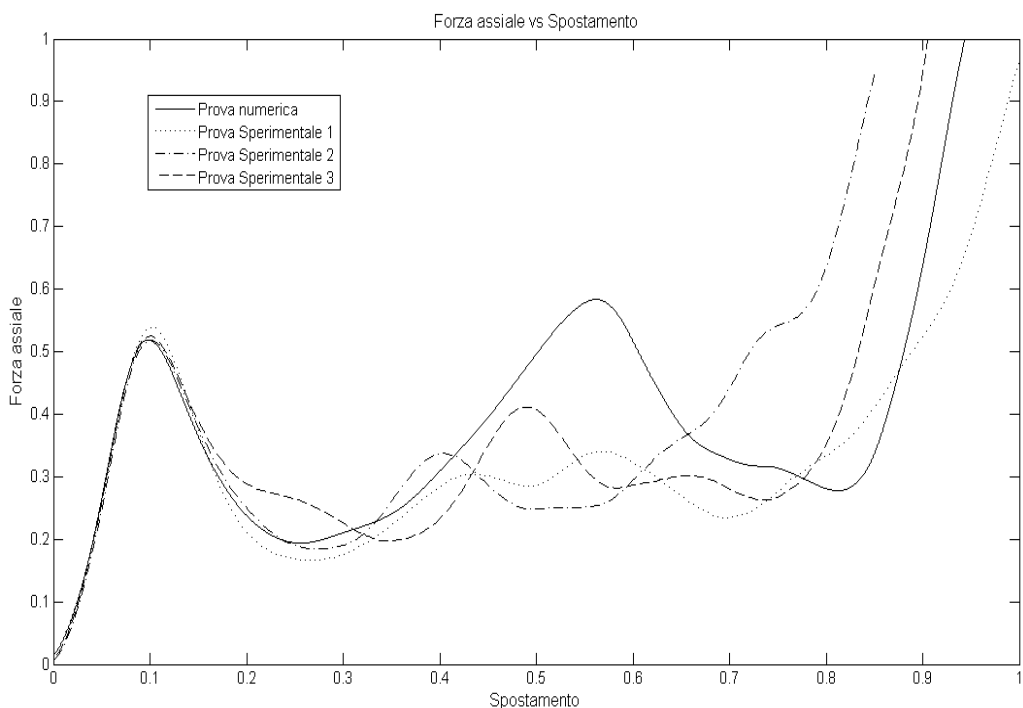


Figura 2.35 - Comportamento con modello di materiale Johnson-Cook

2.3.6.4.5 Prova 16 –Ottimizzazione finale

L'ottimo risultato ottenuto con la simulazione precedente ci ha spinto a fare un'ulteriore prova con valori di attrito che tornano ad essere sensati rispetto a quelli utilizzati nella prova 13 (FS=0.30 FD=0.15) e inserendo il comando già utilizzato del ***PERTURBATION_NODE**.

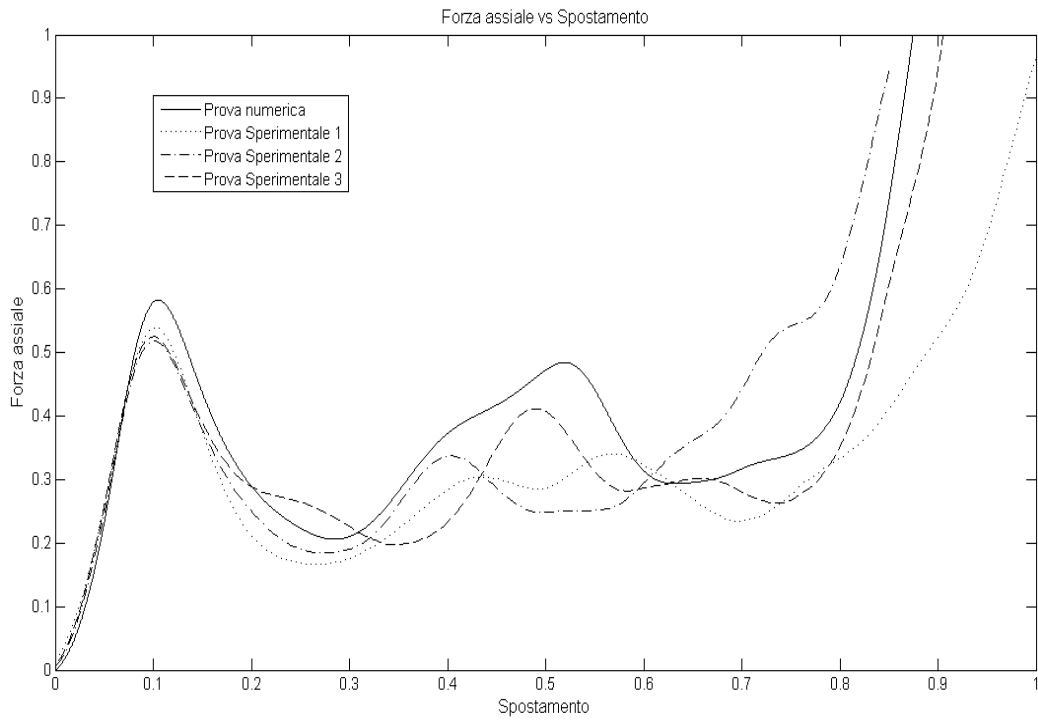


Figura 2.36 - Risultato dell'ottimizzazione finale

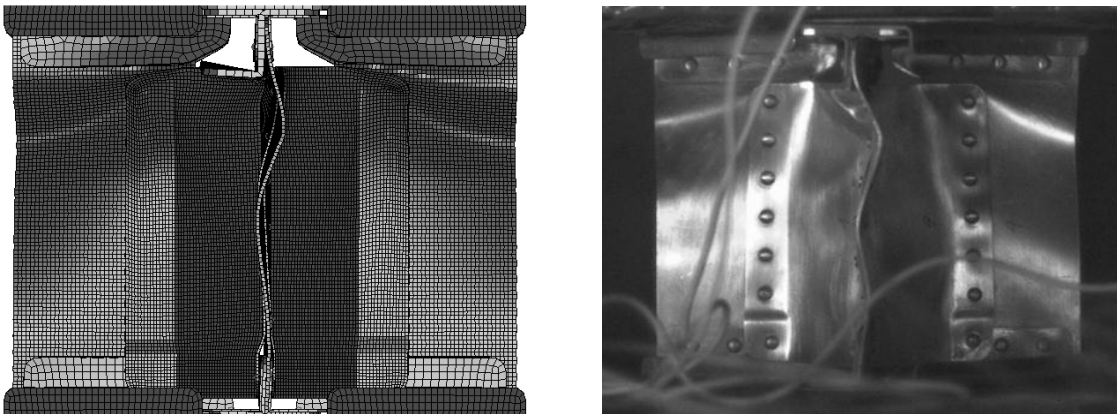


Figura 2.37 - Confronto numerico sperimentale della fase iniziale dello schiacciamento



Figura 2.38 - Confronto numerico sperimentale della fase finale dello schiacciamento

2.3.6.4.6 Prova 17- Modello con mesh rada

Come ultima prova vediamo se otteniamo gli stessi risultati sul modello con mesh rada in previsione di una diminuzione del tempo di simulazione in vista della prova completa con sedile e manichino. Purtroppo, come vediamo in Figura 2.39, la mesh rada peggiora la curva e quindi rimaniamo con il modello a mesh fine ottimizzato con la “Prova 16”.

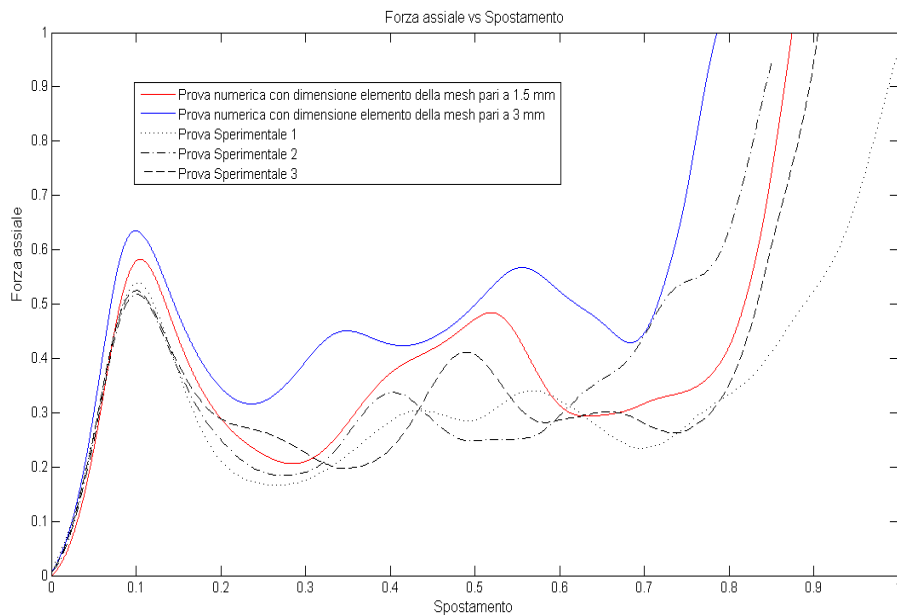


Figura 2.39 - Confronto risultati delle mesh con dimensione diversa degli elementi

2.4 Correlazione numerico - sperimentale

Per ogni prova, numerica o sperimentale, sono stati calcolati diversi parametri in grado di sintetizzare al meglio le caratteristiche di forza, assorbimento ed efficienza del provino in esame. Questi parametri, oltre a fornire utili indicazioni sull'effettiva bontà di progetto dell'assorbitore nella sua interezza, sono di fondamentale importanza per valutare un grado di correlazione che non si fermi alla, pur importante, corrispondenza della curva di forza-spostamento.

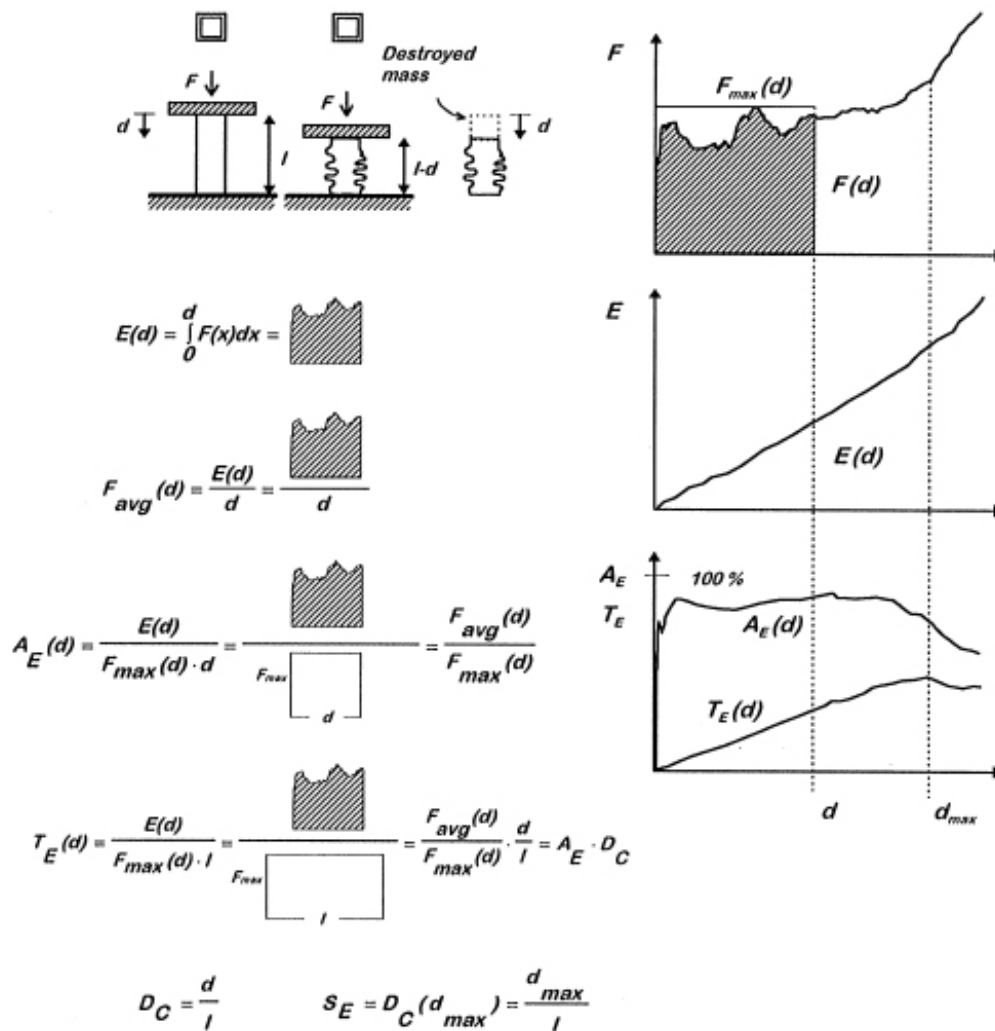


Figura 2.40 - Descrizione parametri calcolati per la correlazione [35]

Oltre ai classici parametri di energia assorbita e forza media, ottenuta come rapporto tra l'energia assorbita e lo schiacciamento, sono state calcolate due grandezze puntuali estremamente significative [35]: A_E (Area-Efficiency) e T_E (Total-Efficiency).

Con riferimento a Figura 2.40, queste rappresentano due valutazioni dell'efficienza dell'assorbitore, infatti, $A_E(d)$ rappresenta punto per punto il rapporto tra la forza media puntuale ($F_{avg}(d)$) e la forza massima ($F_{max}(d)$) individuata nell'intervallo $0-d$; $T_E(d)$ è invece il prodotto tra il parametro $A_E(d)$ e la lunghezza schiacciata relativa.

Esaminando l'andamento del coefficiente $A_E(d)$ è possibile ottenere una valutazione dell'efficienza del fenomeno di assorbimento dell'energia. Esso confronta il dissipatore in esame con un ipotetico assorbitore ideale nel quale la forza resta costante durante la corsa (pari alla F_{max}).

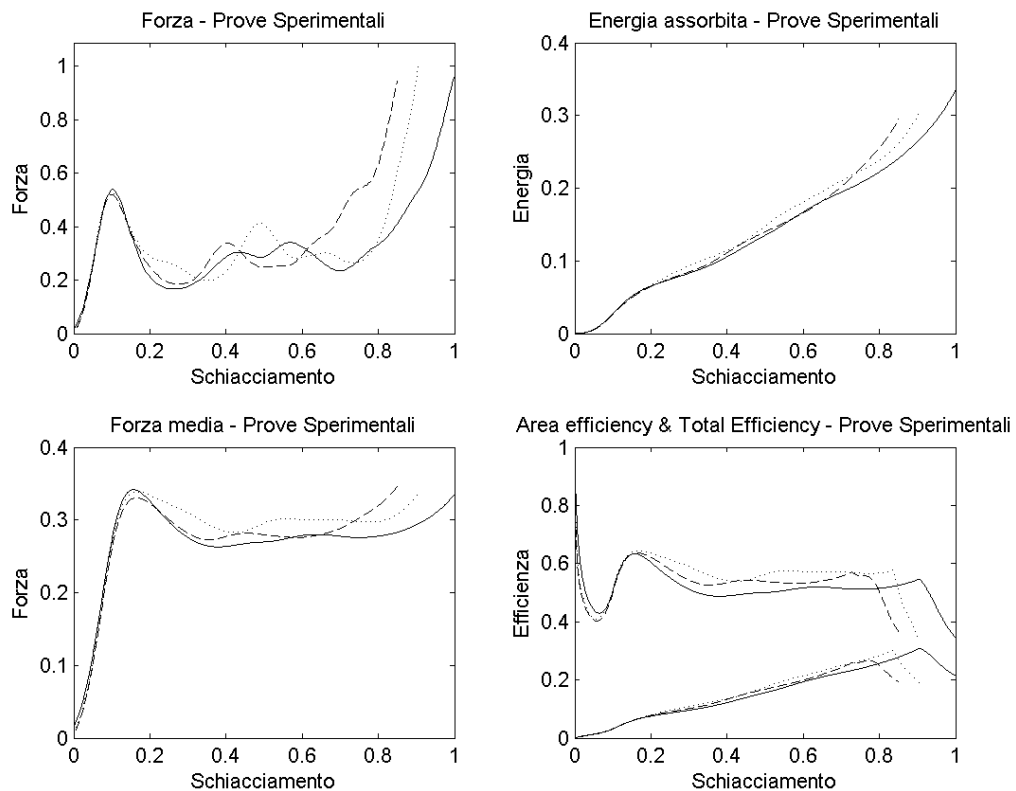


Figura 2.41 - Analisi prove sperimentali

Il coefficiente $T_E(d)$ confronta l'energia assorbita in d con quella complessivamente assorbita dall'assorbitore ideale ($F_{max}(d) * l$).

Per mezzo di quest'ultimo parametro è possibile valutare la massima corsa per la quale si ottengono ancora significativi livelli di efficienza: infatti raggiunta d_{max} , a fronte comunque di una energia assorbita crescente, il rapporto tra quest'ultimo e $F_{max}(d) * l$ diminuisce per l'aumento asintotico del primo termine. Indicativamente uno schiacciamento oltre d_{max} può risultare, oltre che inefficiente, estremamente pericoloso date le elevate forze trasmesse.

Tabella 2.15 - Parametri caratteristici delle simulazioni numeriche

	d_{max}	s	$E(d_{max})$	$E(s)$	Se
Sperimentale 1	0.906	0.803	0.267	0.223	0.565
Sperimentale 2	0.773	0.803	0.239	0.257	0.482
Sperimentale 3	0.837	0.803	0.254	0.239	0.522
Prova 1	0.942	0.803	0.295	0.244	0.587
Prova 2	0.993	0.803	0.295	0.236	0.619
Prova 3	0.853	0.803	0.255	0.231	0.532
Prova 4	0.884	0.803	0.266	0.239	0.551
Prova 5	0.939	0.803	0.325	0.27	0.585
Prova 6	0.971	0.803	0.294	0.241	0.605
Prova 7	0.934	0.803	0.337	0.281	0.582
Prova 8	0.835	0.803	0.301	0.286	0.52
Prova 9	0.921	0.803	0.294	0.246	0.574
Prova 10	1.017	0.803	0.279	0.215	0.634
Prova 11	0.937	0.803	0.325	0.271	0.584
Prova 12	0.647	0.646	0.388	0.388	0.403
Prova 13 a	0.818	0.803	0.388	0.378	0.51
Prova 13 b	0.851	0.803	0.357	0.33	0.53
Prova 13 c	0.768	0.767	0.339	0.338	0.479
Prova 14	0.822	0.803	0.381	0.368	0.512
Prova 15	0.892	0.803	0.309	0.276	0.556
Prova 16	0.831	0.803	0.287	0.272	0.518
Prova 17	0.74	0.798	0.325	0.375	0.461

E' stata quindi valutata anche la corsa d_{max} per ogni prova; laddove l'elaborazione è stata arrestata prima di giungere a tale valore, il valore di d_{max} riportato corrisponde all'ultimo valore di spostamento acquisito. Utilizzando questa grandezza e rapportandola alla lunghezza iniziale del pezzo si è ricavata una stima dell'efficienza di schiacciamento (Se o *stroke-efficiency*).

Tabella 2.16 - Parametri caratteristici delle simulazioni numeriche

	$F_{avg}(d_{max})$	$F_{avg}(s)$	$F(pk1)$	$F(pk2)$
Sperimentale 1	0.538	0.336	0.539	0.341
Sperimentale 2	0.559	0.647	0.519	0.338
Sperimentale 3	0.524	0.36	0.525	0.412
Prova 1	0.615	0.21	0.616	0.395
Prova 2	0.545	0.193	0.588	0.367
Prova 3	0.624	0.365	0.627	0.372
Prova 4	0.614	0.184	0.62	0.461
Prova 5	0.542	0.318	0.636	0.468
Prova 6	0.515	0.256	0.516	0.417
Prova 7	0.524	0.358	0.589	0.526
Prova 8	0.562	0.379	0.564	0.486
Prova 9	0.494	0.431	0.494	0.444
Prova 10	0.497	0.162	0.628	0.427
Prova 11	0.437	0.283	0.664	0.455
Prova 12	0.589	0.583	0.863	0.814
Prova 13 a	0.718	0.605	0.719	0.643
Prova 13 b	0.703	0.448	0.705	0.594
Prova 13 c	0.368	0.367	0.702	0.6
Prova 14	0.751	0.606	0.756	0.729
Prova 15	0.58	0.28	0.584	0.519
Prova 16	0.582	0.43	0.583	0.485
Prova 17	0.631	1.09	0.635	0.568

Nella Tabella 2.15 e nella Tabella 2.16 vengono riportati le valutazioni in d_{max} e in s di tutti questi valori, oltre che i due picchi di forza più alti. La lunghezza s è comune per tutte le prove effettuate e ci consente di dare una stima della correlazione numerico-sperimentale in un preciso punto della curva forza-schiacciamento.

2.4.1 Correlazione

Nella valutazione della correlazione tra prove numeriche e sperimentali è prima fondamentale capire con quale grado di incertezza sono disponibili i dati sperimentali. A tal fine, disponendo solo di tre prove sperimentali si è impiegato il modello della *T-student* per risalire la deviazione standard (valutata con Matlab) per ottenere una confidenza pari al 90% ($t=1.65$).

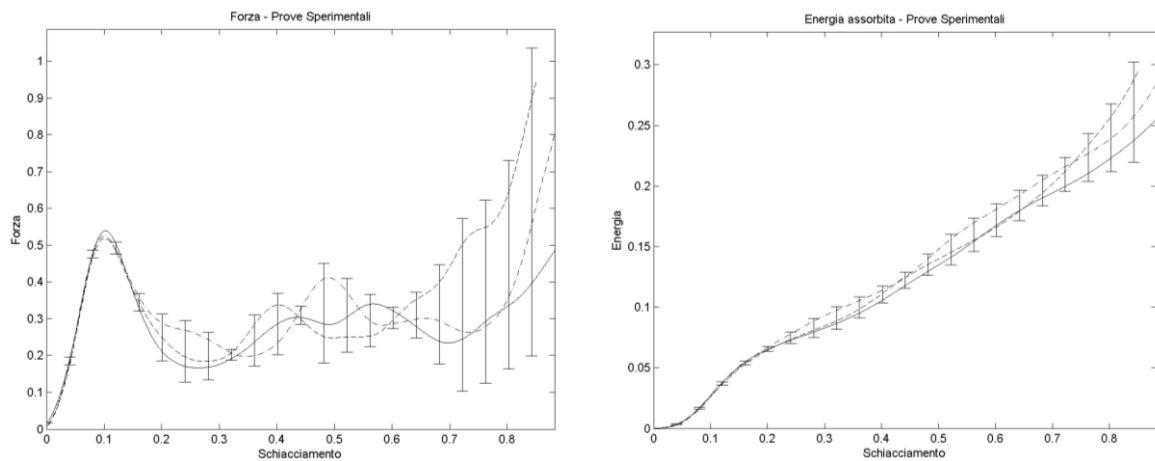


Figura 2.42 - Deviazione standard sulla forza e sull'energia delle prove sperimentali

Nella Tabella 2.17e nella Tabella 2.18 vengono presentati i dati di correlazione calcolati: gli indici di correlazione impiegati sono “*r*” e “*corr*”, rispettivamente pari alla media degli errori rispetto ad ogni prova sperimentale e correlazione media con le prove sperimentali.

Tabella 2.17 - Indice di correlazione “r”

	<i>r [E(dm)]</i>	<i>r [E(s)]</i>	<i>r [Se]</i>	<i>r [F(pk1)]</i>	<i>r [F(pk2)]</i>
Sperimentale 1	0.944	0.933	0.915	0.978	0.939
Sperimentale 2	0.946	0.924	0.925	0.983	0.937
Sperimentale 3	0.963	0.953	0.947	0.987	0.857
Prova 1	0.945	0.952	0.925	0.824	0.721
Prova 2	0.716	0.871	0.876	0.794	0.7
Prova 3	0.839	0.95	0.837	0.977	0.843
Prova 4	0.834	0.946	0.872	0.832	0.877
Prova 5	0.899	0.899	0.782	0.81	0.815
Prova 6	0.834	0.948	0.811	0.885	0.909
Prova 7	0.715	0.864	0.878	0.741	0.737
Prova 8	0.962	0.943	0.94	0.812	0.903
Prova 9	0.67	0.826	0.881	0.884	0.539
Prova 10	0.811	0.802	0.946	0.931	0.652
Prova 11	0.84	0.941	0.898	0.937	0.767
Prova 12	0.467	0.378	0.775	0.364	-0.259
Prova 13 a	0.467	0.418	0.94	0.638	0.215
Prova 13 b	0.59	0.617	0.941	0.663	0.35
Prova 13 c	0.662	0.584	0.92	0.669	0.334
Prova 14	0.496	0.462	0.942	0.567	-0.024
Prova 15	0.779	0.845	0.921	0.893	0.559
Prova 16	0.867	0.861	0.945	0.895	0.655
Prova 17	0.717	0.432	0.886	0.796	0.425

Tabella 2.18 - Indice di correlazione “corr”

	<i>corr_fo</i>	<i>corr_en</i>	<i>corr_favg</i>	<i>corr_AE</i>	<i>corr_TE</i>
Sperimentale 1	0.681	0.996	0.939	0.804	0.988
Sperimentale 2	0.551	0.993	0.929	0.785	0.98
Sperimentale 3	0.687	0.996	0.948	0.829	0.99
Prova 1	0.13	0.974	0.771	0.578	0.98
Prova 2	0.319	0.985	0.824	0.573	0.988
Prova 3	0.403	0.996	0.89	0.626	0.993
Prova 4	0.337	0.989	0.904	0.824	0.991
Prova 5	0.152	0.972	0.77	0.615	0.978
Prova 6	0.314	0.992	0.914	0.862	0.993
Prova 7	0.336	0.987	0.858	0.684	0.989
Prova 8	0.763	0.997	0.872	0.763	0.992
Prova 9	0.567	0.996	0.879	0.591	0.993
Prova 10	0.586	0.995	0.794	0.439	0.993
Prova 11	0.598	0.995	0.862	0.493	0.983
Prova 12	0.334	0.994	0.748	0.405	0.994
Prova 13 a	0.641	0.996	0.829	0.535	0.997
Prova 13 b	0.577	0.992	0.864	0.612	0.992
Prova 13 c	0.586	0.997	0.851	0.606	0.998
Prova 14	0.581	0.994	0.858	0.699	0.996
Prova 15	0.391	0.993	0.818	0.793	0.993
Prova 16	0.78	0.997	0.918	0.73	0.993
Prova 17	0.521	0.998	0.822	0.54	0.975

Il confronto dei dati di correlazione andrebbe valutato non tra il modello di “Prova 1” e “Prova 16”, ma tra il primo modello in cui anche la deformata della simulazione numerica ha assunto un comportamento accettabile(“Prova 13 a”) e la “Prova 16” (Tabella 2.19).

Tabella 2.19 - Confronto parametri di correlazione tra primo e ultimo modello

	<i>r [E(dm)]</i>	<i>r [E(s)]</i>	<i>r [Se]</i>	<i>r [F(pk1)]</i>	<i>r [F(pk2)]</i>
Prova 1	0.945	0.952	0.925	0.824	0.721
Prova 13 a	0.467	0.418	0.940	0.638	0.215
Prova 16 Modello ottimizzato	0.867	0.861	0.945	0.895	0.655

	<i>corr_fo</i>	<i>corr_en</i>	<i>corr_favg</i>	<i>corr_AE</i>	<i>corr_TE</i>
Prova 1	0.130	0.974	0.771	0.578	0.980
Prova 13 a	0.641	0.996	0.829	0.535	0.997
Prova 16 Modello ottimizzato	0.780	0.997	0.918	0.730	0.993

Infatti, come già accennato nel capitolo precedente, nonostante un'ottima correlazione energetica nelle primissime simulazioni (come mostrato nelle tabelle precedenti), si è scelto di affinare ulteriormente il modello a causa di diversi problemi che venivano riscontrati nella deformazione del pezzo. In particolare la rottura della quasi totalità dei rivetti, la rotazione del pezzo durante lo schiacciamento e la complessiva incoerenza tra le deformate intermedie rilevate nei video ad alta velocità e quelle numeriche ci ha portati ad investigare cause e possibili soluzioni degli stessi.

La nostra scelta di investire tempo nella creazione di un modello più soddisfacente è stata premiata dall'individuazione dei principali problemi del modello numerico impiegato inizialmente.

Tali problemi possono essere riassunti in:

- impiego di rivetti con rigidità modificata in corrispondenza dei rivetti che non mostravano cedimento durante la prova sperimentale;
- corretta valutazione dei coefficienti di attrito e sforzo massimo di attrito in condizioni di crash per la correlazione della curva forza-schiacciamento;

- diminuzione della risposta dell'assorbitore tramite la riduzione della dimensione della mesh;
- corretta formazione delle pieghe tramite l'utilizzo di un modello empirico Johnson-Cook di danneggiamento progressivo per il materiale delle shell;

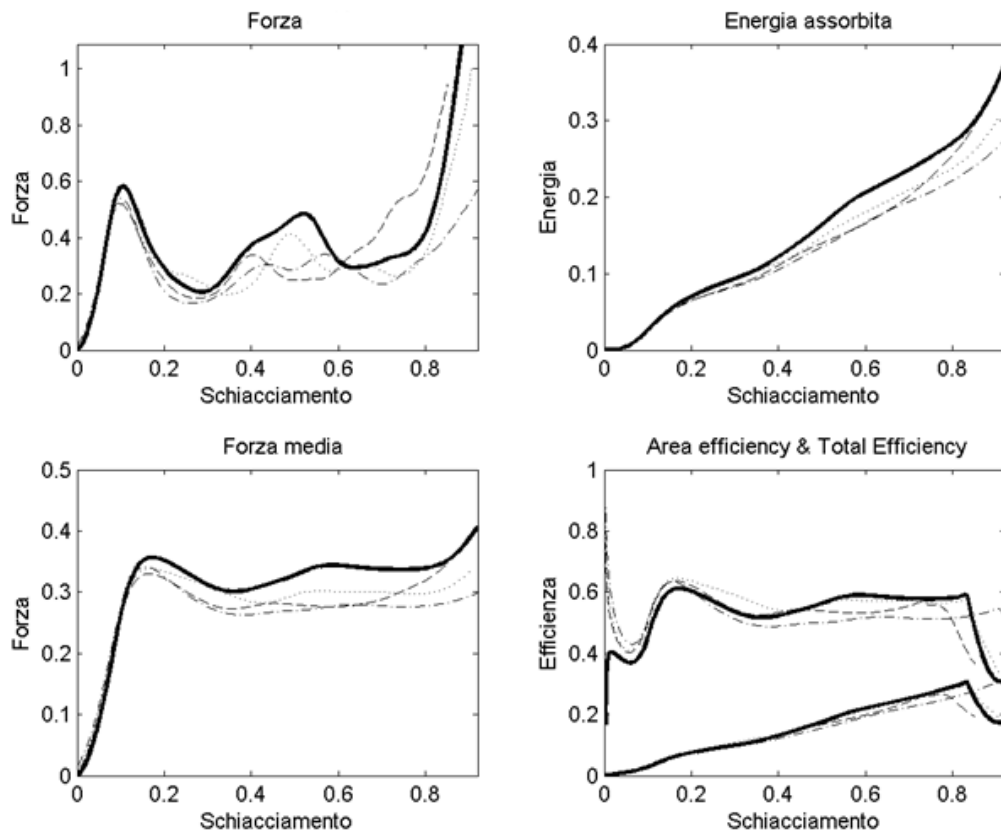


Figura 2.43 - Confronto modello ottimizzato con prove sperimentali

3 Prove su sezioni di sottopavimento

La caratterizzazione del modello completo ha previsto uno step intermedio di prove dinamiche in laboratorio e simulazioni numeriche su una sezione di sottopavimento costituita da quattro incroci.

Tale validazione si basa sui risultati delle prove sperimentali eseguite presso il LaST del Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale del Politecnico di Milano, che hanno lo scopo di determinare le caratteristiche di assorbimento di energia e le forze di reazione che la sezione di sottopavimento è in grado di fornire quando viene sottoposta ad una sollecitazione dinamica, e dei risultati delle prove numeriche ottenute con Ls-Dyna.

Per validare il modello numerico sono stati confrontati i grafici dell'andamento della forza nel tempo e i grafici forza/spostamento ottenuti sia dalle prove sperimentali che dalle prove numeriche: i dati di entrambe le prove sono stati filtrati con un filtro CFC180. I criteri di validazione del modello numerico sono basati sul livello della forza media e di energia assorbita.

Di seguito sono presentati i risultati delle prove sperimentali, una descrizione del modello numerico sviluppato con i relativi risultati e la correlazione tra i due modelli delle diverse simulazioni effettuate.

3.1 Descrizione sezione sottopavimento

I provini testati sono costituiti da sezioni complete di sottopavimento di dimensioni 830×610 [mm], composte da quattro incroci con due longheroni passanti. Come è possibile vedere dalla Figura 3.1 la sezione completa si presenta come una naturale estensione dell'incrocio, con i longheroni e le paratie che si estendono senza alleggerimenti o rinforzi fino all'incrocio successivo.

Il nostro lavoro si è concentrato sul sottopavimento con incrocio caratterizzato dalla presenza del corrente profilato con sezione a J, inizialmente previsto per la prova finale con sedile e manichino.

3.2 Prova sperimentale sulla sezione di sottopavimento

Sono state effettuate sei prove dinamiche di schiacciamento assiale su due tipologie di sezione di sottopavimento nelle quali variavano le soluzioni

geometriche applicate per l'assorbimento di energia.

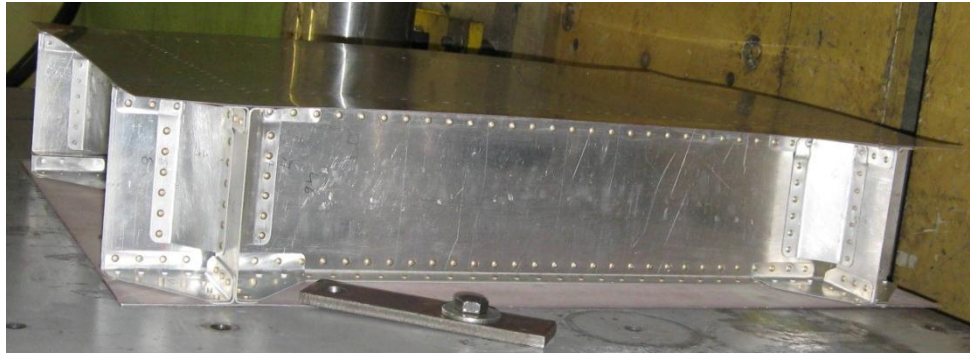


Figura 3.1 - Cella di sottopavimento testata

3.2.1 La macchina di prova

Le prove sono state effettuate utilizzando la slitta orizzontale. Si tratta di una macchina orizzontale in cui una slitta viene accelerata da un pistone pneumatico e dopo un tratto di corsa libera va ad impattare contro il pezzo (prove ad assorbimento di energia) o contro il freno (prove a profilo di decelerazione imposta). E' adatta ad eseguire prove di assorbimento su pezzi di notevoli dimensioni e prove in decelerazione. E' dotata di tre sistemi di acquisizione dedicati e dispone di una buona dotazione di trasduttori (accelerometri, celle di carico, trasduttori di spostamento).

Caratteristiche per prove in assorbimento:

- massa compresa tra 314 e 1600 kg
- velocità massima (massa di 314 kg) 25 m/s
- area di prova 1500x1800 mm²
- lunghezza della corsa utile (lunghezza della macchina - corsa di accelerazione) 45 m

Caratteristiche per prove in decelerazione:

- massa compresa tra 800 e 2000 kg
- velocità massima (massa di 800 kg) 15 m/s
- spazio disponibile per l'installazione della struttura in prova 4000x2500 mm

- curve di decelerazione con profilo triangolare e valore di massimo inferiore a 40 g



Figura 3.2 - Dettagli slitta orizzontale impiegata per la prova

3.2.2 Descrizione prova

Le prove di caratterizzazione hanno previsto l'impiego della slitta orizzontale con una massa battente di 640 [kg] ad una velocità di impatto di 6 [m/s]. Il provino è stato vincolato ad un basamento rigido, fissato a sua volta a terra. Durante le prove è stata misurata l'accelerazione tramite due accelerometri piezoelettrici con fondo scala 250 [g] posizionati al centro della massa battente. Il sistema di acquisizione dati è costituito da uno IOTECH STRAINBOOK 616 a otto canali e frequenza di campionamento di 12500 [Hz] per canale.

Il provino prima e dopo la prova è stato fotografato con una macchina fotografica digitale Casio exilim fh25. Sono stati inoltre riprodotti filmati ad alta velocità tramite videocamera modello Photom V5.1, capace di realizzare filmati con risoluzione di 1024x1024 pixel con un formato 4:4, con capacità fino a 100'000 [fps].

I dati sono stati filtrati con un filtro numerico SAE CFC180. Moltiplicando l'

accelerazione per la massa impattante si è ottenuta la forza. In questo caso sono stati riprodotti i grafici forza-tempo, come richiesti dal costruttore.

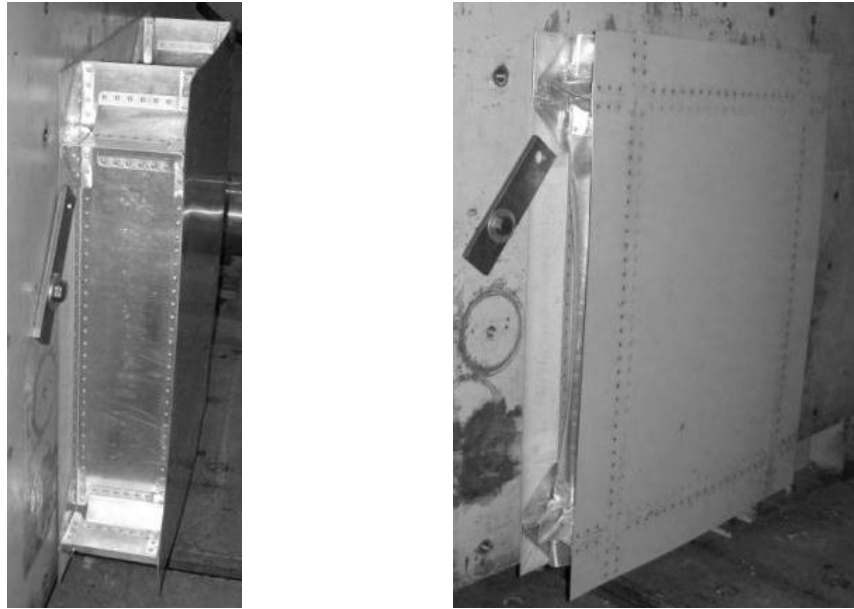


Figura 3.3 - Fase iniziale e finale della prova sperimentale

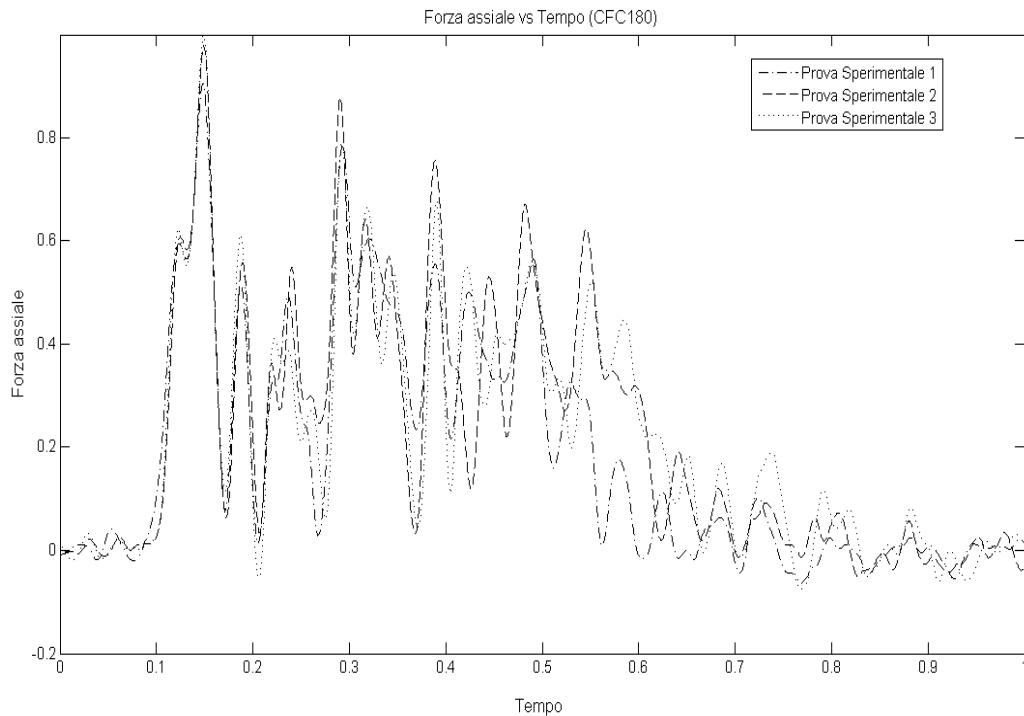


Figura 3.4 - Andamento temporale della forza nelle prove sperimentali

3.3 Modello numerico

Le prove numeriche sulla singola sezione di sottopavimento hanno occupato meno tempo in quanto sono state implementate le stesse soluzioni sviluppate per il singolo incrocio ottenendo sia buoni risultati in termini di simulazione stessa, sia la conferma della robustezza del modello sviluppato precedentemente. Di seguito vengono descritte le soluzioni implementate nello sviluppo di questo modello.

3.3.1 Descrizione

La geometria della sezione di sottopavimento utilizzata nelle analisi per lo sviluppo di questo modello numerico è stata ricavata a partire dai disegni CAD ed è quindi una fedele riproduzione dei provini testati sperimentalmente. Il modello è composto prevalentemente da elementi shell per la modellazione dei componenti laminati ed elementi beam per la modellazione dei ribattini che anche in questo caso risultano i componenti fondamentali per la validazione del modello numerico e il buon esito delle simulazioni. Per ridurre i tempi di calcolo si è sfruttata la simmetria geometrica del provino in esame, modellando solo metà sezione.

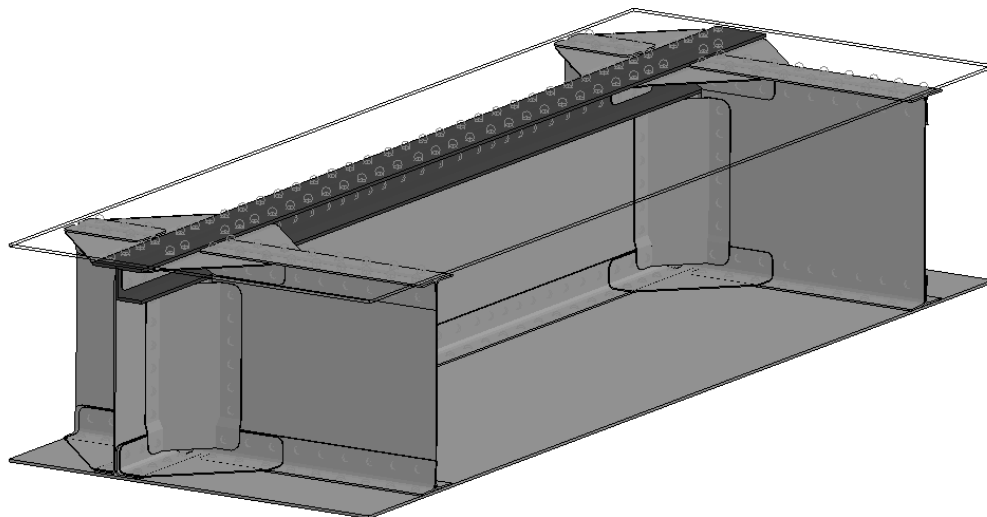


Figura 3.5 - Modello numerico

Il modello è composto da lamiere e travi (correnti) descritti di seguito con riferimento a Figura 3.5:

- Due incroci della stessa tipologia validata nel capitolo precedente, caratterizzati quindi dal corrente a J;
- ribattini di due diversi tipi distribuiti in file di giunzioni equispaziate con passo pari a 25 mm;
- una piastra inferiore.
- una piastra superiore rinforzata nella parte centrale da un pannello di honeycomb.

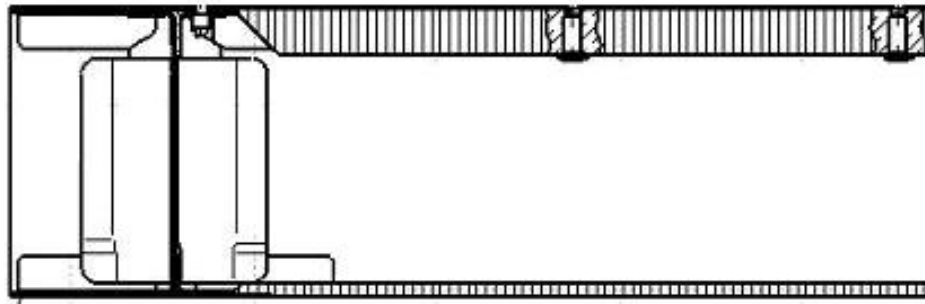


Figura 3.6 - Dettaglio pannello di rinforzo in honeycomb

Considerando che la superficie della massa impattante della slitta è maggiore di quella della sezione del sottopavimento testato e che il sottopavimento stesso non si è impaccato completamente durante la prova sperimentale, abbiamo considerato ininfluenza l'apporto del pannello in honeycomb per l'esito della prova in esame, adottando inizialmente la soluzione di aumentare lo spessore della piastra superiore, rendendola estremamente rigida, semplificando così la prova in termini di tempi di calcolo. Abbiamo verificato successivamente che questo spessore risulta comunque ininfluenza ai fini dei risultati.

3.3.2 Modello ad elementi finiti

Anche in questo caso la mesh è stata realizzata con *HyperMesh (HM)* [26]. Gli elementi aggiunti rispetto al singolo incrocio presentavano una geometria semplice (prevalentemente rettangolare), quindi la procedura di meshatura con il comando *automesh* di *HM* è stato più che sufficiente per ottenere un risultato ottimale per i nostri scopi. Per questa simulazione si è implementata

direttamente la soluzione di raffinamento della mesh degli elementi verticali, con dimensione minima dell'elemento pari a 1,5 [mm].

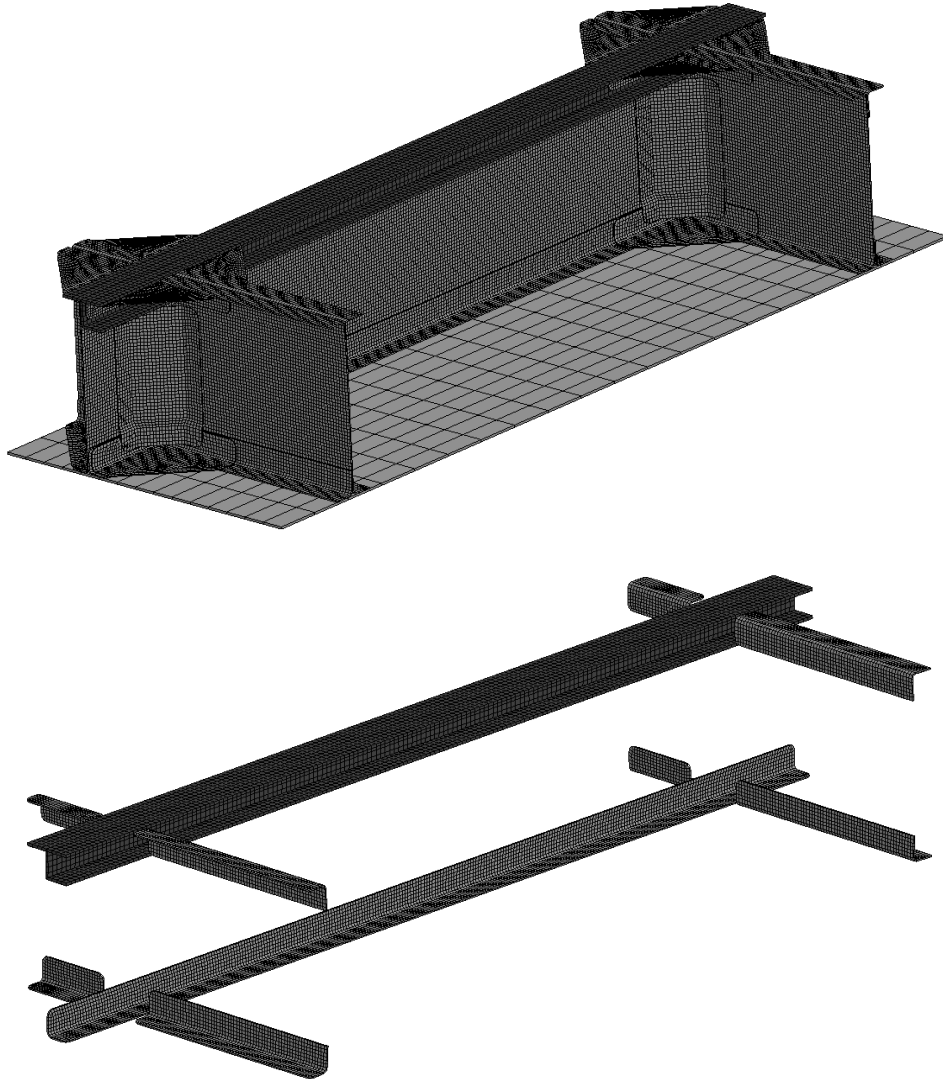


Figura 3.7 - Dettagli della mesh del modello numerico

Tabella 3.1 - Riassunto caratteristiche elementi

Componente	Numero	Tipologia	Elementi	Massa [grammi]
Piastra superiore	1	Shell	300	1366
Piastra inferiore	1	Shell	300	1366
Anime rinforzi 45°	8	Shell	4x1108	16.8
			2x1076	16.8
			2x1104	16.8
Rinforzi angolari	16	Shell	6x987	16.2
			8x816	16.4
			2x845	14.2
Pareti corte	2	Shell	1392	43.3
Pareti lunghe	2	Shell	3969	123
Longherone	1	Shell	15198	472
Corrente L corto	4	Shell	326	9.1
Corrente L lungo	4	Shell	819	25
Corrente L passante	1	Shell	3592	111
Corrente J	1	Shell	2822	457
Ribattini	108	Beam	682	24.7
TOTALE			60548	4656

3.3.3 Ribattini

I ribattini sono stati creati tramite il comando *SWGen* di *LS-PREPOST*, sfruttando così gli stessi vantaggi presentati nel modello del singolo incrocio.



Figura 3.8 - Disposizione e tipologia ribattini

Anche in questo caso abbiamo implementato direttamente la soluzione con le due tipologie di ribattini con rigidità differente, soluzione risultata vincente nel modello del singolo incrocio.

3.3.4 Massa battente e suolo

La massa battente ed il suolo sono stati definiti come corpi rigidi tramite la card ***PART_INERTIA**.

Alla massa battente è stata assegnata una massa traslazionale pari a metà (essendo il modello simmetrico) di quella impiegata nella prova sperimentale (320 Kg) e una velocità di 6 m/s. Essendo esclusivamente libera di traslare in direzione Z il tensore di inerzia è stato posto pari alla matrice identità.

3.3.5 Materiali

Tutti i laminati che compongono la sezione di sottopavimento sono realizzati in lega leggera di alluminio Al2024 T3, mentre i ribattini sono prodotti in Al 2117-T4.

Tabella 3.2 - Caratteristiche materiali [29]

	Lega Al 2024-T3	Lega Al 2117-T4
Densità [g/cm ³]	2.73	2.75
Sforzo di rottura [MPa]	441.2	296
Sforzo di snervamento [MPa]	324	165
Allungamento a rottura	0.15	0.27
Modulo di Young [GPa]	72	71
Coefficiente di Poisson	0.313	0.33
Modulo tangenziale [MPa]		490

3.3.5.1 Laminati

Visti gli ottimi risultati ottenuti nella simulazione del singolo incrocio, anche in questo caso si è implementato il modello di materiale alla Johnson-Cook, di cui si riportano i dati per completezza:

Tabella 3.3 - Caratteristiche materiale Johnson Cook [33]

Young's Modulus [MPa]	Poisson's Modulus	A [MPa]	B [MPa]	n	C	m	D ₁	D ₂	D ₃	D ₄	D ₅
72000	0.313	265	426	0.34	0.015	1	0.13	0.13	-1.5	0.011	0

3.3.5.2 Ribattini

Il materiale dei ribattini è stato modellato tramite il ***MAT_100** (Spotweld) implementato in Ls-Dyna espressamente per questo scopo. In questa card è possibile inserire i valori di taglio e azione assiale ammissibili superati i quali l'elemento si rompe.

3.3.5.3 Corpi rigidi

Il suolo e la massa battente sono rappresentati tramite corpi rigidi dotati di parametri concentrati. Nella relativa card ***MATERIAL_RIGID** sono indicati anche i vincoli del componente in questione.

3.3.5.3.1 Massa battente

La massa balistica è libera di traslare in direzione z (vincolate le traslazioni in x e y e le rotazioni attorno ai tre assi), la densità è stata posta pari a quella dell'acciaio sebbene la massa reale del componente sia definita nella card ***PART_INERTIA**.

3.3.5.3.2 Suolo

Il suolo è completamente vincolato e la sua massa, sebbene uguale a quella della massa battente è completamente ininfluyente ai fini della prova.

3.3.5.4 Sections

Per tutti i componenti costituiti da elementi shell è stata implementata la formulazione 2. Per i ribattini la formulazione 9, caratteristica della metodologia usata per creare questi elementi.

3.3.5.5 Contatti

Nel modello sono presenti gli stessi contatti implementati nelle simulazioni del singolo incrocio:

- ***CONTACT_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE**
- ***CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE**
- ***CONTACT_SPOTWELD**

3.4 Analisi dei risultati e correlazione numerico-sperimentale

Nella prova sperimentale l'accelerometro è stato posizionato al centro della massa battente. La misura ha risentito quindi delle vibrazioni spurie della slitta prodotte durante lo svolgimento dell'impatto (Figura 3.4). Per poter eliminare questi disturbi, senza perdere informazioni importanti del segnale reale, è stata fondamentale la scelta del filtro. Tale scelta è ricaduta su un SAE CFC 180 [36] che consente di cogliere tutte le fasi importanti della prova, in particolare il picco di attivazione iniziale. Nonostante il costruttore avesse richiesto solo il grafico forza/tempo, per una correlazione più realistica abbiamo ricavato tramite doppia integrazione anche gli spostamenti. Nel grafico di Figura 3.9 vengono riportate le curve forza/spostamento delle tre prove sperimentali e della simulazione numerica.

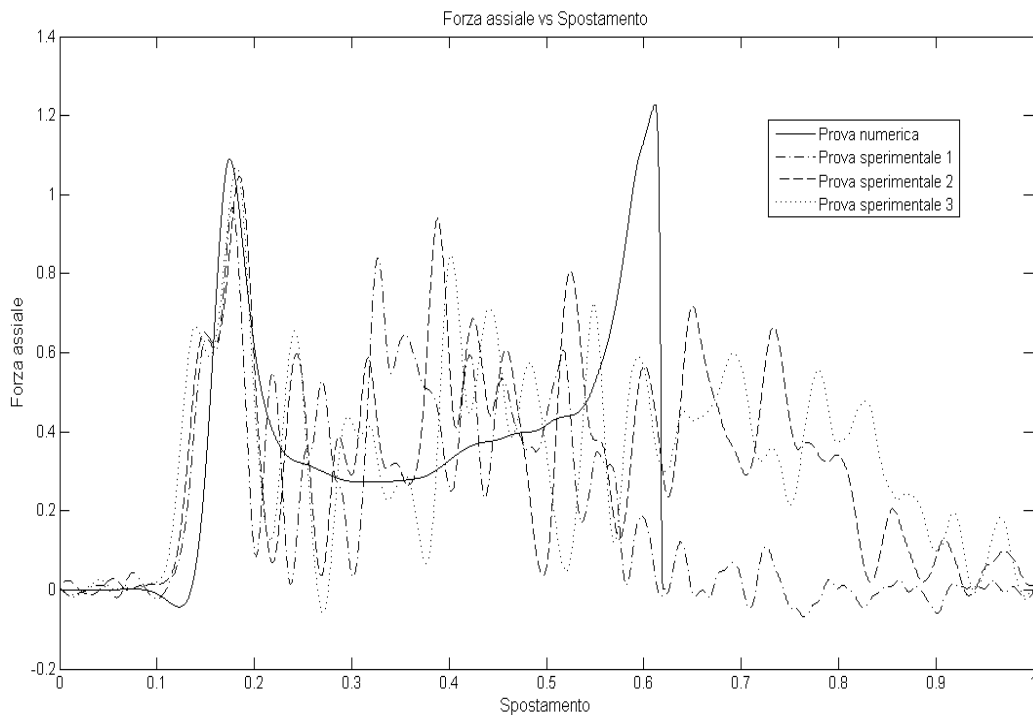


Figura 3.9 - Confronto numerico sperimentale forza-spostamento

Il grafico mostra una buona correlazione nella fase iniziale della prova, mentre nella zona centrale la prova numerica è riuscita a cogliere solamente la forza media. La mancata corrispondenza della parte finale può essere considerata accettabile poiché ad essa sono associate basse velocità e quindi energia assorbita. Si hanno quindi due effetti: a livello di progetto preliminare va considerata la sovrastima dell'energia assorbita, mentre a livello di prova

certificativa il modello risulta conservativo a causa della sovrastima delle forze trasmesse.

Per una più chiara comprensione abbiamo riportato di seguito, in Figura 3.10, lo stesso grafico contenente però la curva media delle prove sperimentali confrontata con la curva forza/spostamento della prova numerica. In questo grafico abbiamo riportato in stile punteggiato la seconda parte della curva sperimentale, in quanto secondo noi poco significativa ai fini della validazione.

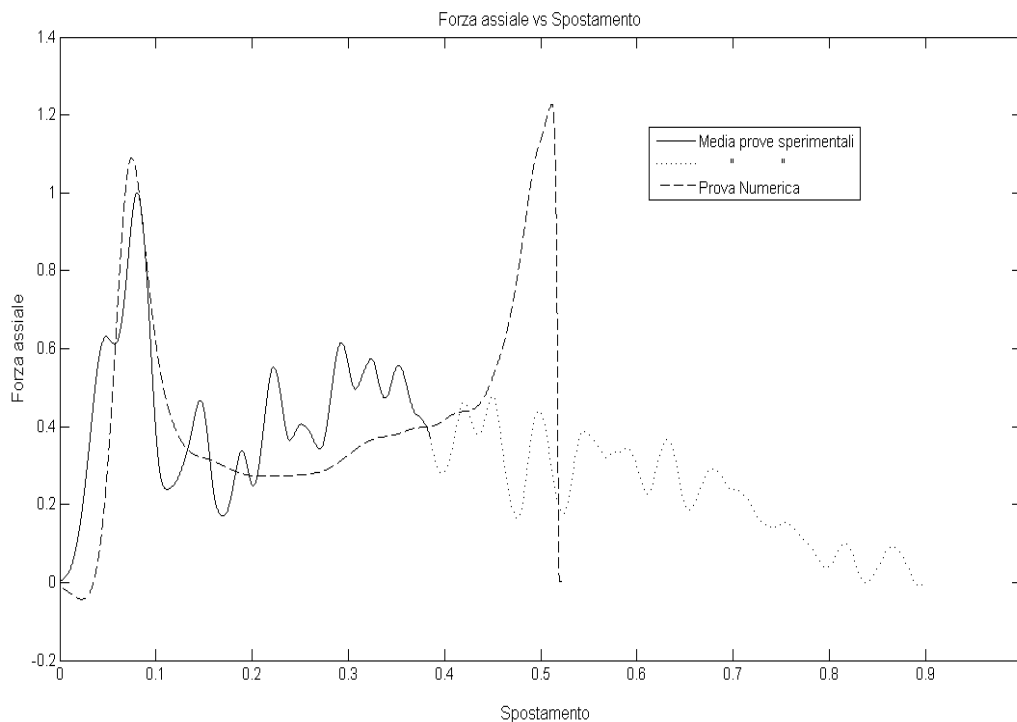


Figura 3.10 - Confronto numerico sperimentale (media) forza-spostamento

Riportiamo nel seguito alcune immagini di confronto tra la simulazione numerica e le prove sperimentali. In particolare presentiamo un confronto sull'intera sezione di sottopavimento e i dettagli sugli incroci.

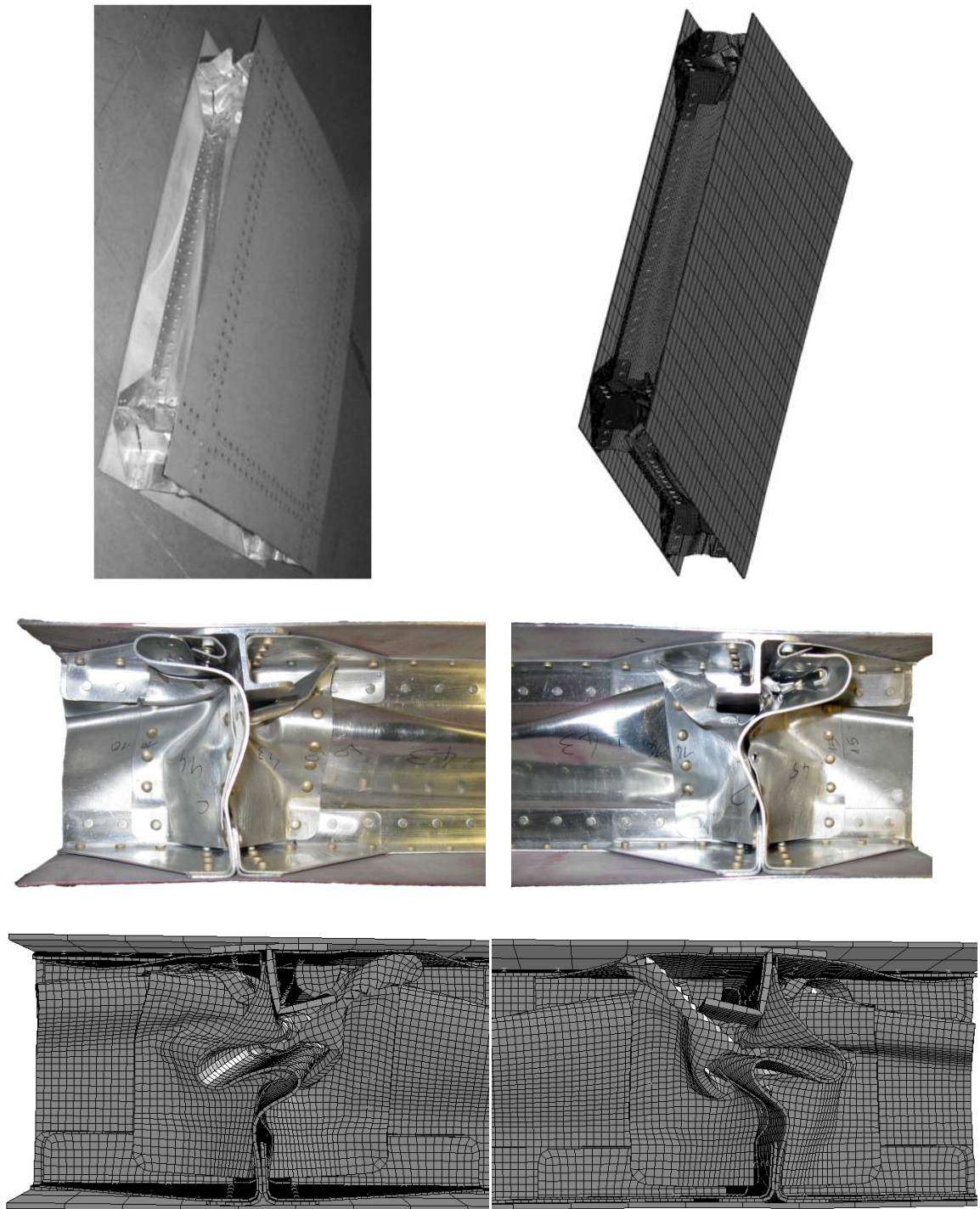


Figura 3.11 - Fase finale dello schiacciamento

4 Prova sulla configurazione completa

Nel seguente capitolo vengono presentati i risultati ottenuti nella fase finale di questo lavoro di tesi. Al modello precedente della singola sezione si sono aggiunti il sedile e il manichino, così da riprodurre la prova sperimentale effettuata in laboratorio. La dinamica dell'impatto, la presenza di molte più non linearità e l'interazione tra i diversi componenti durante lo schianto hanno complicato notevolmente il lavoro di modellazione numerica.

Tale validazione si basa sui risultati delle prove sperimentali eseguite presso il LaST del Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale del Politecnico di Milano, che hanno lo scopo di determinare le caratteristiche di assorbimento di energia dell'insieme sottopavimento-sedile, oltre che determinare i carichi agenti sull'occupante per verificare il danno subito.

Di seguito sono presentati i risultati delle prove sperimentali, una descrizione del modello numerico sviluppato con i relativi risultati e la correlazione numerico sperimentale.

4.1 Prove sperimentali sulla configurazione d'uso

4.1.1 Setup della prova

La prova è stata eseguita in configurazione verticale, sfruttando la gravità per raggiungere la velocità di impatto prefissata di 8 m/s. La discesa è stata guidata da quattro cavi di acciaio che attraversavano i quattro spigoli del sottopavimento. Il sistema di sollevamento, composto anch'esso da quattro cavi, era collegato a dei perni appositamente installati sulle guide del sedile.

Il componente testato è costituito da una porzione tipica del sottopavimento, formato da un parallelepipedo di dimensioni 970x830x160 [mm] dotato di quattro incroci, cinque guide di aggancio, il sedile elicotteristico e un ATD Hybrid III con spina dorsale dritta, ritenuto dalla cintura a quattro punti del sedile.



Figura 4.1 - Configurazione di prova

Per simulare la presenza dei carichi strutturali provenienti dalle parti non presenti dell'elicottero è stata studiata una configurazione bilanciata da 164 Kg di masse balistiche. La configurazione finale vedeva tre masse da 12 kg posizionate posteriormente al sedile e un totale di 128 kg frontalmente, collegate tramite perni alle guide di aggancio. La prova ha evidenziato l'opportuna scelta delle masse, che ha consentito di mantenere durante la discesa (e nonostante l'attrito pur modesto con le guide) il parallelismo tra il pavimento e la piastra inferiore del sottopavimento.

4.1.2 Sottopavimento

Il sottopavimento impiegato è della medesima tipologia di quello provato nel capitolo precedente.

Da un'analisi svolta precedentemente alla prova si è visto che, rispetto al modello di incrocio validato nel capitolo 2, il rinforzo superiore con sezione a J era stato sostituito da AgustaWestland con uno a T con medesimo spessore e dimensioni. Le possibili cause di questa modifica potevano essere legate a:

- criteri non strettamente legati al crash

- modifiche di progetto legate ai risultati delle prove sperimentali sul singolo incrocio. Queste avevano mostrato un' interazione complessa tra la flangia inferiore della J e le pareti di rinforzo dell'incrocio, portando a una rottura non controllata dei rivetti.

Lo scopo di questa tesi è di realizzare uno strumento per la valutazione delle prestazioni a crash, eventualmente in grado di affiancare se non sostituire le prove sperimentali in fase di progetto.

Il modello sviluppato è robusto e i risultati ottenuti in relazione a prove sperimentali con provini diversi sono molto attendibili in termini di correlazione numerico-sperimentale. Risultati di simulazioni con incroci e scenari diversi (pur nell'ambito dello stesso evento) possono essere quindi considerati attendibili e utilizzati per lo sviluppo del disegno del sottopavimento.

In base a queste considerazioni abbiamo realizzato un modello dell'incrocio con il nuovo tipo di rinforzo. Provandolo nelle stesse condizioni del precedente si è constatato che quest'ultimo era più leggero e più efficiente, nonostante presentasse uno schiacciamento utile leggermente inferiore al precedente.

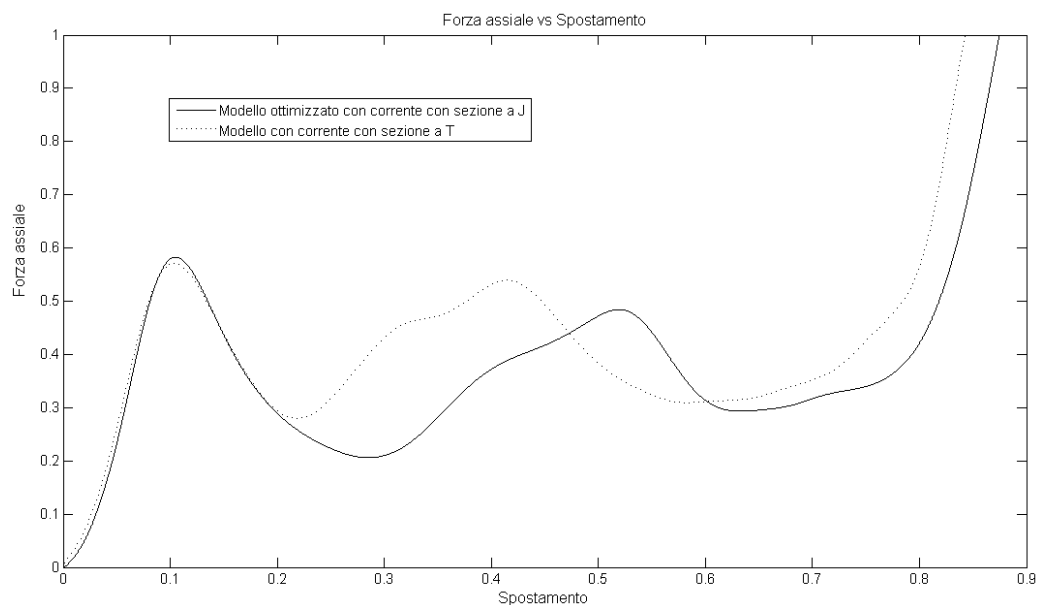


Figura 4.2 - Confronto forza-spostamento tra incrocio caratterizzato da corrente con sezione a J e corrente con sezione a T

Alcune modifiche sono state necessarie per il fissaggio delle masse balistiche e del sedile. In particolare sono state aggiunte cinque guide profilate a C, forate a passo fisso, in grado di fornire un aggancio solido e regolabile per il sedile e per

le masse. Come si vede in Figura 4.3 ciascuna guida è collegata tramite cinque giunzioni smontabili alla parte superiore del sottopavimento.

Questi elementi, una volta collegate alla lamina del sottopavimento, forniscono un contributo importante alla rigidità dello stesso, riducendo la possibilità che durante l'urto la lamina superiore si deformi eccessivamente.

La disposizione di questi elementi è critica per la trasmissione dei carichi al sedile. In modo particolare la guida collegata alla parte posteriore del sedile dovrebbe essere posizionata il più lontano possibile dalle paratie, dai longheroni ed in modo particolare dagli incroci.

Come vedremo dai risultati della prova la scelta di collocare il sedile sopra una delle paratie trasversali ha contribuito alla presenza di un'elevata forza sulla spina dorsale del manichino una volta esaurita la corsa dell'assorbitore del sedile ed è quindi da considerarsi un potenziale ambito di miglioramento per il design di un sottopavimento sicuro.

Non va però dimenticato che nel sottopavimento sono tipicamente sistemati i serbatoi per il combustibile e questi ultimi, se pieni, possono fornire forze ancora maggiori dei longheroni.

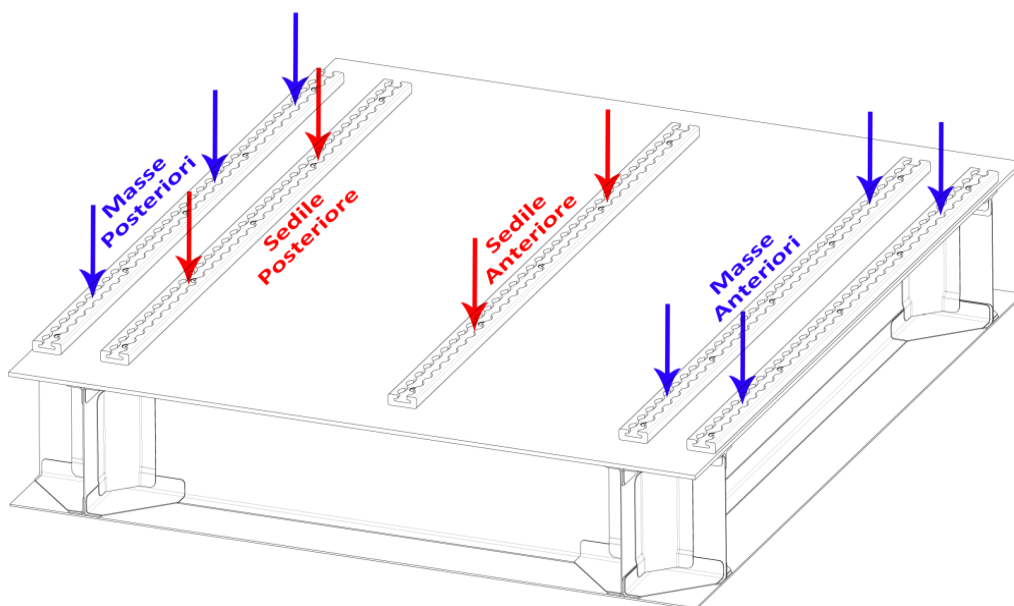


Figura 4.3 - Schematizzazione carichi agenti sul sottopavimento

4.1.3 Masse balistiche

Per considerare la presenza delle parti non modellate del velivolo si è scelta una configurazione equilibrata di masse poste anteriormente e posteriormente al sedile. Da analisi precedenti è emerso che un carico complessivo di 250 kg sarebbe stato una stima realistica della massa totale distribuita sul pavimento al momento dell'impatto.

Parte dei 250 kg provengono dall'ATD e dal sedile, per i quali si è valutato un peso complessivo di 86 kg. Il totale di zavorra da aggiungere era quindi pari a 164 kg. Considerando la posizione del baricentro di manichino e sedile e quella delle guide è stata quindi ottenuta una configurazione equilibrata con 128 kg frontali e 36 kg posteriori.

4.1.4 Sedile

Il sedile elicotteristico scelto da AgustaWestland per la prova è caratterizzato da una struttura portante in lega leggera lavorata tramite controllo numerico. Il sedile non presenta sistemi di regolazione ed è composto da due parti, la prima è solidale con il pavimento dell'elicottero, la seconda è mobile, collegata alla prima tramite i due cilindri adibiti all'assorbimento di energia in caso di crash.

Le gambe del sedile sono inclinate e sono inserite nelle apposite guide realizzate sui braccioli. A questi ultimi sono collegati i montanti dello schienale e un cilindro che sostiene la seduta. Quest'ultima è realizzata tramite una lamina di alluminio sottile, avvolta attorno al cilindro da un lato e fissata tramite viti nella parte superiore.



Figura 4.4 - Sedile utilizzato nella prova

Il sistema di ritenzione consiste in una cintura a quattro punti a sgancio rapido collegata alla parte mobile del sedile, in particolare ai braccioli e alla parte posteriore dello schienale.

Sopra la struttura portante, con un collegamento “a strappo” sono installati i due cuscini e la copertura posteriore in plastica.

4.1.5 Hybrid III 50th Male Dummy

L'ATD (antropomorphic test dummy) Hybrid III maschile, nella sua variante 50° percentile, è il più diffuso manichino da crash test in tutto il mondo. Con un'altezza da seduto di 0.884 m (1.75 m in piedi) e un peso di circa 77.7 kg è in grado di rappresentare per eccesso le caratteristiche fisiche del 50% della popolazione occidentale.

Originariamente sviluppato da General Motors, il design Hybrid III 350 è gestito e sviluppato da Humanetics in collaborazione con il Comitato di Biomeccanica

della SAE⁷ e con la NHTSA⁸. Il manichino è disciplinato dal codice dei regolamenti degli USA (Parte 572, capitolo E) ed Europa.

L'Hybrid III è dotato di eccellente biofedeltà ed elevate capacità di strumentazione.

- La calotta cranica e il cranio sono realizzati con un unico pezzo di alluminio coperto da pelle rimovibile realizzata in vinile. Il collo è di gomma segmentata e alluminio con un cavo centrale. Esso è in grado di simulare con precisione la dinamica di rotazione, flessione ed estensione.
- La gabbia toracica è rappresentata da sei costole in acciaio ad alta resistenza con materiale polimerico a base di smorzamento per simulare le caratteristiche di forza / deformazione del petto umano. Ogni coppia di costole è composta da un singolo elemento ancorato alla parte posteriore della colonna vertebrale.
- La colonna lombare dritta impiegata nella variante elicotteristica è installata su una base in gomma e permette di installare una cella di carico triassiale per valutare possibili danni vertebrali.

4.1.6 Accelerometri e telecamere

Per catturare le accelerazioni e le forze agenti sul manichino sono stati installati sei accelerometri mono-assiali, uno triassiale e una cella di carico.

Il torace, sede di potenziali lesioni da accelerazione e compressione, è stato dotato di un accelerometro triassiale in corrispondenza della seconda costola, con range di 0-250 g.

In corrispondenza della spina lombare dell'Hybrid III è stata posta una cella di carico mono-assiale per la registrazione della forza di compressione.

Sul sedile sono stati attaccati due accelerometri mono-assiali diretti verticalmente, con lo scopo di misurare la differenza di accelerazione tra la parte rigida fissata al sottopavimento e la parte mobile solidale con il manichino.

⁷ Society of Automotive Engineers

⁸ National Highway Transport Safety Administration

Dalla differenza tra le due accelerazioni era lecito attendersi una valutazione di massima dell'efficienza degli assorbitori cilindrici.

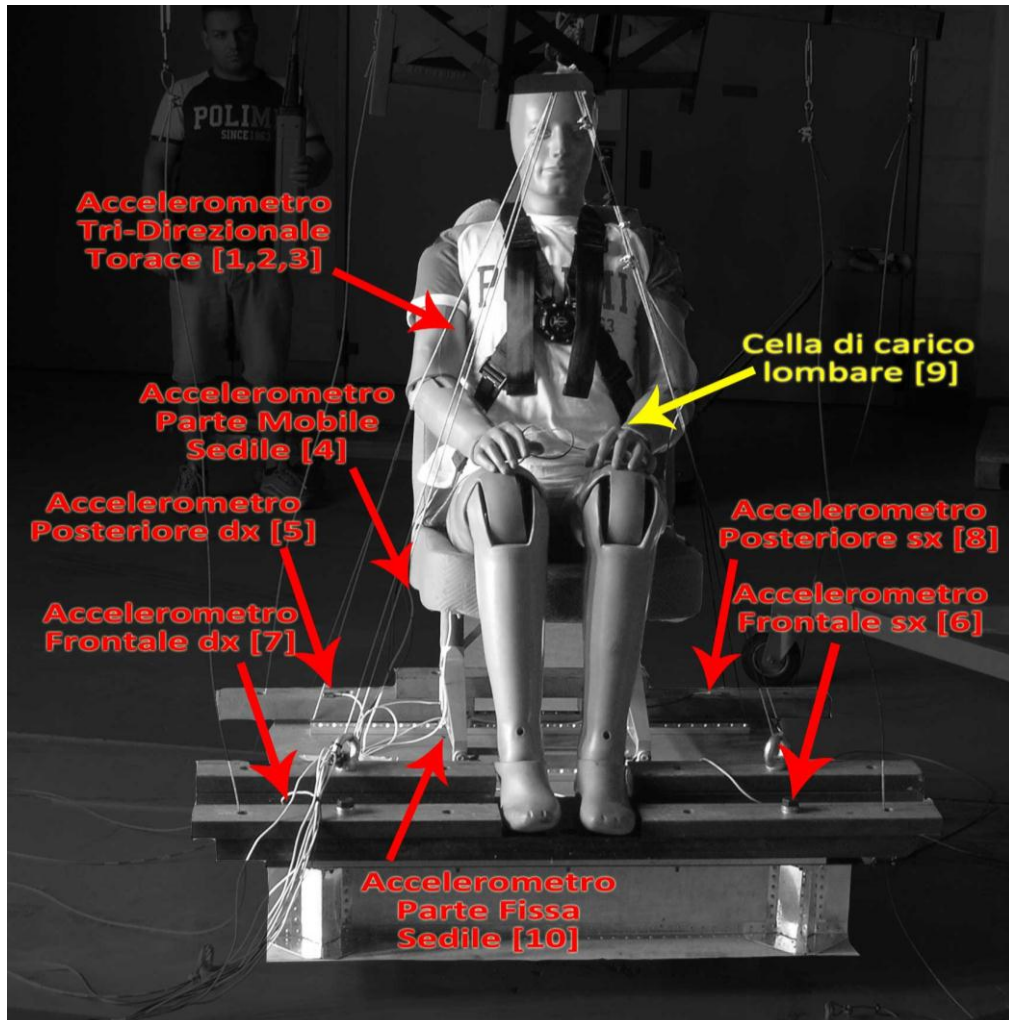


Figura 4.5 - Disposizione sensori

Sulle zavorre, in corrispondenza degli incroci, sono stati posti altri quattro accelerometri mono-assiali per valutare l'efficienza del sottopavimento in condizioni operative.

Tabella 4.1 - Caratteristiche sensori impiegati

CANALE	POSIZIONE	TYPE	S/N	RANGE	SENSITIVITY	EXCITATION
1	TORAX X	Accelerometro	V0908G	250 g	$0.535 \frac{mV}{g}$	+10 V
2	TORAX Y	Accelerometro	V0908J	250 g	$0.503 \frac{mV}{g}$	+10 V
3	TORAX Z	Accelerometro	V0908H	250 g	$0.568 \frac{mV}{g}$	+10 V
4	SEDILE	Accelerometro	T05306	50 g	$2.211 \frac{mV}{g}$	+10 V
5	POS DX	Accelerometro	V04225	250 g	$0.0746 \frac{mV}{V/g}$	+10 V
6	ANT SX	Accelerometro	V04220	250 g	$0.643 \frac{mV}{g}$	+10 V
7	ANT DX	Accelerometro	N5296	200 g	$0.0653 \frac{mV}{V/g}$	+10 V
8	POS SX	Accelerometro	N5293	200 g	$0.0621 \frac{mV}{V/g}$	+10 V
9	CARICO LOMBARE	Cella di carico	120	16 KN		
10	PARTE FISSA SEDILE	Accelerometro	V04147	50 g		+10 V

4.1.7 Guide a cavo

Attraverso quattro fori nelle zavorre, posti oltre gli spigoli del sottopavimento, sono stati fatti passare quattro cavi di acciaio necessari a guidare l'impatto con il suolo. Vista l'impossibilità di eliminare gli attriti (seppur bassi) con le guide, è stata posta la massima cura al fine di mantenere il provino parallelo al suolo anche nella fase di sollevamento. Le guide a cavo sono state fissate tramite anelli al suolo e al traliccio di sollevamento. Il sollevamento è avvenuto tramite il carro ponte del laboratorio fino ad un'altezza di 3 m.

Per sostenere il sottopavimento al traliccio si è fatto uso di altri quattro cavi, passanti sotto le zavorre, collegati a quest'ultimo da due moschettoni di sicurezza e un avvolgimento di fil di ferro. Per iniziare la prova e sganciare il sottopavimento dal traliccio era quindi necessario rimuovere i moschettoni di sicurezza e spezzare con delle tenaglie l'avvolgimento.

4.1.8 Problematiche

Prima di presentare i risultati della prova riteniamo importante premettere le problematiche riscontrate nel setup impiegato. Data l'estrema novità della prova, l'analisi delle problematiche e la proposta di possibili soluzioni è forse più importante dei risultati stessi.

Se si esclude l'avvio ritardato della telecamera ad alta velocità, non si sono riscontrati problemi nello svolgimento vero e proprio della prova di caduta. La configurazione di sollevamento e rilascio e le guide a cavo hanno svolto egregiamente il proprio compito e, basandosi sui risultati e sui video a bassa velocità catturati, le superfici di sottopavimento e suolo al momento dell'urto erano sostanzialmente parallele.

La piattaforma di acquisizione si è rivelata parzialmente soddisfacente: nonostante tutti i sensori siano funzionati correttamente i due accelerometri posti sul sedile (entrambi con fondo-scala a 50 g) hanno presentato parziale saturazione nella fase di maggior interesse del crash. Questo problema ci ha impedito una valutazione quantitativa attendibile del comportamento dell'assorbitore.



Figura 4.6 - Fase finale della prova

La sistemazione delle zavorre è probabilmente la parte meno soddisfacente di tutta la prova e dai risultati è emersa un'errata previsione dell'interazione tra le masse, l'assorbitore del sedile e il sottopavimento:

- Le zavorre posteriori, a causa di un'eccessiva distanza, anziché trasferire la propria reazione inerziale alla paratia e agli incroci hanno causato la formazione di una cerniera plastica sulla lamina superiore del sottopavimento. Questa flessione non è riscontrabile nel caso reale poiché il pavimento, essendo continuo, avrebbe presentato una maggiore rigidità al momento.
- La formazione della cerniera plastica ha impedito il superamento del picco di attivazione nella parte posteriore del sottopavimento.
- Quando si è esaurita la corsa del sedile la velocità di impatto ridotta dall'assorbitore è stata insufficiente a causare il cedimento del sottopavimento che si è quindi comportato elasticamente.

4.1.9 Risultati

Qualitativamente si è osservato uno schiacciamento importante degli incroci frontali, mentre posteriormente i carichi non sono stati sufficienti a causare l'attivazione di un cedimento completo.

Le ragioni sono principalmente due: le masse balistiche ed il dummy si sono scaricati in momenti differenti sul sottopavimento a causa degli assorbitori presenti sul sedile; inoltre le masse, collegate all'ultima guida, hanno inflesso l'estremità della piastra superiore, di fatto plasticizzando solo l'estremità posteriore del longherone.

4.1.10 Filmati

A causa della ritardata partenza della telecamera ad alta velocità i filmati a disposizione sono poco utili a ricostruire il fenomeno. Nei primi tre frame (Figura 4.7) della sequenza che segue è possibile osservare il momento dell'impatto e lo schiacciamento della paratia frontale.

Dal terzo frame si può vedere l'inflessione e oscillazione delle masse posteriori, e nell'ultimo, anche se con una certa difficoltà, il distacco della zavorra centrale.

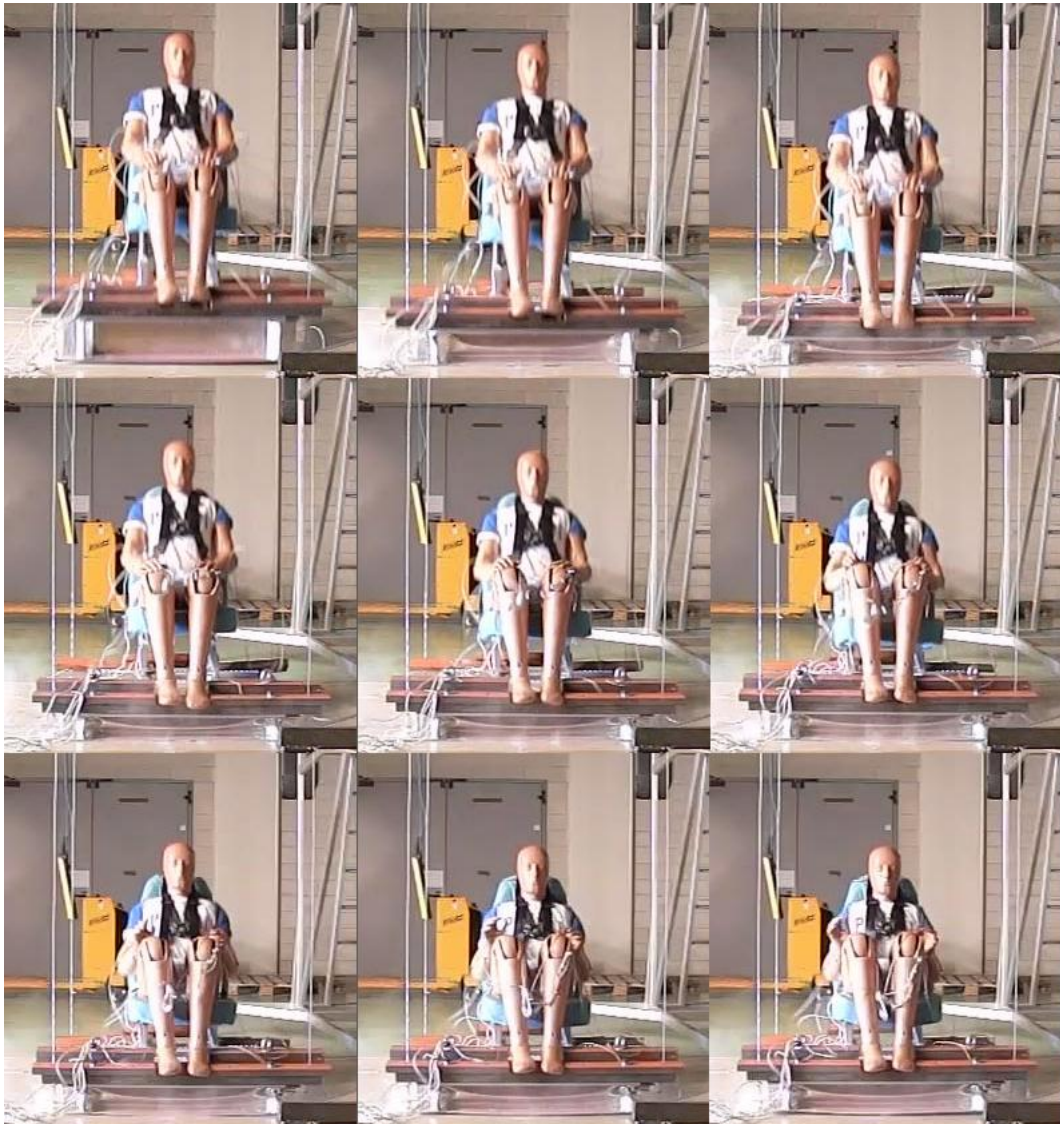


Figura 4.7 - Sequenza fotogrammi dell'impatto ripreso dalla telecamera a bassa velocità

4.1.10.1 Curve sperimentali

Presentiamo ora le curve relative ai dati rilevati durante la prova: come anticipato le grandezze significative per la sicurezza del passeggero sono le accelerazioni subite a livello del torace e la forza assiale agente a livello lombare. Si osservi che l'istante 0 nella scala temporale non è universale e dipende in questo caso da necessità di rappresentazione grafica.

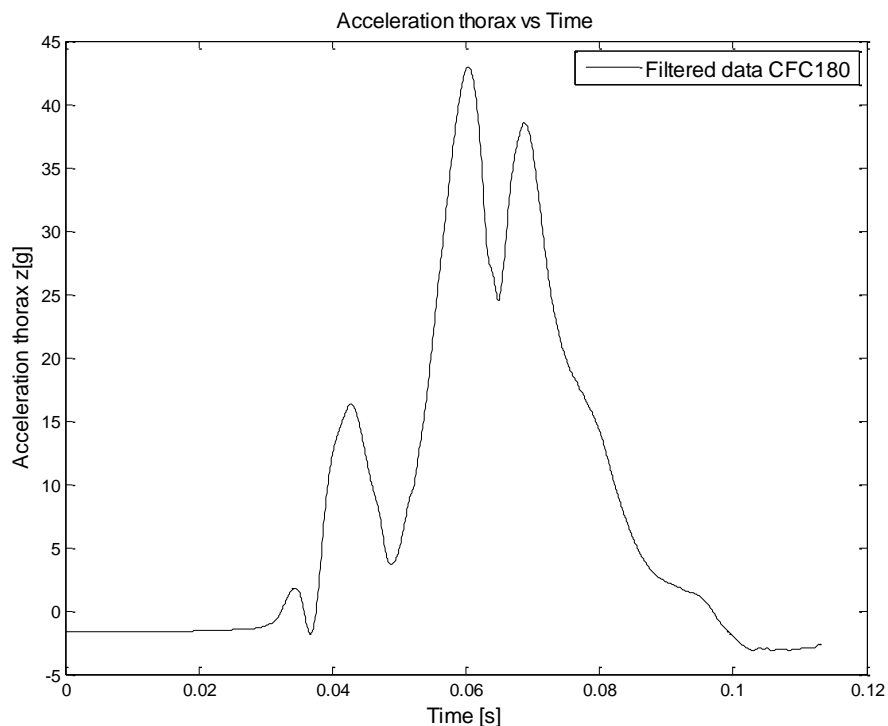


Figura 4.8 - Accelerazione torace

Se confrontiamo questa curva con il diagramma di Eiband (Figura 4.9) notiamo che l'assorbitore del sedile e il cedimento seppur non perfetto del sottopavimento hanno ridotto le accelerazioni subite entro i limiti di danno modesto per l'occupante (le accelerazioni sono state filtrate con filtro CFC 180).

Una volta che l'assorbitore del sedile ha raggiunto il fondo corsa la cella di carico spinale ha rilevato una forza massima di compressione pari a 9 kN, mentre l'accelerazione complessiva misurata a livello del torace è stata di 42,99 g. Entrambi i valori si pongono agli estremi [21] se non oltre le condizioni di lesione grave per l'occupante.

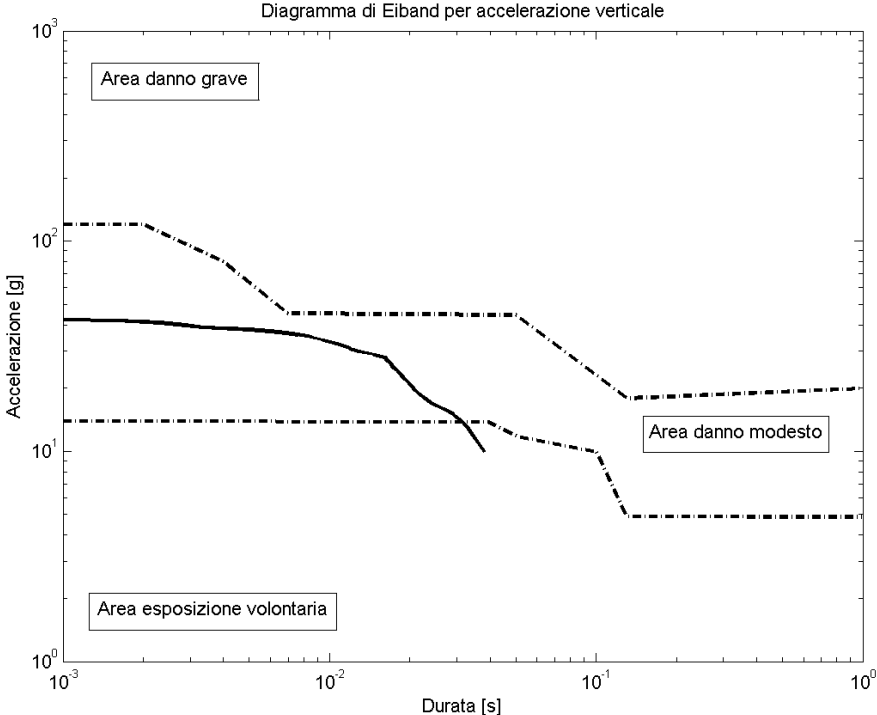


Figura 4.9 - Individuazione danno subito dall'occupante sul diagramma di Eiband

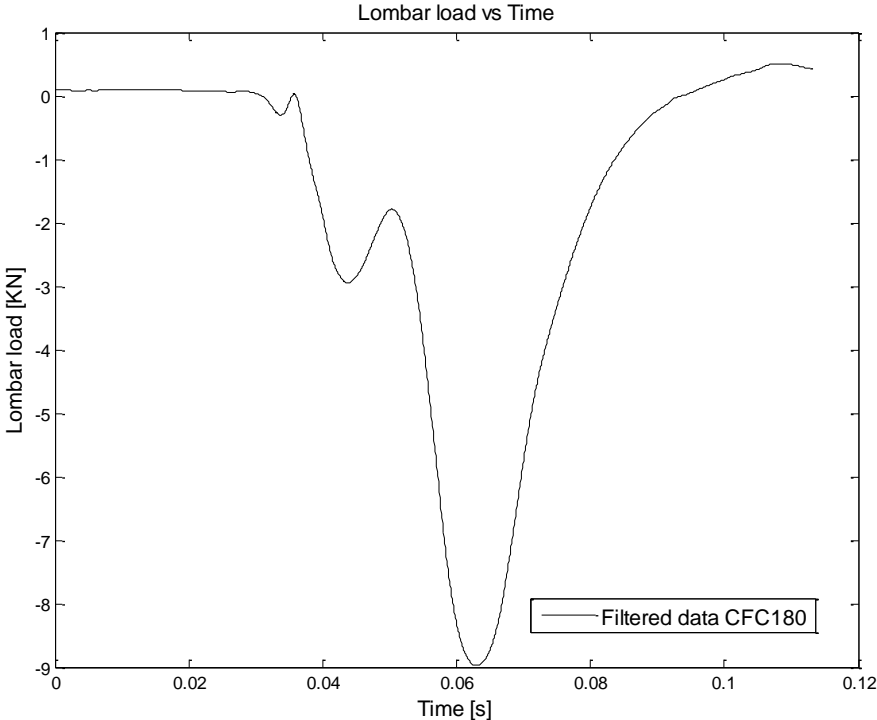


Figura 4.10 - Carico lombare

Per completezza riportiamo anche l'accelerazione rilevata a livello delle parti mobile e fissa del sedile. L'accelerazione si è rilevata troppo alta per gli accelerometri che hanno saturato a circa 80 g. Osservando i grafici delle accelerazioni in corrispondenza degli incroci è possibile farsi un'idea qualitativa dei livelli effettivamente presenti sul sedile, cioè con picchi di accelerazione tra gli 80 e i 175 g. Un range di circa 95 g è troppo ampio per fare ipotesi sugli effettivi valori delle accelerazioni.

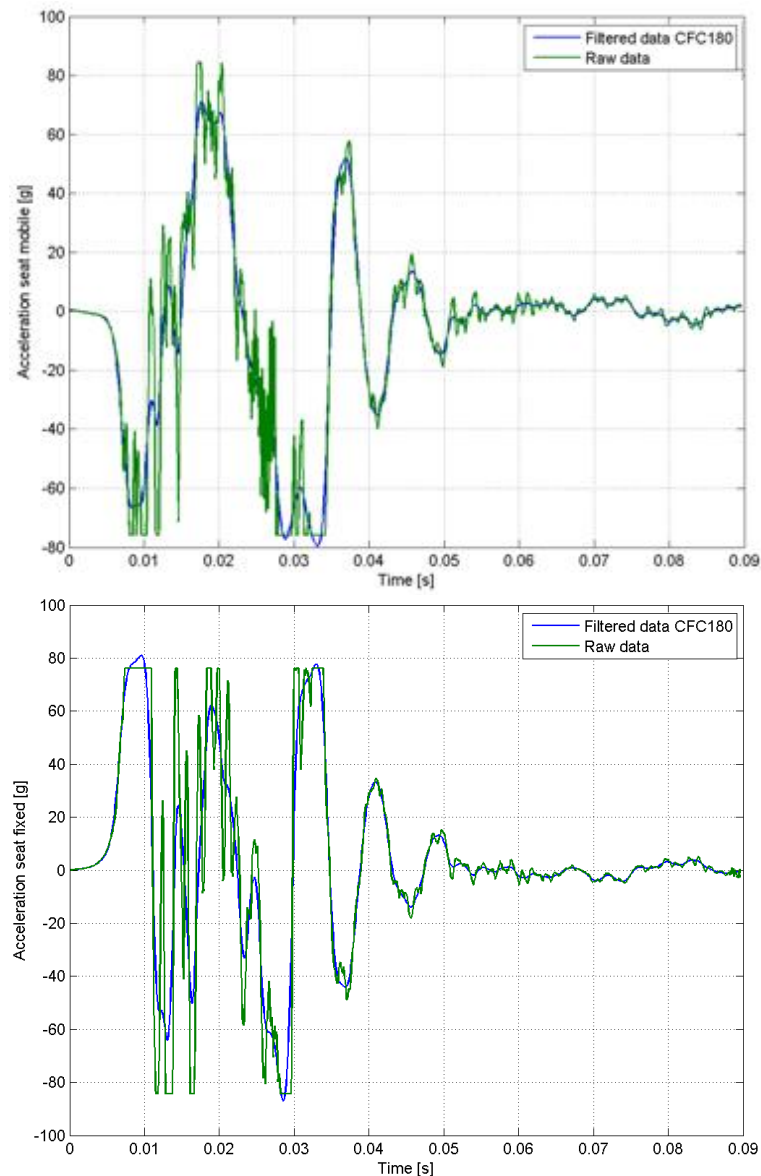


Figura 4.11 - Diagrammi di accelerazione della parte mobile e fissa del sedile con gli accelerometri saturati

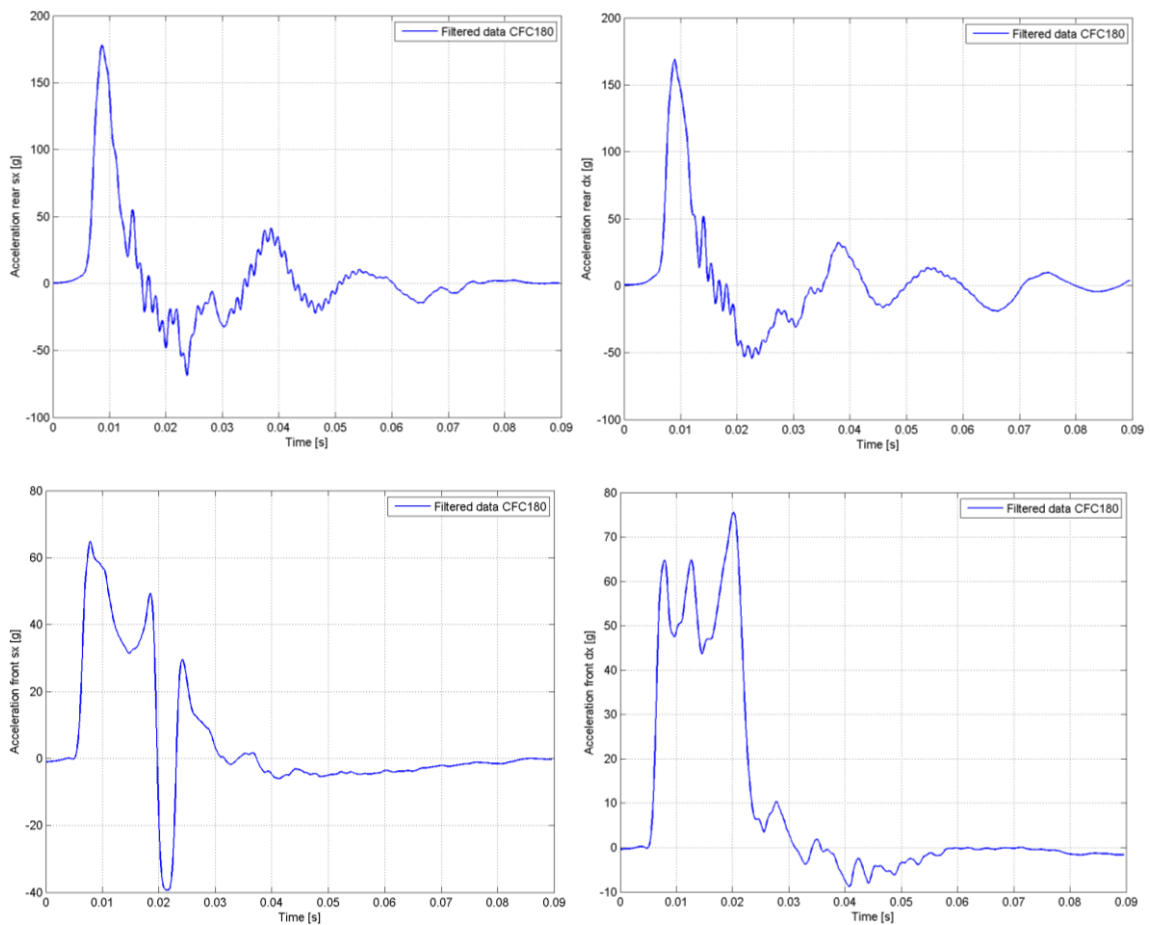


Figura 4.12 - Accelerazione sui quattro incroci. Da in alto a sinistra: posteriore sinistro, posteriore destro, anteriore sinistro, anteriore destro.

Gli accelerometri anteriori, se si eccettua il picco negativo di quello sinistro mostrano un comportamento analogo a quello rilevato in sede di caratterizzazione dell'incrocio.

Le accelerazioni posteriori risultano invece molto rilevanti, con picchi tre volte superiori. Questo è dovuto alla presenza di una zavorra pari a circa un terzo di quella anteriore. Inoltre, una volta inflesso, l'ultimo tratto di longherone non è stato in grado di sostenere le zavorre, che hanno cominciato ad oscillare fino a causare il distacco di quella centrale.

I correnti di rinforzo si sono inflessi, incapaci di trasmettere l'elevato momento flettente generato dall'inerzia dalle masse posteriori.

4.2 Modello

Il modello numerico sviluppato è diviso in tre elementi fondamentali:

- Sottopavimento;
- Sedile;
- Manichino.

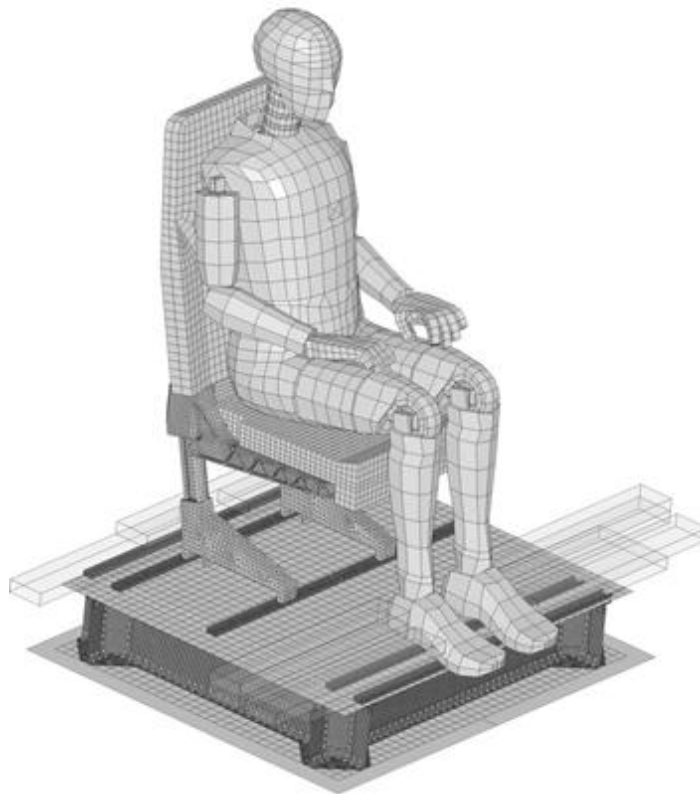


Figura 4.13 - Modello numerico

Quest'ultimo è vincolato al sedile tramite l'utilizzo di un sistema di ritenzione a quattro punti realizzato tramite ***ELEMENT_SEATBELT** e un blocco centrale costituito da elementi shell triangolari (per evitare la formazione di modi a clessidra). Il sedile a sua volta è vincolato alle guide del sottopavimento tramite ***CONSTRAINED_EXTRA_NODES_SET**.

I contatti tra il manichino e i cuscini del sedile e tra i piedi dell'ATD e la piastra superiore del sottopavimento sono stati realizzati tramite un

***CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE**, con i parametri caratteristici riportati nella Tabella 4.2.

L'urto viene simulato tramite l'impatto con un muro rigido che trasla alla velocità costante di 8 m/s. Il contatto col muro è stato modellato con un ***CONTACT_SURFACE_TO_SURFACE** caratterizzato dai seguenti parametri per la descrizione dell'attrito:

Tabella 4.2 - Parametri caratteristici dei contatti

	FS	FD	VC	VDC
Contatto tra Schiena e lombi e cuscini	0,05	0,05	0	0
Contatto tra Piedi e lamina superiore	0,3	0,2	0	0
Contatto tra muro rigido e lamina inferiore	0,28	0,18	187	20

4.2.1 Mesh

Nella Tabella 4.3 si riportano le caratteristiche in termini di numero di elementi del modello finale.

Tabella 4.3 - Riassunto numero elementi del modello

Componente	Numero Elementi
Struttura sedile	65249
Cuscini	7066
Assorbitore	5020
Manichino	5542
Cinture	160
Sottopavimento	176626

4.2.2 Sottopavimento

Il modello numerico del sottopavimento è fondamentalmente il medesimo impiegato nella prova descritta nel capitolo 3, riguardante la singola cella. In questo caso sono state aggiunte le guide a cui vincolare il sedile, le zavorre e il pannello in honeycomb a rinforzo della piastra superiore.

Le guide sono state modellate tramite elementi shell ad elevato spessore e vincolate rigidamente alla piastra superiore.

Le zavorre erano inizialmente state modellate tramite masse concentrate e successivamente per meglio riprodurre la distribuzione delle forze e dei momenti reali si è scelto di rappresentarle tramite corpi rigidi, vincolati ai nodi delle pareti esterne delle guide. Questa scelta è stata dettata dall'osservazione del comportamento delle zavorre posteriori durante la prova sperimentale: esse presentavano infatti una significativa rotazione. L'aumento del costo computazionale dovuto a questa scelta è stato trascurabile.

Il pannello in honeycomb è stato realizzato tramite elementi solidi e condivide i propri nodi superiori con la piastra del sottopavimento.

4.2.2.1 Materiali

Per le guide è stato utilizzato lo stesso modello di Johnson-Cook impiegato per il resto del sottopavimento. Per quanto riguarda le masse si è utilizzato un modello di acciaio rigido con densità $7,8 \text{ Kg/dm}^3$. Si noti che, in mancanza di maggiori informazioni sulle zavorre impiegate, le dimensioni geometriche sono state corrette in modo da ottenere il valore di peso nominale.

Il comportamento del pannello di rinforzo in honeycomb è stato modellato tramite la card ***MAT_LOW_DENSITY_FOAM**. Le curve caratteristiche sono state ottenute da prove sperimentali realizzate internamente. Un blocco di materiale completo è stato successivamente validato a compressione tramite un modello ad hoc. Come si vedrà nei risultati l'effetto principale di tale elemento è quello di rinforzo alla piastra superiore, quindi sarebbe necessaria una caratterizzazione ulteriore e l'impiego di un materiale non isotropo potrebbe essere ideale qualora fossero a disposizione dati sperimentali più dettagliati.

4.2.2.2 Vincoli

Le olivette che collegano le guide al resto del sottopavimento nel modello sperimentale sono state considerate perfettamente rigide e prive di cedimento. Nel modello numerico il vincolo è stato realizzato tramite un ***CONSTRAINED_NODAL_RIGID_BODY** per ogni olivetta del sottopavimento reale.

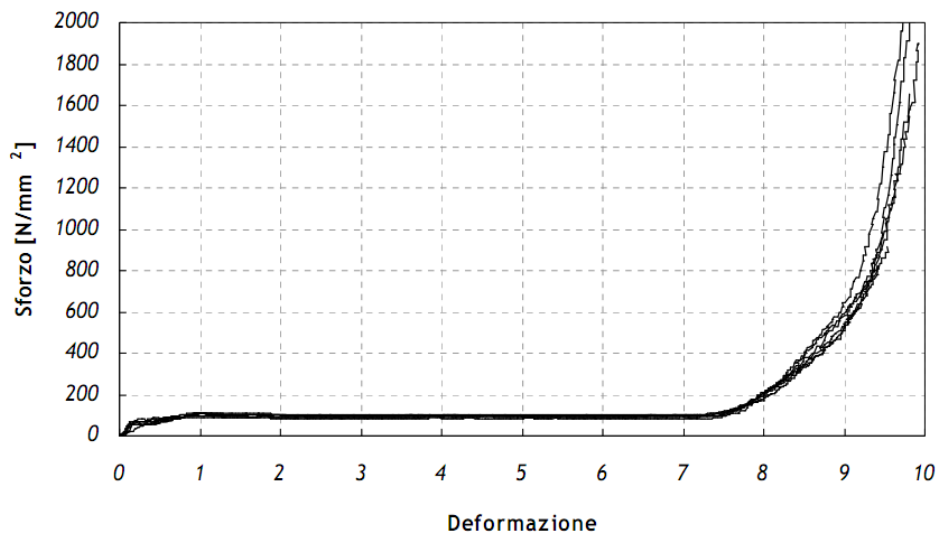


Figura 4.14 - Curve sforzo deformazione honeycomb

Il comando ***CONSTRAINED_NODAL_RIGID_BODY** crea un corpo rigido addizionale a partire da un set di nodi, a cui assegna una parte della massa degli elementi collegati. Questo tipo di collegamento è più semplice del ***CONSTRAINED_SPOTWELD** impiegato per il resto del modello, ma la sua precisione è legata alla disponibilità di nodi vicini al punto della giunzione e non fornisce controllo sul cedimento.

Le zavorre sono state collegate in modo uniforme a tutti i nodi delle pareti verticali delle guide tramite ***CONSTRAINED_EXTRA_NODE_SET**. In questo modo viene meglio rappresentata la distribuzione di forza dovuta al contatto. Si noti che le masse erano appoggiate alle guide e vincolate tramite bulloni con il solo scopo di trattenerle in posizione.

4.2.3 Sedile

Il modello del sedile è composto da cinque parti principali:

- gambe
- lamina per il sostegno della seduta
- assorbitore
- schienale e braccioli
- cuscini



Figura 4.15 - Struttura del sedile: mesh e modello reale

4.2.3.1 Mesh

La mesh del sedile è stata realizzata a partire da un modello volumetrico dettagliato costruito intorno ad un sedile simile di cui era disponibile la descrizione a superfici IGES. Poichè fin dall'inizio si era deciso di considerare come rigida la struttura portante, per quest'ultima si è optato di realizzare una mesh fitta a elementi solidi tetraedrici, in grado di riprodurre fedelmente le caratteristiche di massa ed inerzia del sedile reale. Infatti utilizzando un materiale rigido il solver è in grado di pre-calcolare correttamente le caratteristiche inerziali, concentrandole nel baricentro e contenendo quindi il costo computazionale.

Una seconda importante ragione per impiegare una riproduzione fedele di queste componenti è la necessità di simulare col massimo realismo possibile il contatto tra lo stelo delle gambe e la guida realizzata all'interno dei braccioli.

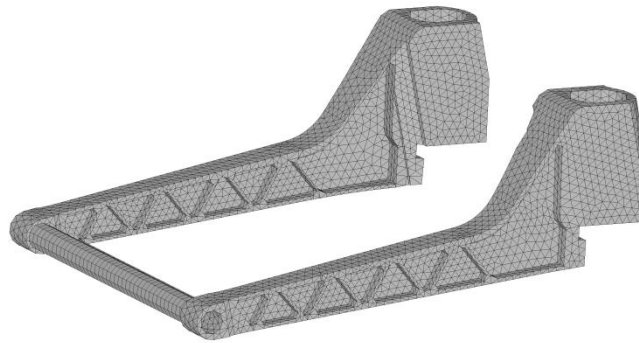


Figura 4.16 - Mesh braccioli del sedile

La corsa di assorbimento del sedile termina con il contatto tra un apposito perno realizzato nel bracciolo e un'improvvisa variazione di sezione dello stelo in prossimità della base.

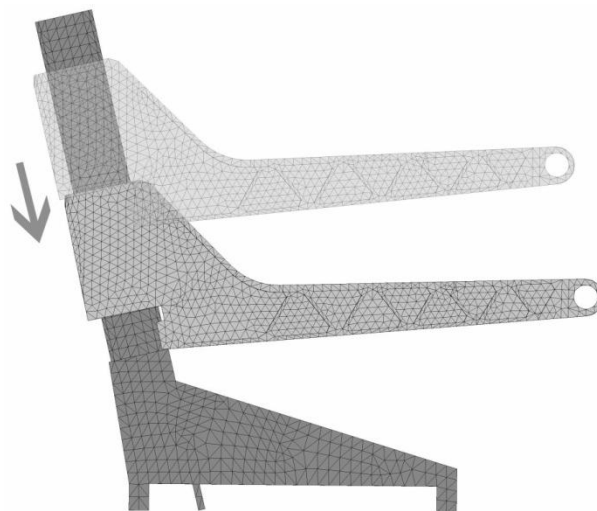


Figura 4.17 - Corsa di assorbimento del sedile con perno di fine corsa

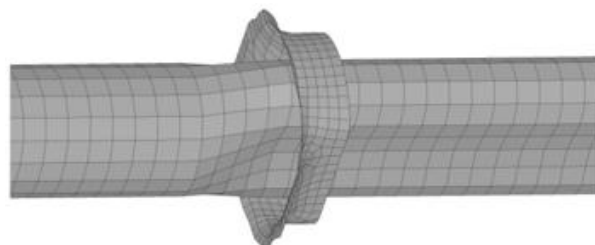


Figura 4.18 - Dettaglio zona di strizione

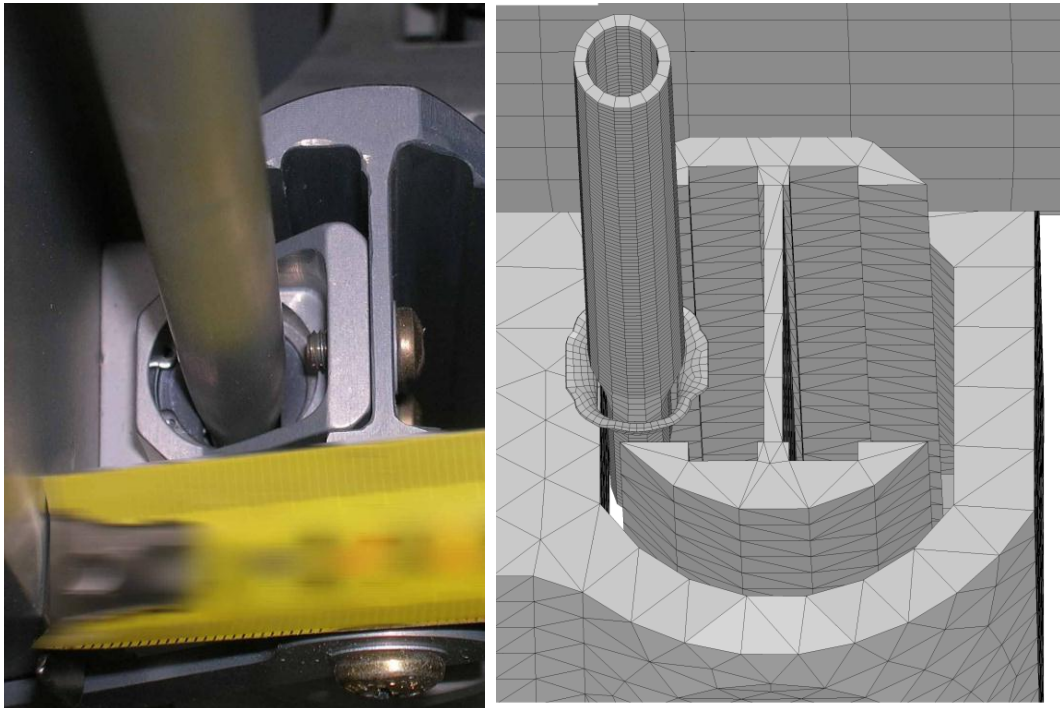


Figura 4.19 - Dettaglio zona assorbitore

La mesh dell'assorbitore così come quella del zona di strizione è stata realizzata sulla base delle superfici medie del modello IGES, senza realizzarne un solido corrispondente. Nel caso specifico della zona di strizione, solo la superficie a contatto con il tubo dell'assorbitore è stata modellata, mentre la parte restante non è stata considerata rilevante ai fini dell'analisi. Quest'ultimo componente è infatti collegato rigidamente alla parte fissa del sedile costituita dalle gambe e la sua massa è trascurabile. Un'elevata fedeltà delle superfici a contatto è molto importante per stimare l'energia assorbita che dipende anche dalla forma iniziale e finale della sezione.

In mancanza del modello CAD la geometria dei cuscini è stata ricostruita tramite misure rilevate sul componente reale. Per semplicità si è scelto di ridurne la complessità eliminando le smussature e le bombature ergonomiche, mantenendo comunque inalterati gli spessori nelle sezioni caratteristiche. La particolare configurazione adottata nel sedile analizzato prevede che il cuscino poggia lateralmente sui braccioli (Figura 4.20 e Figura 4.21) e nella parte centrale sulla lamina di alluminio. Questo rende importante la riproduzione fedele degli incastri previsti tra queste componenti.



Figura 4.20 - Sedile: modello reale e numerico

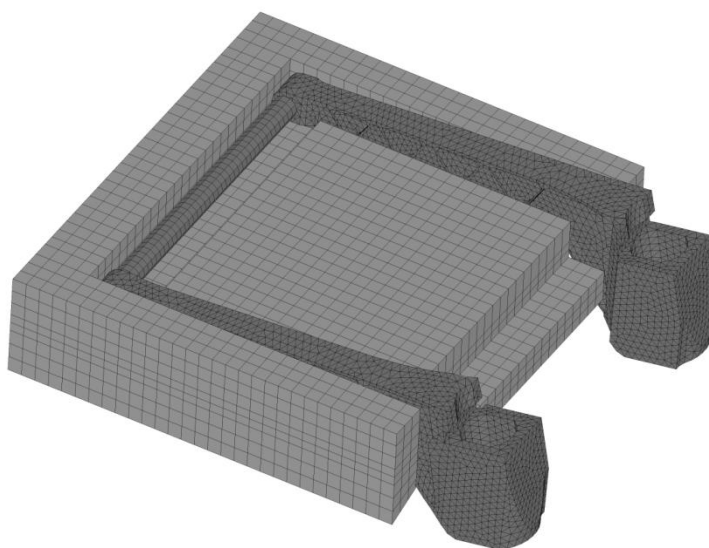


Figura 4.21 - Dettaglio zona inferiore del sedile

Le differenze principali tra il sedile di cui si disponeva il modello CAD e quello impiegato per la prova erano la forma dello schienale e conseguentemente la lunghezza della lamina di sostegno della seduta.

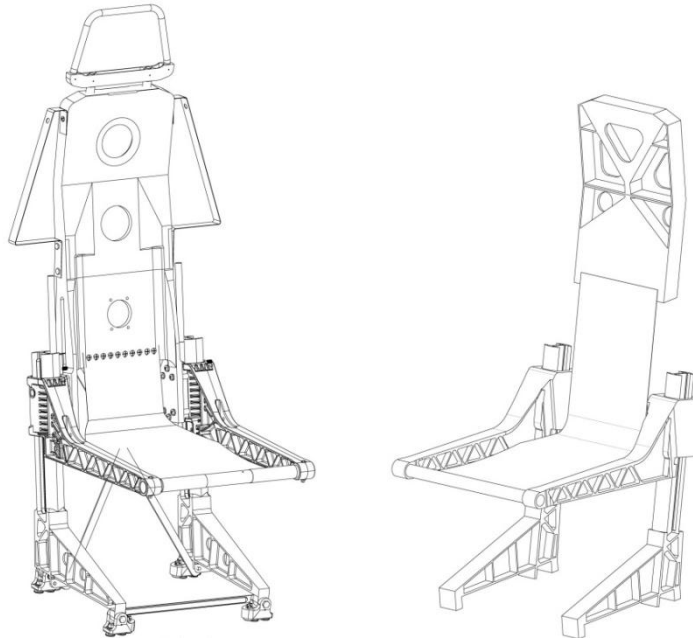


Figura 4.22 - Struttura del sedile: modello reale e numerico

Per ricostruire la geometria di questi componenti è stato necessario basarsi sulle misure e sulle fotografie rilevate in laboratorio. Per estendere la lamina e farle raggiungere parallelamente la zona di connessione con lo schienale si è preferito ridefinirne la forma tramite splines nel software di modellazione CAD (CATIA).

4.2.3.2 Materiali

Per la modellazione del sedile sono stati utilizzati i seguenti modelli di materiale:

- ***MAT_RIGID** per gambe, schienale, braccioli, cilindro di sostegno e zona di schiacciamento dell'assorbitore;
- ***MAT_ELASTIC** per la lamina di sostegno
- ***MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY** per il tubo dell'assorbitore
- ***MAT_LOW_DENSITY_FOAM** per le schiume dei cuscini.

Particolare attenzione è stata posta alla modellazione delle schiume dei cuscini. Il materiale è stato oggetto di molte prove atte a caratterizzarne al meglio il comportamento. Il principale strumento a nostra disposizione sono state le prove di compressione a spostamento imposto effettuate al LAST durante il corso di studio di Sicurezza passiva.

Il materiale originariamente utilizzato per il sedile era il ***MAT_ELASTIC**, con un modulo di Young di 5 GPa.

Confrontando i valori di deformazione ottenuti nelle prove sperimentali, vediamo come nella realtà un sedile con questo materiale avrebbe sopportato una sollecitazione di tre/quattro ordini di grandezza superiore a quella misurata.

Il ***MAT_LOW_DENSITY_FOAM**, comunemente impiegato per i cuscini in gommapiuma, utilizza una curva sforzo-deformazione definita dall'utente e due parametri che indicano la frazione di energia interna dissipata per effetto dell'isteresi e la forma della curva di scarico.

Per valutare la bontà dei materiali proposti abbiamo preparato una semplice prova numerica in grado di simulare le prove di compressione delle schiume (Figura 4.23). La prova consiste in una versione con mesh più fine del cuscino utilizzato nella prova vera e propria, un cilindro rigido shell e uno spingitore beam elastico con elevata rigidità.

La prova numerica dura due secondi: nel primo secondo il cilindro schiaccia la schiuma del sedile vincolata nei nodi inferiori da SPC di tipo incastro, quindi con la stessa velocità il cilindro torna nella posizione iniziale. Come nella prova reale, viene acquisito lo spostamento del cilindro e la forza assiale nello spingitore.

La prova effettuata con il materiale ***MAT_ELASTIC** ha fornito risultati inattendibili. A causa dell'eccessiva deformazione imposta e dell'elevata rigidità il materiale si è instabilizzato e il contatto è fallito dopo pochi decimi di secondo.

Simulazioni sono state dunque condotte usando il ***MAT_LOW_DENSITY_FOAM**. I valori usati per questo materiale sono indicati nella seguente tabella:

Tabella 4.4 - Caratteristiche materiale schiume

RO	$2,35 \cdot 10^{-10} \text{ ton/mm}^3$
E	3300 MPa
HU	0,66
SHAPE	1

Anche usando il `*MAT_LOW_DENSITY_FOAM` la curva di forza nel punzone è risultata insufficiente.

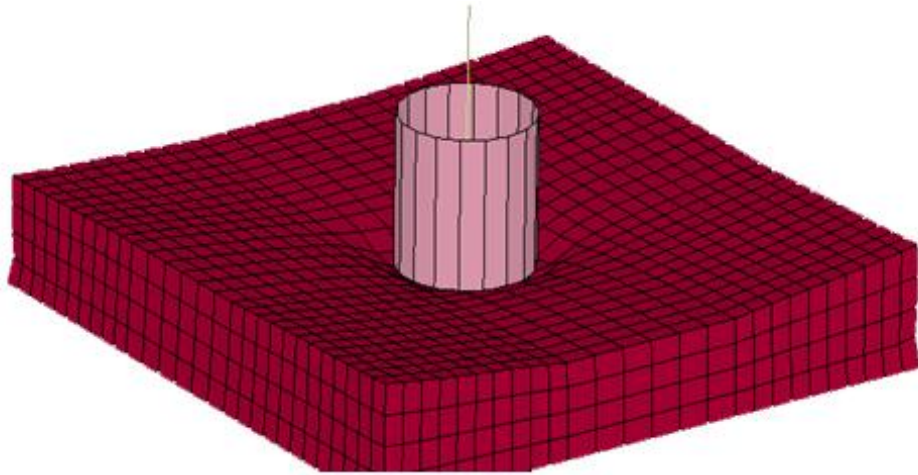


Figura 4.23 - Dettaglio prova schiume con `*MAT_LOW_DENSITY_FOAM`

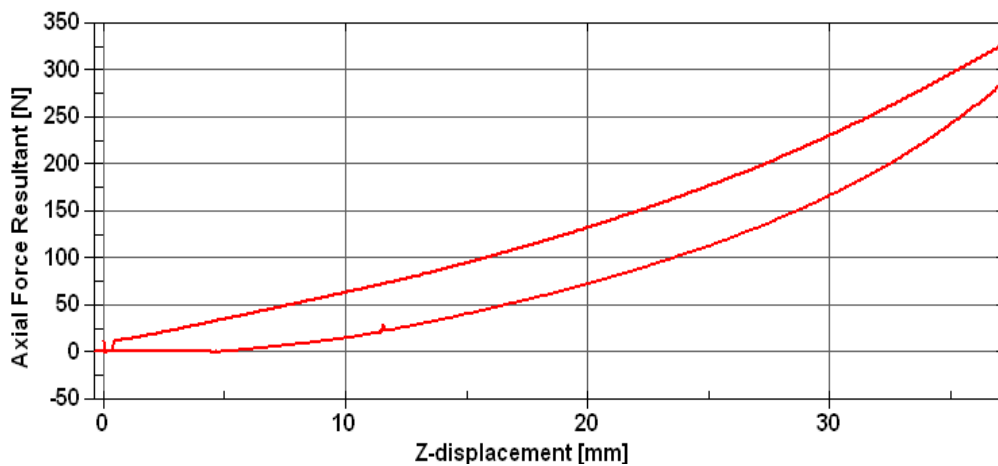


Figura 4.24 - Curva di carico e scarico delle schiume in `*MAT_LOW_DENSITY_FOAM`

4.2.3.3 Vincoli

La parte fissa e la parte mobile del sedile sono in realtà costituite principalmente da due blocchi di corpi rigidi connessi tra loro tramite la card `*CONSTRAINED_RIGID_BODIES`. In particolare si hanno:

- nella parte fissa le gambe e la zona di strizione dell'assorbitore;
- nella parte mobile i braccioli, lo schienale e il cilindro di sostegno della lamina della seduta.

La lamina di sostegno è vincolata tramite ***EXTRA_NODE** allo schienale, mentre per l'avvolgimento attorno al cilindro è stata aggiunta una fila di elementi rigidi vincolati a quest'ultimo tramite ***CONSTRAINED_JOINT_REVOLUTE**. Il sistema di fissaggio a strappo dei cuscini della seduta e dello schienale è stato riprodotto tramite un collegamento idealmente rigido di tipo ***CONSTRAINED_EXTRA_NODES_SET**.

Il tubo dell'assorbitore è vincolato ai braccioli tramite ***CONSTRAINED_EXTRA_NODES** sui nodi corrispondenti al perno che fa da collegamento nel sedile reale.

4.2.3.4 Contatti

I contatti tra la parti sono definiti tramite le card ***CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE** e ***CONTACT_AUTOMATIC_NODE_TO_SURFACE**. In particolare la prima tipologia è stata utilizzata per:

- contatto tra braccioli e stelo gambe
- contatto tubo assorbitore e relativa zona di strizione

Tabella 4.5 - Caratteristiche contatti

	FS	FD	VC	VDC
Contatto tra braccioli e stelo gambe	0,3	0,15	187	5
Contatto tubo assorbitore e relativa zona di strizione	0,3	0,15	187	5
Contatto tra cuscino inferiore, braccioli e cilindro	0,1	0,1	-	-
Contatto tra cuscini e lamina di sostegno	0,1	0,1	-	-
Contatto tra lamina di sostegno e schienale rigido nella zona di collegamento	0,1	0,1	-	-

Mentre la seconda tipologia è stata utilizzata per:

- contatto tra cuscino inferiore, braccioli e cilindro
- contatto tra cuscini e lamina di sostegno
- contatto tra lamina di sostegno e schienale rigido nella zona di collegamento

Nella Tabella 4.5 riassumiamo i valori caratteristici di ogni contatto. I parametri utilizzati sono da considerarsi puramente indicativi in quanto non si disponeva di valori specifici. Non essendo scopo di questo lavoro la caratterizzazione del sedile abbiamo ritenuto soddisfacente questa approssimazione.

4.2.4 Manichino

Per le prove numeriche abbiamo impiegato il modello numerico del ATD Hybrid III 350 adattato per le prove di impatto verticale. [37] Tale manichino si differenzia da quello standard adoperato nelle prove orizzontali ed automobilistiche per la presenza di un rachide lombare dritto, che rispetta le specifiche imposte dalle normative aeronautiche.

Il modello numerico di Hybrid III è composto da 109 parti (di cui 45 deformabili) e 5542 elementi, di cui: 26 mono-dimensionali, 1788 piastra e 3864 solidi.

Rispetto al modello numerico fornito dal produttore Humanetics la versione impiegata in questo lavoro di tesi presenta mani e piedi più realistici nella forma esterna, oltre che diverse correzioni al collo per aumentarne la flessibilità.

Con riferimento ad un modello reale di Hybrid III, il carico lombare viene misurato attraverso una cella di carico posta in prossimità del coccige sacrale. Nel modello numerico, invece, il carico lombare è misurato come somma dei carichi agenti sui due giunti sferici (***CONSTRAINED_JOINT_SPHERICAL**) che collegano le ultime due vertebre della rachide lombare (Figura 4.25).

Per misurare l'accelerazione del torace nel modello numerico come nel caso reale, si è fatto uso di un accelerometro posizionato in corrispondenza della seconda costola. Tale accelerometro è definito tramite la card ***ELEMENT_SEATBELT_ACCELEROMETER** e fornisce le tre componenti in un sistema di riferimento solidale all'elemento stesso.

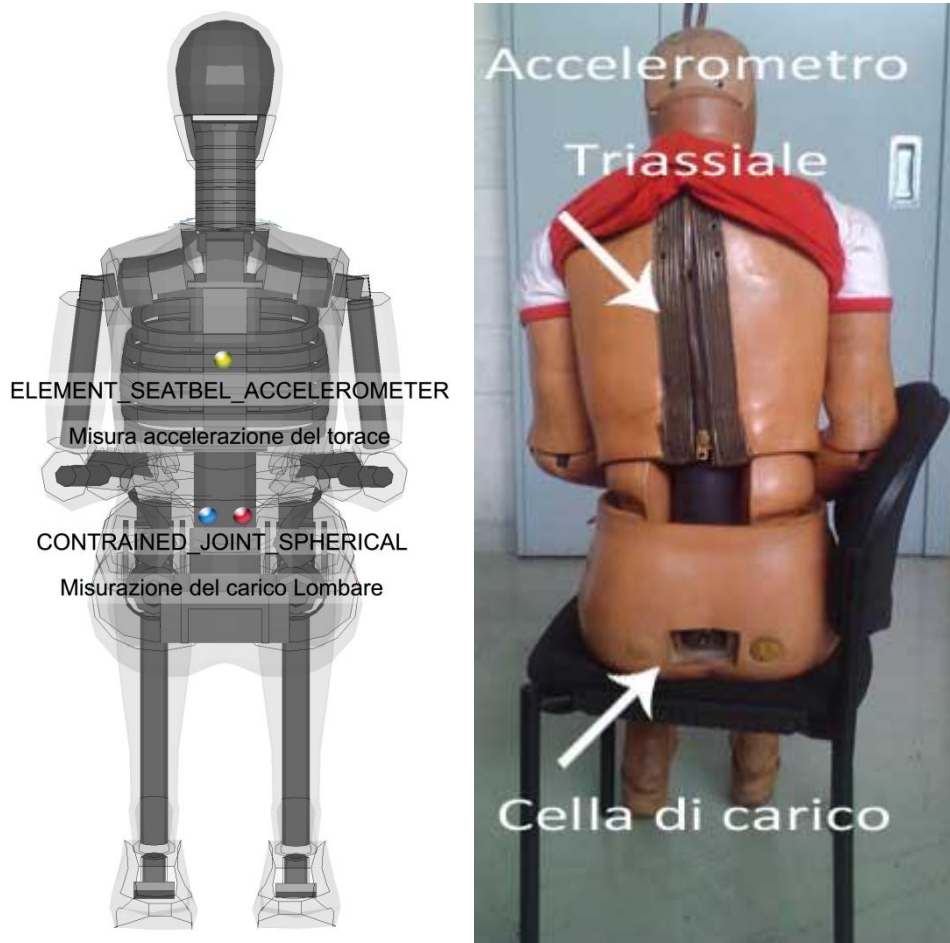


Figura 4.25 - Localizzazione sensori nel modello numerico e nel manichino reale

Il manichino è stato posizionato sul sedile inserendo alla fine del file del modello il codice dedicato alla movimentazione dei Dummy. Tale codice viene letto da LS-PrePost e consente un controllo totale su tutti i giunti definiti.

Al termine della procedura di posizionamento è stato eseguito un controllo di compenetrazione ed eventuali intersezioni sono state corrette.

4.2.5 Cinture

Le cinture inizialmente impiegate nel modello avevano una larghezza di 48 mm e una dimensione degli elementi shell di 12 mm.

Il materiale utilizzato è il ***MAT_SEATBELT** con $E = 13$ GPa per i tiranti e il ***MAT_ELASTIC** con $E = 55$ GPa per la parte in elementi bidimensionali.

La cintura è stata posizionata tramite l'apposito comando **BELTFIT** disponibile nel *PrePost*. Dopo aver specificato il ***SET_SEGM** per i contatti è stato sufficiente scegliere un numero di nodi significativi e dare in sequenza il comando **FIT** e **STRETCH**.

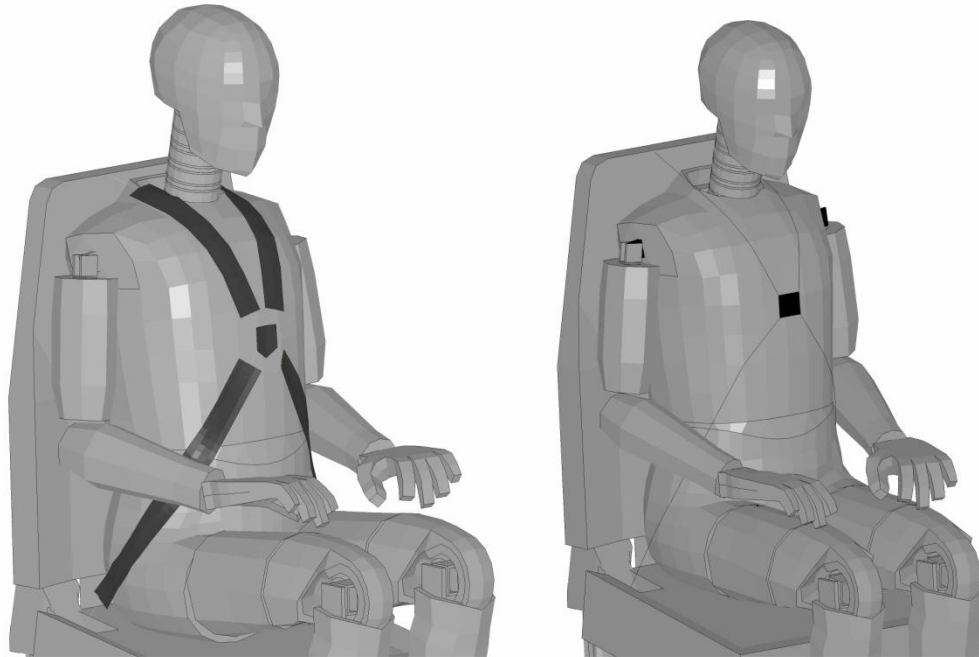


Figura 4.26 - Confronto vecchio (sinistra) e nuovo modello (destra) di cinture

A causa di instabilità numerica durante la fase di assestamento le cinture realistiche costituite da shell elastic sono state sostituite da una versione semplificata realizzata in ***ELEMENT_SEATBELT** (Figura 4.26). Questi elementi forniscono caratteristiche simili alla versione “larga”, ma presentano meno problematiche quando messe in tensione da un retractor. Le cinture generate automaticamente dal Pre-post sono dotate in teoria di un sistema per evitare questa instabilità: i primi e gli ultimi nodi della matrice di shell sono vincolati ad un comportamento rigido tramite la card ***CONSTRAINED_NODAL_RIGID_BODY**. Purtroppo questo vincolo non sembrava limitare la comparsa dei modi a clessidra.

4.2.5.1 Messa in tensione della cintura

Quando si è provato il modello di sedile con schiume ***LOW_DENSITY_FOAM** ci siamo accorti che, successivamente all'assestamento, le cinture non erano più in tensione.

Le significative deformazioni della schiuma portavano il bacino del manichino in posizione ribassata rispetto a quella iniziale, vanificando l'operazione di "stretching" della cintura.

Un comportamento che non trovava rispondenza nella prova sperimentale (dove le cinture erano state allacciate dopo aver posizionato il manichino e strette saldamente) ed era quindi da eliminare.

La soluzione migliore sarebbe stata di esportare in formato keyword la configurazione già assestata del manichino e del sedile, per aggiungere successivamente le cinture. Ogni tentativo in questo senso è fallito in quanto l'*LS-PrePost* non era in grado di esportare la geometria dopo l'analisi di pre-sforzo né di aprire/modificare il file generato automaticamente.

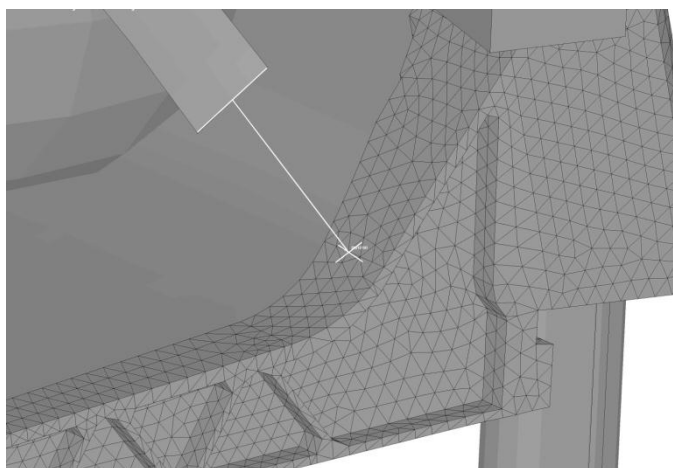


Figura 4.27 - Dettaglio retractor

La soluzione impiegata è stata un compromesso tra facilità di realizzazione e fedeltà alla prova sperimentale.

Grazie all'elemento speciale ***ELEMENT_SEATBELT_RETRACTOR** si è creato un retractor in grado di generare una trazione costante delle cinture in fase di assestamento e di bloccare in modo molto rigido la posizione qualora la forza fosse superata in fase di impatto.

L'elemento retractor viene fondamentalmente definito da due curve (di carico e di scarico) forza/lunghezza-estratta che ne caratterizzano il comportamento in fase libera e in fase bloccata. Il retractor può passare dalla configurazione libera alla configurazione bloccata dopo che sono avvenute le seguenti cose in sequenza:

- 1) si è attivato un ***SEATBELT_SENSOR** associati al retractor;
- 2) è passato un tempo definito dall'utente;
- 3) è stata estratta una lunghezza di cintura definita dall'utente.

La configurazione bloccata è irreversibile ed è caratterizzata dal fatto che il retractor non oppone più una forza costante all'estrazione della cintura, ma anzi fornisce una forza dipendente dal quantitativo di materiale estratto. Definendo una curva di carico con un asintoto verticale è possibile simulare un elemento elastico rigidissimo, di fatto, simile in molti aspetti a un vincolo rigido.

Purtroppo anche in configurazione bloccata il retractor è in grado di inglobare elementi di cintura e, come in configurazione libera, proverà sempre ad applicare una trazione costante sulla cintura per portarla al proprio interno. Questo è stata una delle ragioni che ci ha portato a scegliere le cinture BEAM rispetto a quelle SHELL. Infatti queste ultime, durante l'urto, causavano la terminazione della prova quando il retractor aveva inglobato tutti gli ***ELEMENT_SEATBELT** a disposizione.

4.2.6 Problematiche

4.2.6.1 Sedile

Particolarmente complessa è stata l'implementazione dei cuscini nella prova numerica. La ridotta resistenza del materiale, nonostante correttamente implementata a livello di curva sforzo-deformazione, portava all'insorgere di comportamenti non fisici, quali l'inversione degli elementi con i nodi superiori che oltrepassavano quelli inferiori. Quest'errore veniva riportato da LS-DYNA come errore da "volume negativo".

Per risolvere questo problema sono state tentate diverse strade, tra cui:

- l'aggiunta del contatto interno al solido: ***CONTACT_INTERIOR**
- la modifica della geometria inferiore, aggiungendo materiale e aumentando lo spessore della parte a contatto con la lamina di sostegno (che era la zona problematica).
- l'aumento artificiale della curva sforzo deformazione rilevata sperimentalmente

Nessuna delle soluzioni descritte ha portato a significativi miglioramenti, per cui è stato necessario rivedere completamente il comportamento a compressione del materiale ***LOW_DENSITY_FOAM**, sfruttando la stessa curva caratteristica impiegata per le gomme del manichino.

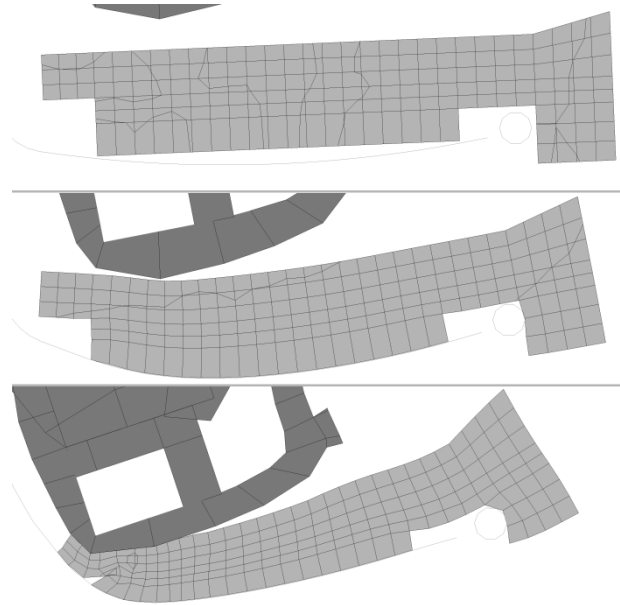


Figura 4.28 - Dettaglio zona critica dei cuscini

Per rappresentare la minore rigidezza della gommapiuma si è introdotto un fattore di scala pari a 0.25.

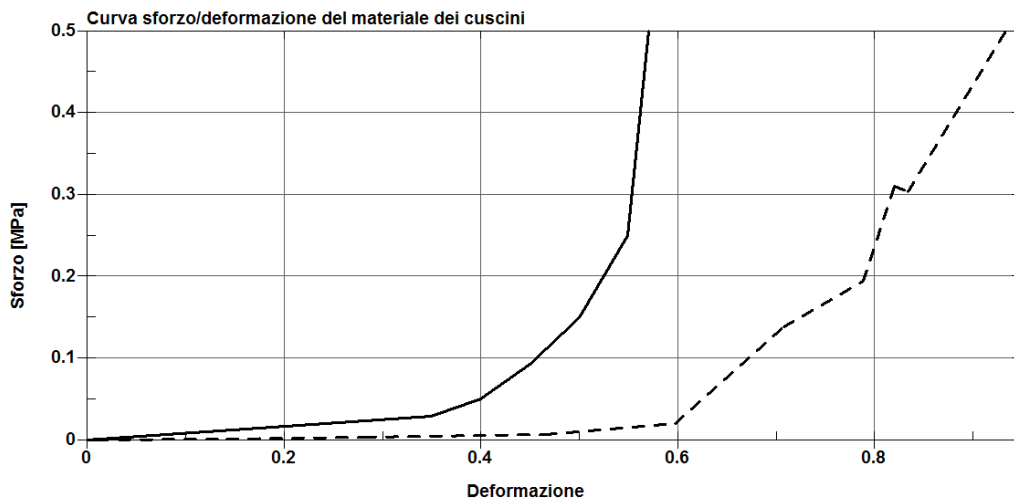


Figura 4.29 - Curve sforzo deformazione del materiale dei cuscini

In Figura 4.29 vengono mostrate le curve usate per la caratterizzazione dei cuscini: in linea tratteggiata quella inizialmente implementata (modificata nell'ultimo tratto per aumentare la resistenza) mentre in linea continua quella finale.

4.2.6.2 Sottopavimento

Per quanto riguarda il sottopavimento due sono stati gli elementi che si discostavano ampiamente dal comportamento assunto durante la prova sperimentale: le guide e la piastra superiore. Per quanto riguarda le guide si è riscontrato un comportamento non fisico successivamente ricondotto, con attente osservazioni, alla modalità con cui queste erano vincolate al sottopavimento. Il vincolo originariamente adottato (***CONSTRAINED_NODES_SET**) creava un corpo rigido capace esclusivamente di traslare. Tale problema è stato risolto tramite l'utilizzo del ***CONSTRAINED_NODAL_RIGID_BODY** che crea in questo caso un corpo rigido libero di traslare e ruotare.

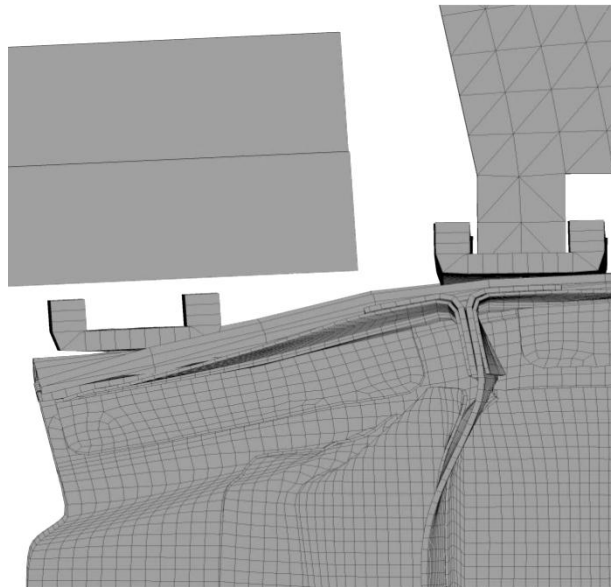


Figura 4.30 - Dettaglio comportamento guide durante la simulazione

Una volta che si è riusciti ad ottenere delle simulazioni stabili ci si è accorti che il comportamento della lamina superiore nonostante fosse rinforzata dal sandwich risultava molto più flessibile/deformabile di quanto constatato nella realtà. Per mancanza di tempo non si è potuto migliorare il comportamento del

pannello in honeycomb e si è optato quindi per un irrigidimento della sola piastra superiore. Successivamente problemi legati ai contatti del sedile, che subiva una rotazione troppo rapida con la piastra irrigidita, hanno costretto ad abbandonare questa soluzione anche considerati i già buoni risultati delle curve di accelerazione agli incroci.

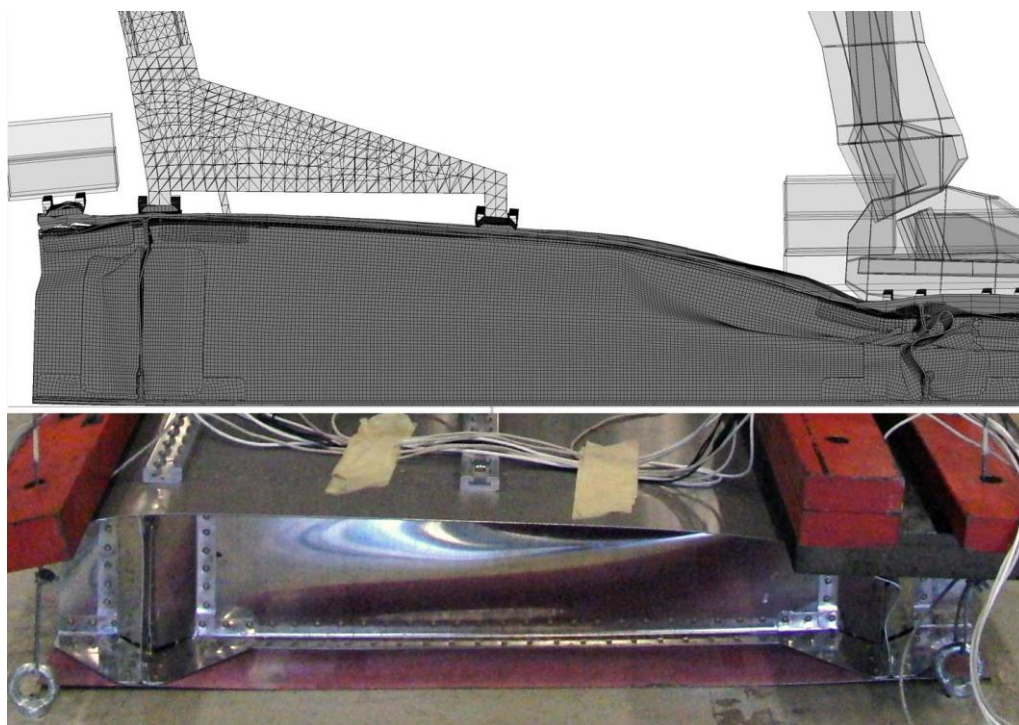


Figura 4.31 - Comportamento piastra superiore

4.2.6.3 Tempi di calcolo

La complessità del modello e il ridottissimo timestep caratteristico delle soluzioni esplicite sono causa di tempi di calcolo estremamente lunghi anche per i processori più moderni.

In particolare l'elevatissimo numero di elementi e i contatti tra quest'ultimi necessari a descrivere dettagliatamente il corretto comportamento del sottopavimento richiedono un tempo di calcolo, a parità di durata del fenomeno, di circa venti volte superiore a quello dell'insieme manichino-sedile.

Per ridurre il tempo richiesto, considerando che la fase iniziale dedicata all'assestamento copre circa il 70% della durata complessiva, e non coinvolge il sottopavimento, si è pensato di introdurre quest'ultimo al termine di questa fase.

LS-DYNA prevede la possibilità di riprendere una simulazione completata con successo introducendo cambiamenti anche importanti nell'analisi. Questo processo prende il nome di ***RESTART** e può essere effettuato in due maniere distinte. La prima è il ***SOFT-RESTART** e permette di modificare solo alcuni parametri quali il tempo di terminazione, i vincoli dei corpi rigidi e poco altro.

Il ***COMPLETE-RESTART** invece è pensato per modifiche più rilevanti e prevede la creazione di un secondo modello numerico, in cui gli sforzi delle parti in comune con la simulazione da continuare vengono inizializzati a partire da un file di ***RESTART** generato al momento della terminazione.

Questa funzionalità è pensata in modo particolare per modelli complessi che richiedono tempi di calcolo estremamente elevati, ma non ha funzionato nel nostro caso, a causa di errori di lettura dei file utilizzati nella procedura.

Una strada alternativa è quella di ridurre il tempo di assestamento tramite l'impiego della ***DYNAMIC_RELAXATION**, una simulazione preliminare che introduce degli smorzamenti artificiali atti a velocizzare la stabilità energetica caratteristica del momento finale di questo tipo di fenomeni. Nonostante l'introduzione dello smorzamento artificiale la fase con rilassamento dinamico richiedeva tempi di calcolo maggiori dell'analisi standard ed è quindi stata scartata. Una possibile causa di questi problemi è la presenza del materiale ***LOW_DENSITY_FOAM**, poco compatibile con questo tipo di funzionalità avanzate.

4.2.6.4 Deformable to rigid

Per risolvere in modo definitivo il problema senza impiegare nessuna delle tecniche precedenti, si è fatto uso di uno speciale comando (***DEFORMABLE_TO_RIGID_AUTOMATIC**) capace di convertire, a simulazione avviata e a istanti di tempo prefissati, parti deformabili in rigide e viceversa.

Il modo in cui LS-DYNA (così come tutti gli altri codici di calcolo ad elementi finiti) gestisce i corpi rigidi è molto differente da quello con cui gestisce gli elementi deformabili. Per questa ragione la maggior parte dei vincoli definiti è specializzato per collegare corpi rigidi con corpi rigidi (es. ***CONSTRAINED_RIGID_BODIES**), corpi deformabili con corpi deformabili (***CONSTRAINED_NODAL_RIGID_BODY** o ***CONSTRAINED_SPOTWELD**) o corpi rigidi con corpi deformabili (***CONSTRAINED_EXTRA_NODES**).

La trasformazione di una parte deformabile in una parte rigida provoca la disattivazione dei vincoli relativi. Per ovviare a questo il comando fornisce la possibilità di rendere la parte trasformata "slave" di un corpo rigido preesistente "master", unendone di fatto le caratteristiche inerziali, e impedendo il moto relativo. E' inoltre possibile nello stesso modo collegare un corpo già rigido a un altro, ma questa procedura, essendo irreversibile, non è consigliata.

La simulazione è quindi divisa in due fasi, una di assestamento della durata di 0.175 s e una di crash della durata di 0.75 s. Nella prima di queste tutte le componenti del sottopavimento, fatta esclusione della piastra superiore, si comportano come un unico corpo rigido di proprietà inerziali equivalenti, nella seconda fase invece tutte le componenti in questione vengono separate, diventano deformabili e i vincoli precedentemente inattivi tornano a svolgere il proprio compito.

Una volta semplificato in un unico corpo rigido, il costo computazionale del sottopavimento diviene trascurabile e il tempo di calcolo della simulazione può essere ridotto a circa un sesto di quello originale.

4.2.7 Risultati

Presentiamo ora due sequenze di immagini (Figura 4.32 e Figura 4.33) che illustrano la formazione dei meccanismi di cedimento nel sottopavimento rilevati nella prova numerica. Abbiamo ritenuto queste immagini molto rilevanti per comprendere lo stato di sforzo nel sottopavimento.

Se si confrontano i primi istanti del cedimento è evidente un diverso comportamento della paratia frontale rispetto al longherone destro. Sulla prima agisce un carico verticale con distribuzione sostanzialmente uniforme mentre sul secondo i carichi sono concentrati sugli incroci e sono di entità molto differente.

Questo spiega la comparsa delle bolle (onde oblique) negli istanti successivi all'impatto: in questa zona il longherone si comporta secondo la teoria dell'instabilità dei pannelli sollecitati a taglio. Una volta che lo schiacciamento dell'incrocio frontale diventa preponderante il collasso è inevitabile e si formano 3 cerniere plastiche "a stella" che collegano la piega frontale con l'incrocio posteriore quasi indeformato.

La paratia presenta invece un meccanismo di collasso classico, con la formazione di una piega centrale che si inflette verso l'alto solo in prossimità degli incroci dove l'energia richiesta alla formazione della piega orizzontale è troppo elevata per l'aggiunta rigidità data dalle pareti oblique.

Molto interessante la perfetta simmetria nel collasso degli incroci frontali, che giustificherebbe in successive analisi l'impiego di una sola metà del modello, riducendo notevolmente i tempi di calcolo.

Per l'analisi dei grafici si rimanda al paragrafo successivo, sede dei confronti e della correlazione numerico-sperimentale delle prove.

Dai grafici relativi alle energie in gioco è possibile verificare che l'energia di hourglass è contenuta e paragonabile a quella dissipata per effetto degli attriti.

Come ipotizzato la simulazione si arresta in una fase di sostanziale stazionarietà energetica.

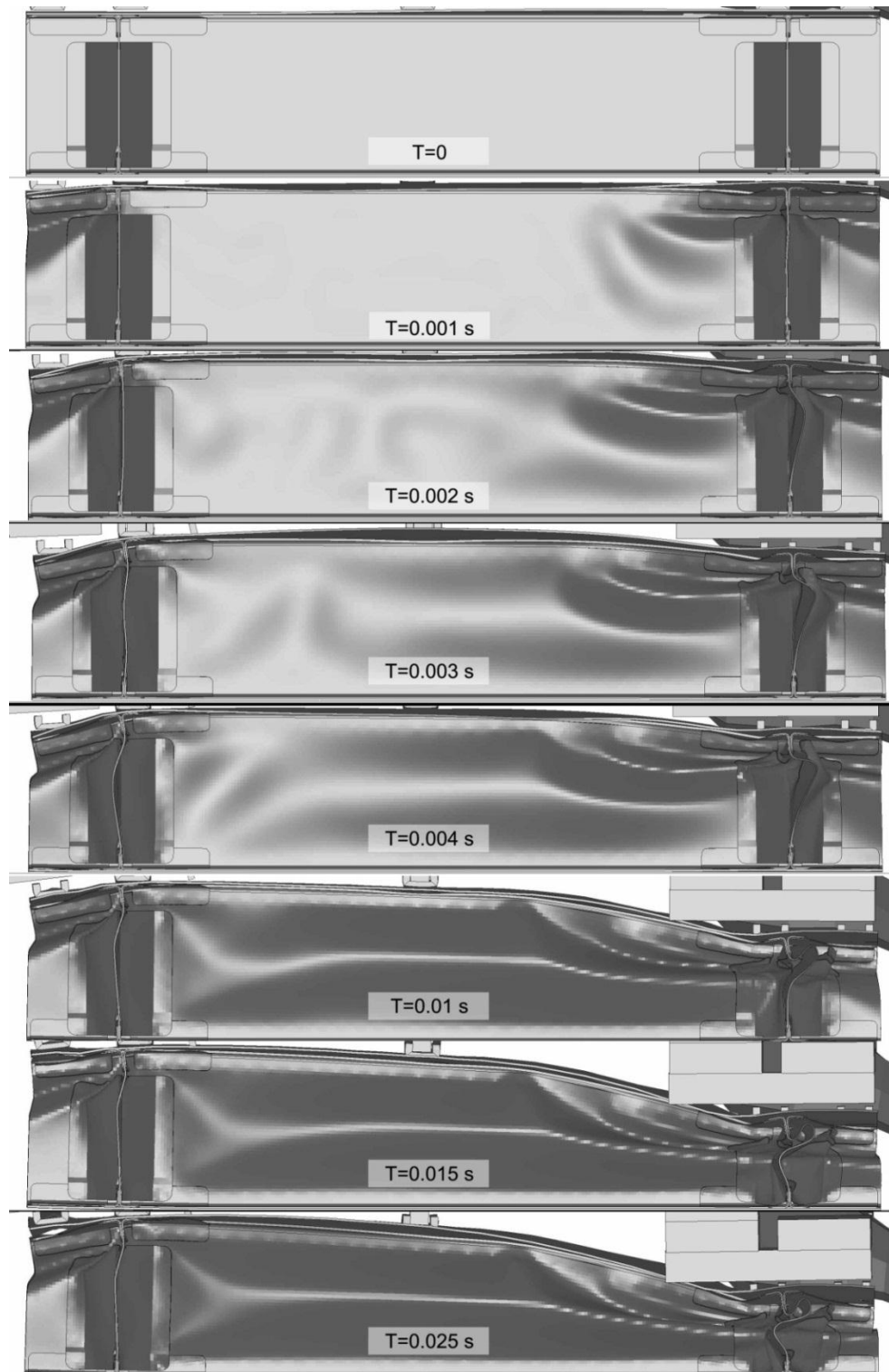


Figura 4.32 - Sequenza simulazione numerica: vista laterale



Figura 4.33 - Sequenza simulazione numerica: vista frontale

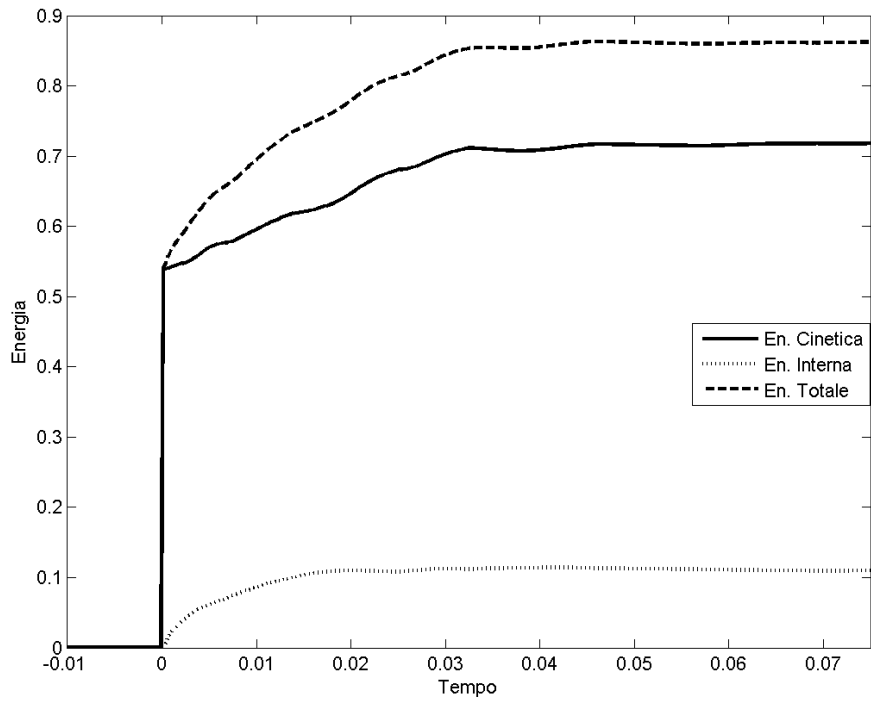


Figura 4.34 - Energia cinetica ed interna nella prova numerica completa

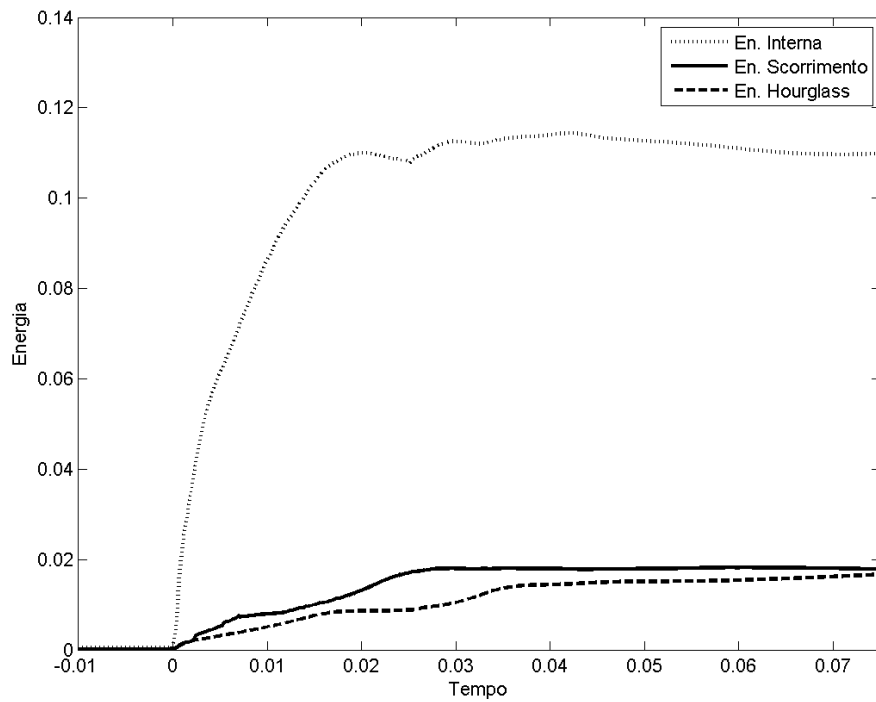


Figura 4.35 - Energia di hourglass e di scorrimento nella prova completa

4.3 Correlazione configurazione d'uso

Vengono di seguito confrontati i risultati ottenuti nella prova sperimentale con quelli ricavati nella simulazione numerica. In particolare si presentano i grafici di accelerazione sui quattro elementi di intersezione del sottopavimento, il carico lombare e l'accelerazione del torace. Essendo saturati gli accelerometri della parte mobile e fissa del sedile durante la prova sperimentale, non si è ritenuto opportuno presentare le correlazioni di queste parti.

Al termine della discussione verranno mostrati i risultati in termini di deformata in alcuni punti caratteristici, in particolare la zona degli incroci.

Non vengono riportati dati di confronto energetico in quanto sulla prova sperimentale non abbiamo a disposizione misure che ci permettano di ottenere una stima precisa di energia assorbita e inoltre consideriamo sufficientemente rappresentativi del fenomeno i dati riportati delle accelerazioni.

4.3.1 Misure sul sottopavimento: accelerazione sugli elementi di intersezione

Possiamo notare dai grafici di Figura 4.36 come le accelerazioni sugli incroci presentino un'ottima correlazione per quanto riguarda i due elementi posteriori. L'accelerazione media di picco stimata dal modello numerico è di 183.5 [g] contro i 173.5 [g] misurati nella prova sperimentale, con una sovrastima inferiore al 6%.

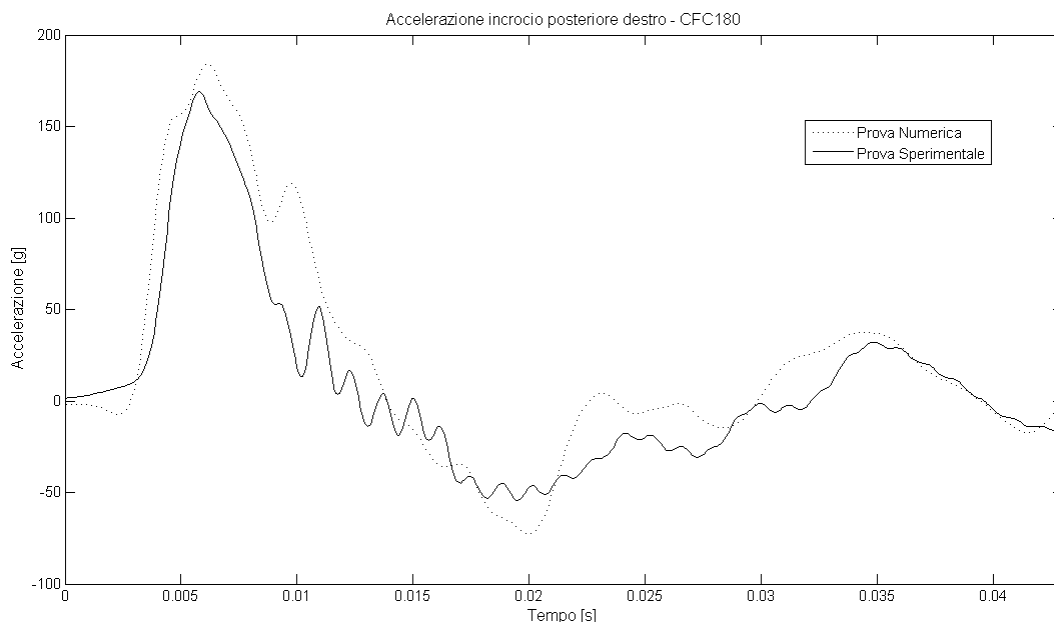


Figura 4.36 - Confronto accelerazione incrocio posteriore destro

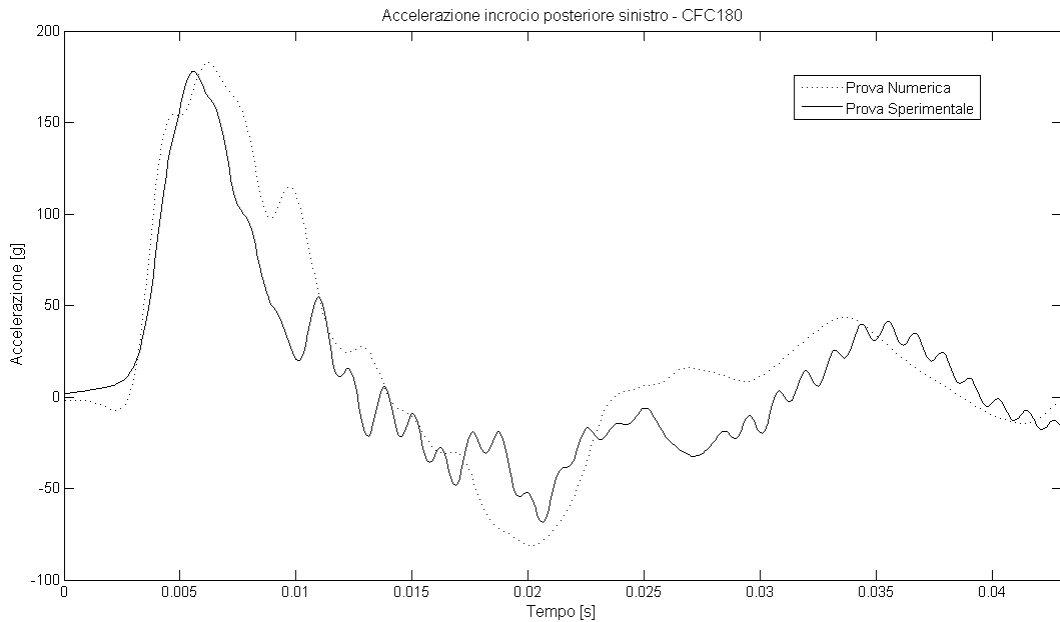


Figura 4.37 - Confronto accelerazione incrocio posteriore sinistro

Nonostante l'ottima correlazione delle accelerazioni, a livello di deformate si notano alcune differenze imputabili ad una maggiore trasmissione di carico da parte del sedile nella prova numerica. In questo caso le forze arrivano ad attivare i primi meccanismi di cedimento dell'incrocio che non sono invece riscontrabili nella prova sperimentale. La deformazione del longherone sembra invece essere stata riprodotta correttamente. La formazione della piega avviene esattamente nella stessa posizione di quella sperimentale. Il cedimento delle rivettature sotto le masse avviene solo successivamente al rimbalzo delle stesse e non è stato considerato un problema rilevante.



Figura 4.38 - Confronto deformata incrocio posteriore destro

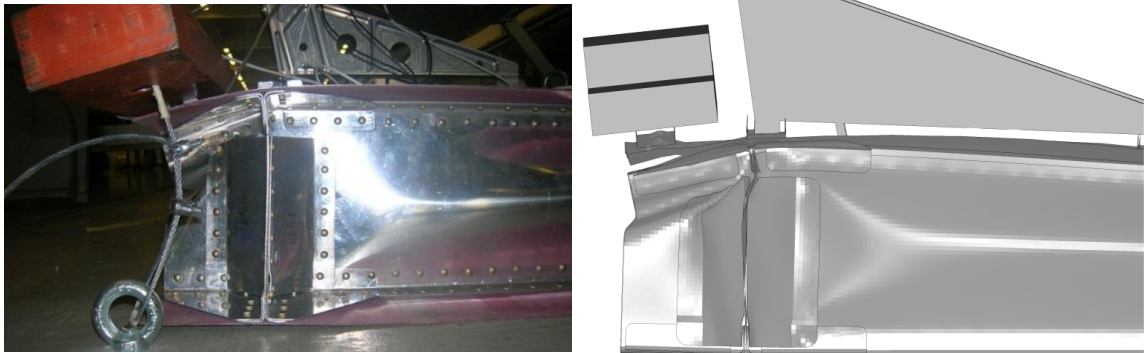


Figura 4.39 - Confronto deformato incrocio posteriore destro

Gli incroci anteriori meritano invece un discorso più approfondito: mentre nella prova numerica il comportamento dei due elementi è risultato simmetrico, nella prova sperimentale si sono presentati due modi di cedimento leggermente differenti (Figura 4.43), che hanno portato al diverso andamento prodotto dai grafici di Figura 4.40. Come precedentemente esposto nell'analisi della prova sperimentale, il dato di accelerazione dell'incrocio anteriore sinistro presenta uno strano comportamento che riteniamo essere imputabile a problemi di acquisizione dati. Trascurando questo fatto, il livello di energia assorbito nei casi numerico e sperimentale sembra comunque essere lo stesso.

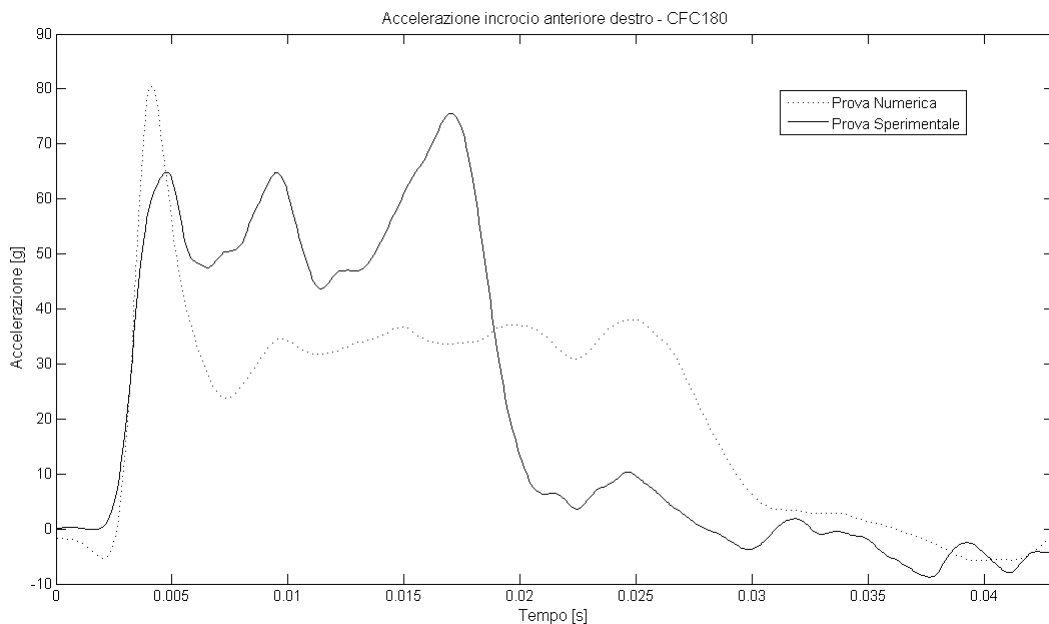


Figura 4.40 - Confronto accelerazione incrocio anteriore destro

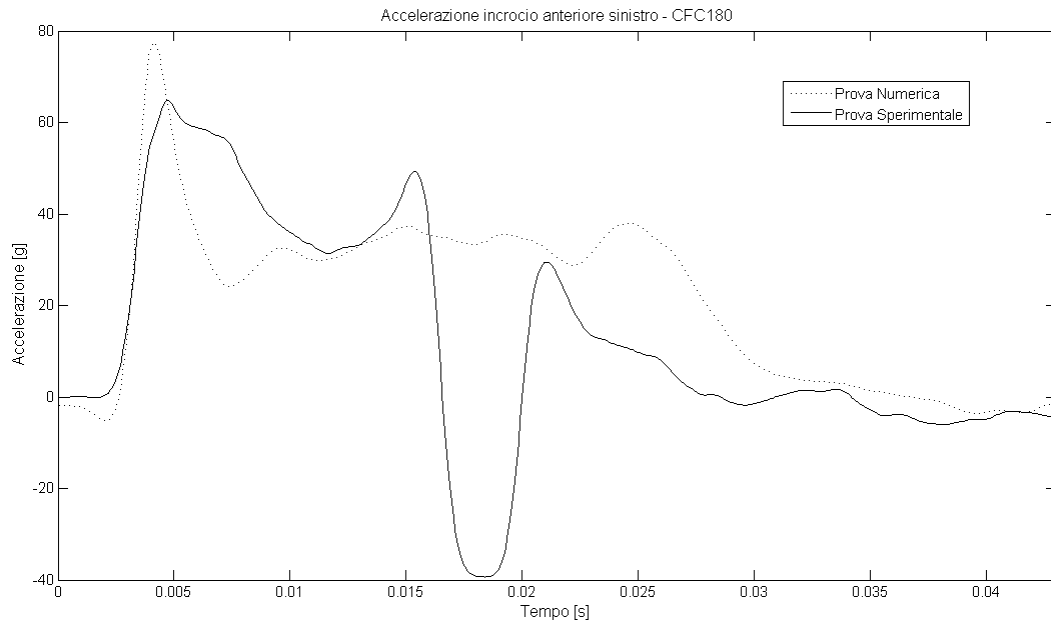


Figura 4.41 - Confronto accelerazione incrocio anteriore sinistro

In questo caso l'accelerazione media di picco del modello numerico è di 79 [g] contro i 70 [g] misurati nella prova sperimentale, con una sovrastima del 13%.

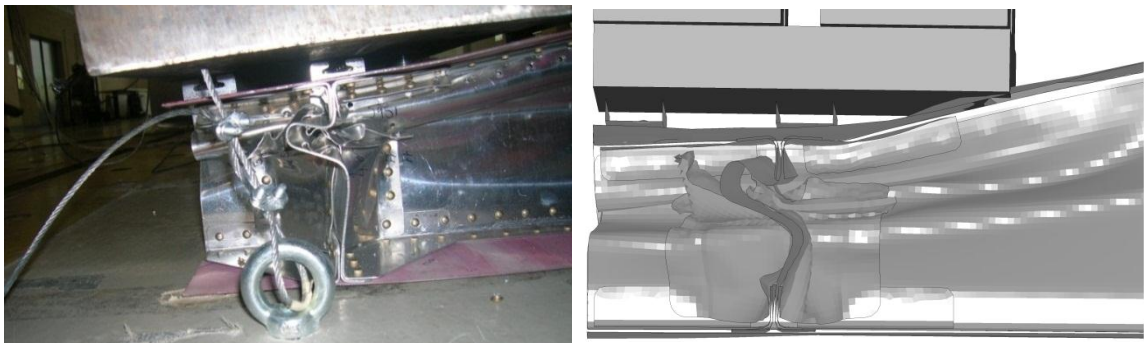


Figura 4.42 - Confronto deformatata incrocio anteriore destro

Da sottolineare in questo caso come lo spostamento finale numerico sia risultato maggiore di quello sperimentale. Le pieghe del longherone risultano conformi con quanto successo sperimentalmente, mentre sull'incrocio si può osservare un diverso tipo di cedimento delle pareti oblique.

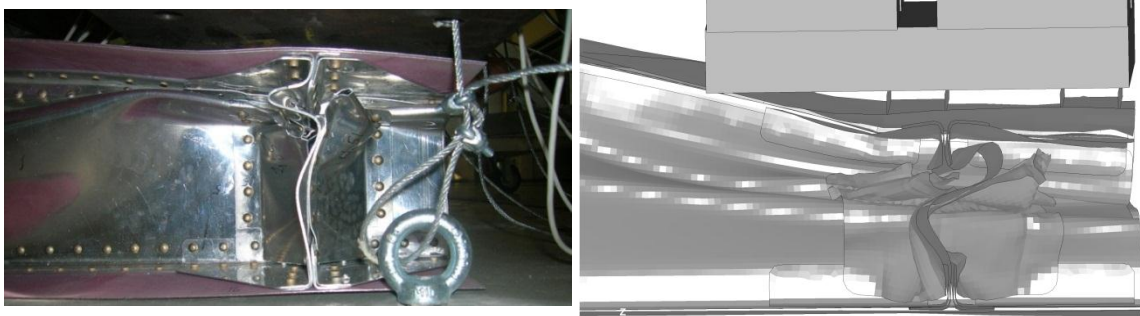


Figura 4.43 - Confronto deformata incrocio anteriore sinistro

A seguito di questo maggiore spostamento anche la piastra superiore risulta più deformata e le paratie presentano pieghe più sviluppate. Nella parte superiore della parete obliqua i rivetti hanno ceduto in entrambe le prove mentre nella zona centrale solo quelli della prova sperimentale non hanno tenuto.

4.3.2 Misure sul manichino: carico lombare e accelerazione del torace

Dai grafici riportati in Figura 4.44 e Figura 4.45 notiamo che nonostante la stima di massima dei picchi di forza e accelerazione sia estremamente buona, l'istante di tempo a cui questi si manifestano nella prova numerica risulta decisamente anticipato.

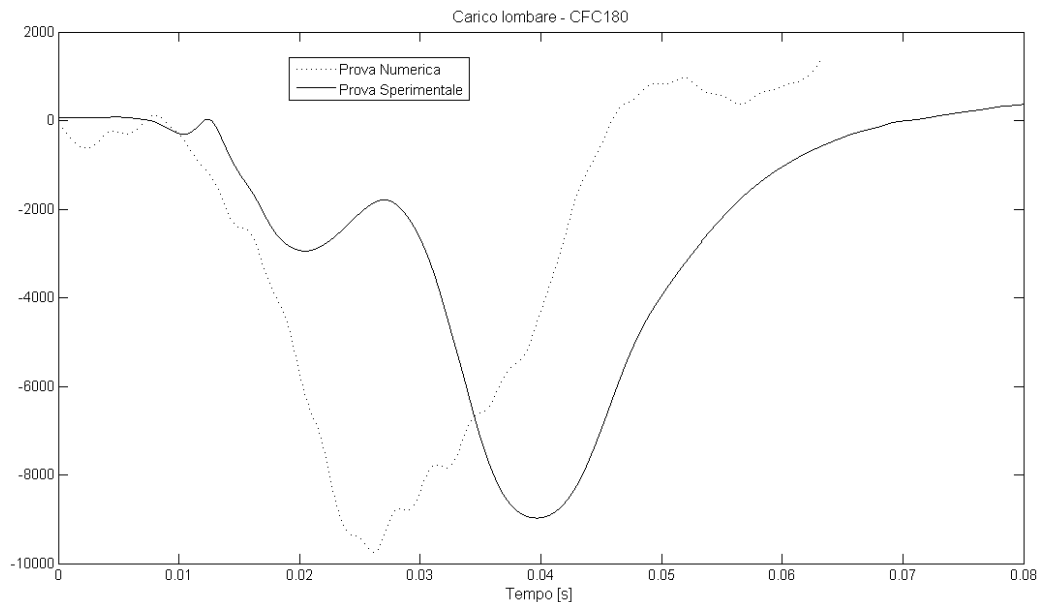


Figura 4.44 - Confronto carico lombare

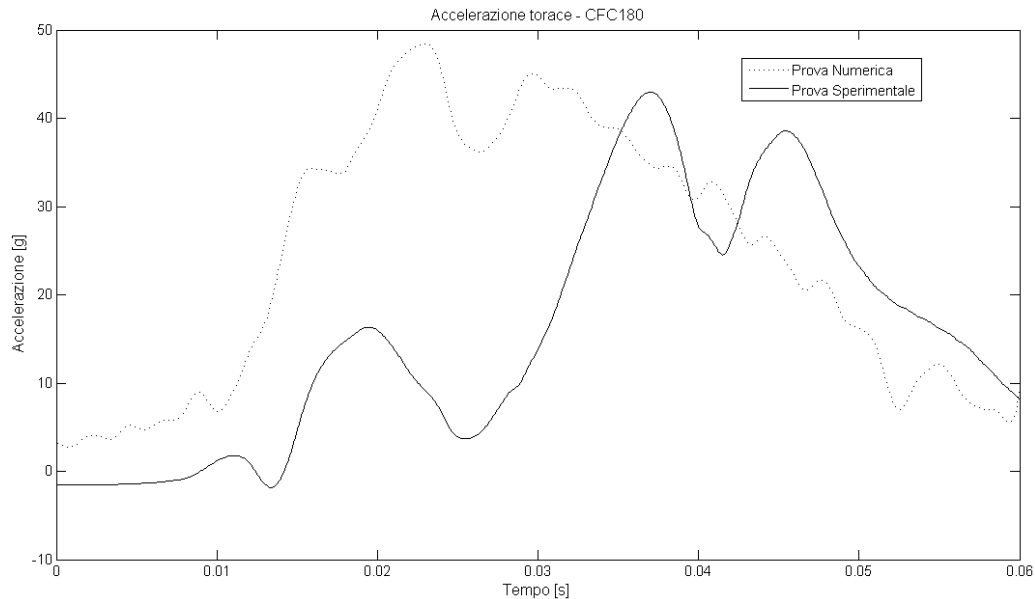


Figura 4.45 - Confronto accelerazione del torace

In particolare se nella prova sperimentale sono stati misurati una forza di compressione massima di 8973 [N] e un'accelerazione massima al torace di 42.87 [g], nella prova numerica i valori di picco sono di 9743 [N] e 48.41 [g], con un errore relativo rispettivamente del 8.6% e 12.9%.

Questo è dovuto al fatto che durante la simulazione l'assorbitore non arriva a fondo corsa (Figura 4.46), con il sedile che si "impunta" circa 4 cm prima di raggiungerlo. Si è notato che il sedile anche in prove simili, presentava un comportamento molto differente: in alcune ha correttamente simulato quanto successo sperimentalmente arrestandosi completamente solo una volta raggiunto il fondo corsa, mentre in altre la forza esercitata dal manichino non era sufficiente a superare il primo "impuntamento". Il comportamento dopo il blocco è comunque simile: il manichino continua a schiacciare sul sedile, e quindi sul sottopavimento, in quanto l'assorbitore non è stato in grado di smaltire l'energia in gioco.

Non sono stati prodotti grafici specifici per le energie assorbite dagli incroci a causa delle rotazioni delle masse e dalla difficile valutazione della massa decelerante. Da questo punto di vista possono essere interessanti i relativi grafici in Figura 4.34 e Figura 4.35 relativi ai risultati della prova numerica.

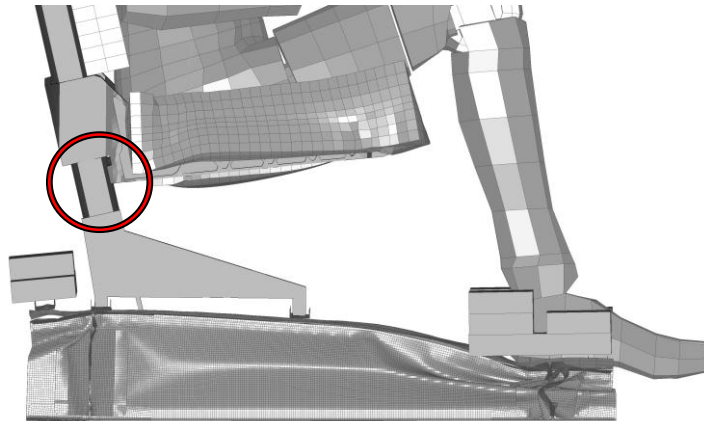


Figura 4.46 - Nella prova numerica il fondo corsa del sedile non viene raggiunto

5 Conclusioni

Nonostante la novità del lavoro, grazie ad un innovativo setup sperimentale e una validazione multi-scala del modello numerico, sono state ottenute molte informazioni interessanti sul comportamento a crash del sottopavimento mentre in parallelo è stato realizzato un robusto modello FEM, utile per certificazioni e/o ottimizzazione.

La realizzazione delle prove sperimentali è proceduta per gradi, alle prove verticali di caratterizzazione dinamica è seguita la prova orizzontale di impatto con muro rigido e infine l'innovativa prova di caduta indoor con ATD e sedile. Degno di interesse è il ridotto costo necessario alla realizzazione e la ripetibilità della prova se confrontata con le complesse procedure necessarie allo sviluppo di prove di crash full-scale.

La buona riuscita delle prove è il risultato dell'elevata competenza del personale del laboratorio di sicurezza dei trasporti LAST e della grande disponibilità di AgustaWestland, che ha fornito gran parte del materiale necessario e la documentazione utile per lo sviluppo dei modelli numerici.

La validazione dell'incrocio singolo, che ricordiamo essere un elemento complesso e di grande importanza nella sicurezza passiva dell'intero sottopavimento, ha fornito i requisiti fondamentali richiesti a un modello impiegabile per analisi di certificazione e ottimizzazione di dettaglio:

- La dimensione degli elementi deve essere tale da garantire la corretta descrizione geometrica del modello deformato: il meccanismo di cedimento presentato e quindi l'assorbimento di energia istantaneo è fortemente dipendente dalla dimensione della mesh e varia in modo non lineare nel caso di analisi da impatto. L'assorbimento di energia totale è risultato invece meno sensibile e ha fornito risultati soddisfacenti anche con mesh rade.
- Per strutture rivettate la caratterizzazione delle chiodature è molto importante e andrebbe realizzata tramite vincoli cedevoli, quali gli elementi spotweld di LS-DYNA. L'approccio classico di ridurre lamine affiancate a shell con spessore equivalente non è necessariamente errato, ma non consente ottimizzazioni di dettaglio né l'individuazione di problemi relativi alle chiodature.
- Il modello di materiale che meglio rappresenta il cedimento di una struttura in lega leggera descritta in questo modo è la legge costitutiva semiempirica di Johnson-Cook. Le sue caratteristiche di cedimento da

danneggiamento progressivo e la sensibilità alla velocità di deformazione la rendono particolarmente indicata per l'impiego nell'ambito della sicurezza passiva.

La qualità della correlazione ottenuta è comunque funzione della complessità del fenomeno analizzato e della disponibilità di informazioni sulla configurazione provata.

Si è ottenuto un modello estremamente valido per l'incrocio singolo, con una correlazione energetica del 99.7% e una correlazione della forza di attivazione dell' 89.5%.

L'analisi della cella quadrangolare di sottopavimento è stata difficoltosa a causa delle basse frequenze di filtraggio dovute a oscillazioni del setup sperimentale. Questo ha reso impossibile quantificare il livello di correlazione raggiunto.

Il modello della prova completa, con manichino antropomorfo e sedile elicoteristico, si è rivelato molto esigente in termini di costo computazionale a causa della decisione di non sfruttare la simmetria del problema, che non era emersa dalla prova sperimentale. Per compensare l'elevato numero di elementi del sottopavimento si è trasformato quest'ultimo in un unico corpo rigido durante la fase di assestamento, per poi renderlo nuovamente deformabile a *run-time* per la fase di impatto al suolo.

I risultati di tale prova sono conformi a quelli rilevati sperimentalmente, con una sovrastima del picco di accelerazione al torace del 12.9% e del 8.6% della forza di compressione lombare. Le accelerazioni rilevate sulle zavorre mostrano correlazioni migliori e ciò sta probabilmente ad indicare che una validazione separata del modello di assorbitore del sedile potrebbe portare a risultati migliori anche per i parametri di sicurezza dell'occupante.

Il modello ad elementi finiti e le procedure impiegate per realizzarlo possono avere impieghi molteplici che vanno dalla preparazione di prove di certificazione all'ottimizzazione di dettaglio sia per i componenti singoli come incroci che per l'intero sottopavimento.

Questi strumenti consentono un'analisi affidabile per valutare, ad esempio, gli effetti di alleggerimenti nei longheroni e nelle paratie o la posizione corretta per l'aggiunta di trigger atti a diminuire le forze richieste all'attivazione del cedimento.

Tramite l'introduzione di una perturbazione nella posizione dei nodi si può stimare la sensibilità del modello alle incertezze introdotte in fase di produzione dei componenti.

In conclusione questa tipologia di prova, sia per costi che per informazioni fornite, si pone come un utile via di mezzo tra le prove di certificazione del sedile/sottopavimento e le costose prove full-scale.

Per quanto riguarda gli autori, questa tesi è stata l'occasione per mettere in pratica le competenze ottenute nel corso di specializzazione, sviluppando nuove competenze sulla sperimentazione di laboratorio, sull'analisi e correlazione di modelli numerici complessi ed in particolare maturando la capacità di lavoro con il codice FEM esplicito LS-DYNA, nell'impiego di materiali avanzati, elementi discreti cedevoli, modellazione di dettaglio e di insieme.

5.1 Sviluppi futuri

Questa prova potrebbe essere sfruttata per progettare sottopavimento e sedile per un collasso sinergico anziché individuale. La prova sperimentale svolta ha sostanzialmente confermato che in presenza di un progetto corretto del sottopavimento lo schiacciamento del sedile e quello del sottopavimento possono essere considerati come eventi distinti che non si influenzano vicendevolmente.

Attualmente non esistono procedure e indici standard di correlazione tali da garantire la robustezza dei modelli sviluppati. Un modello può fornire risultati ottimi in uno scenario e contemporaneamente essere assolutamente inadeguato nel caso di piccole variazioni del fenomeno, specialmente nel caso di analisi a crash sarebbe fondamentale disporre di un metodo di validazione standardizzato che permetta di giustificare l'investimento di tempo in modelli dotati di una più ampia applicabilità. Sarebbe interessante in questo frangente verificare le prestazioni del modello in caso di impatti obliqui o su superfici non rigide quali terra o acqua.

L'assenza di prove specifiche di validazione del modello impiegato per i rivetti tramite *spotweld* ha reso necessario l'irrigidimento artificiale della file di giunzioni tra paratie e correnti di rinforzo. La rimozione di questo artificio consentirebbe di aumentare l'affidabilità e la robustezza del modello. Un discorso simile vale per l'assorbitore del sedile, per il quale ci siamo accontentati di rispettare dimensioni geometriche mentre abbiamo dovuto utilizzare coefficienti di attrito non validati. Questo elemento è determinante per la quantificazione delle accelerazioni subite dall'occupante e merita un'analisi dedicata.

Una volta superate queste mancanze diventa realistico pensare ad una estensione del modello dalla singola sezione quadrangolare al sottopavimento completo ed eventualmente ad un intero frame elicotteristico. In questo caso la densità di elementi potrebbe essere variabile in funzione della partecipazione all'assorbimento di energia per ridurre il costo computazionale.

6 Bibliografia

- [1] A.Airoidi, P.Astori, F.Grassi L.Lanzi, "Optimisation of energy absorbing subsystem," *25TH International congress of the aeronautical sciences*, 2006.
- [2] E. Lee P.Hajela, "Topological optimization of rotorcraft subfloor structures for crashworthiness considerations," *Computers & Structures Vol. 64, N°14*, pp. 65-76, 1997.
- [3] C.Bisagni, "Optimization of an helicopter subfloor under crash conditions," *Proceedings of the International Crashworthiness Conference - ICRASH 2008*, pp. 1-16, 2008.
- [4] C.Bisagni, "Crashworthiness of helicopter subfloor structures," *International Journal of Impact Engineering*, 2002.
- [5] Edwin L. Fasanella, and Richard L. Boitnott Karen E. Jackson, "Full-Scale Crash Test and Finite Element Simulation of a Composite Prototype Helicopter," *NASA/TP-2003-212641*, p. 18, 2003.
- [6] V.Giavotto, "The Significance of Crashworthiness," *Proceedings of the CEAS FORUM on "Crash Questions"*, Capua, Italy, pp. 1-11, 2000.
- [7] M.Anghileri, "Dispensa del corso di Sicurezza Passiva," 2007.
- [8] Government Statistical Service, "Transport Statistics Great Britain 1998 Edition, The stationary Office," 1998.
- [9] B. L. Carnell, *Crash survivability of the UH-60A helicopter, Operational helicopter aviation medicine.*, 1978.
- [10] Department of Defense., *Light fixed and rotary-wing crashworthiness.*, 1984.
- [11] D. F. Shanahan, *Black Hawk crew seats: a comparison of two designs.*, 1991.
- [12] National Transportation Safety Board. Accident Database & Synopses. [Online]. <http://www.nts.gov/ntsb>

-
- [13] J.F.M.Wiggenraad M.A.McCarthy, "Numerical investigation of a crash test of a composite helicopter subfloor structure," *Composite Structures* 51, pp. 345-359, 2001.
- [14] C.Mirandola,L.M.L.Castelletti L.Lanzi, "Crashworthiness shape optimization of helicopter subfloor intersection elements," *24th International Congress of the Aeronautical Sciences*, pp. 1-10, 2004.
- [15] E.Mahdi, A.S.Mokhtar, D.L.Magid, F.R.Ahmadun, PrithviRaj Arora S.T.Taher, "A new composite energy absorbing system for aircraft and helicopter," *Composite Structures* 75, pp. 14–23, 2006.
- [16] Karen E. Jackson Edwin L. Fasanella, "Impact Testing and Simulation of a Crashworthy Composite Fuselage Section with Energy-Absorbing Seats and Dummies," *NASA/TM-2002-211731*, pp. 1-17, 2002.
- [17] C.Bisagni, "Retrofit design of a crashworthy subfloor for a commuter aircraft," pp. 1-13, 2003.
- [18] C.Bisagni,S.Ricci L.Lanzi, "Crashworthiness optimization of helicopter subfloor based on decomposition and global approximation," *Industrial Applications*, pp. 401-410, 2004.
- [19] S.Alguadich, "Full scale crash test for cabin safety research," *Italian aerospace research center - (CIRA)* , pp. 1-13, 2004.
- [20] R.Vignjevic,J.Campbell K.Hughes, "Experimental observations of an 8 m/s drop test of a metallic helicopter underfloor structure on to a hard surface: part 1," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part G: Journal of Aerospace Engineering - Vol 221, N°5*, pp. 661-678, 2007.
- [21] USA AVSCOM TR 89-D-22A, "Aircraft Crash Survival Design Guide, Vol2: "Aircraft Design Crash Impact conditions And Human Tolerance", 1989.
- [22] D.F.Shanahan, "Basic principles of helicopter Crashworthiness," *United States Army Aeromedical Research Laboratory Report*, pp. 1-28, 1993.
- [23] A.A.Bezreh, "Helicopter versus fixed wing crash injuries," *Aerospace medicine*, pp. 11-14, 1963.

- [24] Federal Aviation Administration Department of Transportation, "Airworthiness standards; crash resistant fuel systems in normal and transport category rotorcraft," *Washington DC: Federal Aviation Administration, NPRM-41000, Notice No. 90-24, Octobe*, 1990.
- [25] J.E.Hicks J.L.Haley, "Crashworthiness versus cost: A study of Army rotary-wing aircraft accidents in the period Jan 70 through Dee 71," *University Press of Virginia.*, 1975.
- [26] Inc Altair Engineering, *Altair HyperMesh 6.0 - Basic Tutorials.*, 2003.
- [27] John O. Hallquist, *LS-Dyna Keyword's user manual Version 971 Release 4 (Beta).*: Livermore Software Tecnology Corporation, Livermore, California, 2009.
- [28] L.-M. L. Castelletti, A. Milanese, G. Moretti M. Anghileri, "Sviluppo di una macchina per prove di trazione veloce," *La metallurgia italiana*, pp. 57-66, 2009.
- [29] Knovel. Military Handbook - MIL-HDBK-5H: Metallic Materials and Elements for Aerospace Vehicle Structures. [Online]. <http://www.knovel.com>
- [30] P.S.Symonds G.R.Cowper, *Strain Hardening and Strain Rate Effect in the Impact Loading Of Cantilever Beams.*: Brown University, Applied Mathematics Report, 1958, p. 28.
- [31] G Sala, *A Numerical and experimental approach to optimize sheet stamping technologies: Part II -- aluminium alloys rubber-forming*., 2001, pp. 299-315.
- [32] W.H.Cook G.R.Johnson, "A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates, and high temperatures," *7th International Symposium on Ballistics*, pp. 541-547, 1983.
- [33] O.O.Research, "Experimental investigation of material models for Ti-6Al-4V Titanium and 2024-T3 Aluminum," *U.S. Department of Transportation* , 17, 2000.
- [34] John O. Hallquist, "LS-DYNA Theoretical Manual," 2006.

- [35] M.Langseth, O.S.Hopperstand A.G.Hassen, "Static and dynamic crushing of circular aluminium extrusions with aluminium foam filler," *Int. J. Of Impact Engineering* 24 , pp. 475-507, 2000.
- [36] "Description of Crash Analysis Criteria," *Workgroup for Processing Measured Data in Vehicle Safety*, pp. 63-66.
- [37] E.Fracasso, *Tesi "Sviluppo di un modello numerico di manichino antropomorfo Hybrid III per lo studio di incidenti che coinvolgono l'uomo"*, 2004.

7 Appendice A

7.1 Prova 3 - Modello con curva del materiale modificata

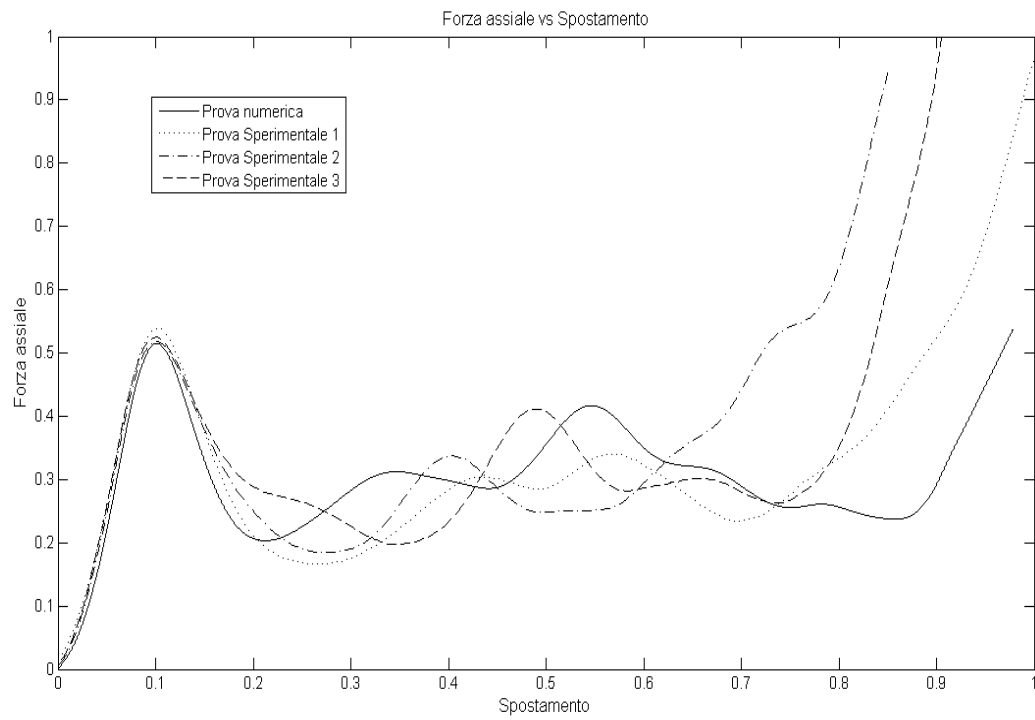


Figura 7.1 - Comportamento con modello di materiale modificato

7.2 Prova 4 - Modello con variazione coefficienti d'attrito

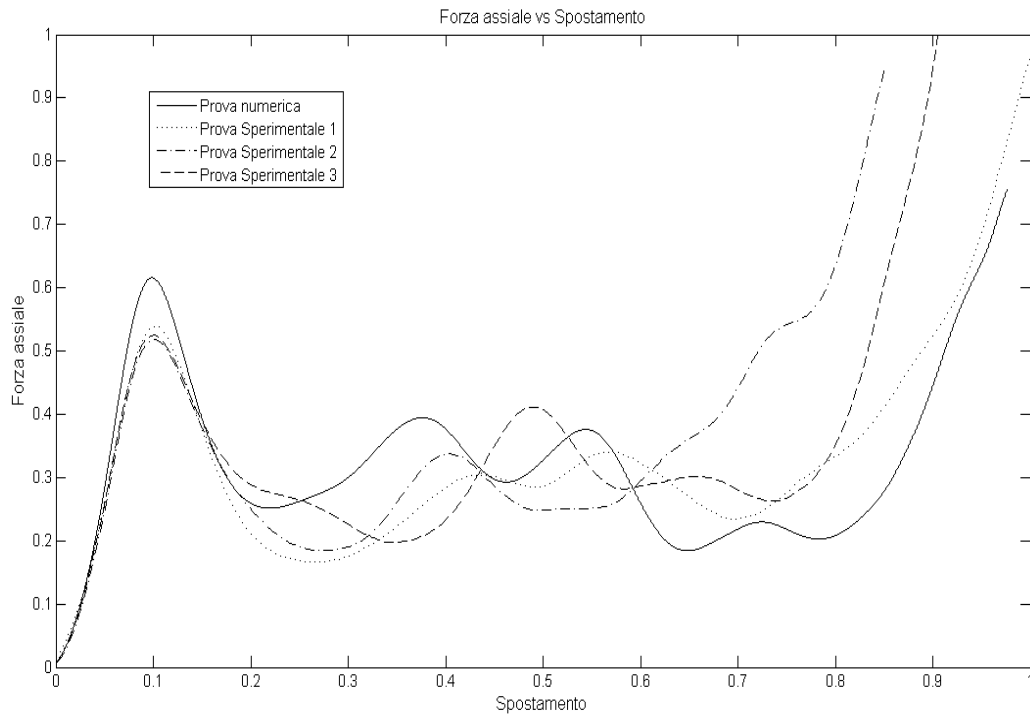


Figura 7.2 - Comportamento con variazione coefficienti d'attrito

7.3 Prova 5 - Modello con massa battente inclinata

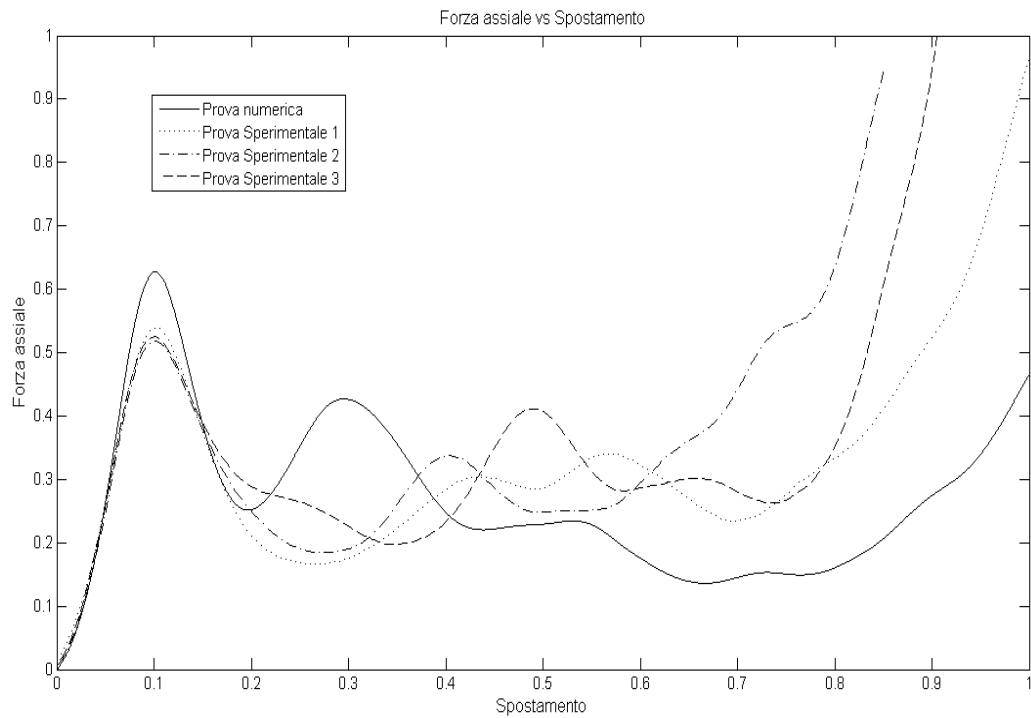


Figura 7.3 - Comportamento con massa battente inclinata

7.4 Prova 8 - Modello con modifica caratteristiche ribattini

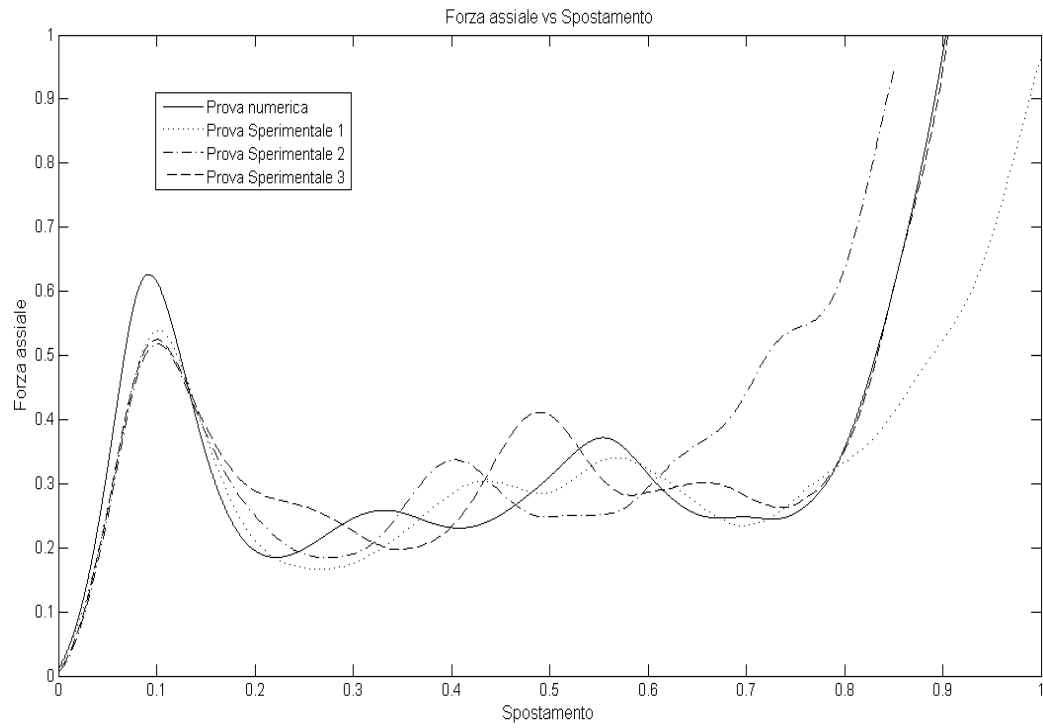


Figura 7.4 - Comportamento con modifica caratteristiche ribattini

7.5 Prova 9 – Ribattini e materiale

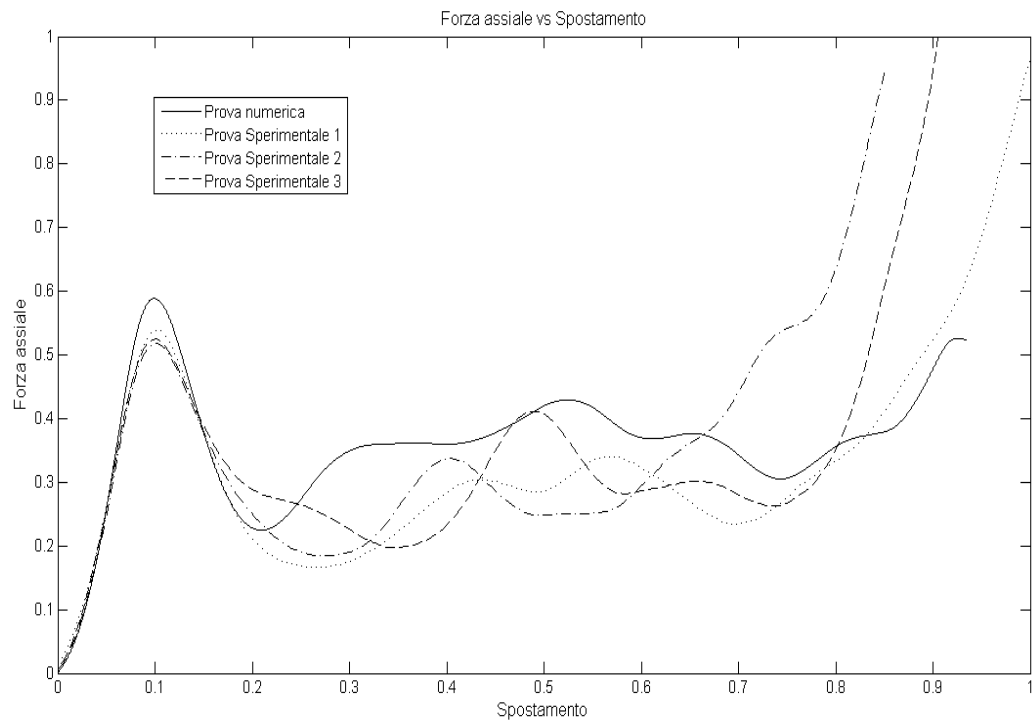


Figura 7.5 - Comportamento soluzioni incrociate: ribattini e materiale

7.6 Prova 10 – Ribattini e trigger

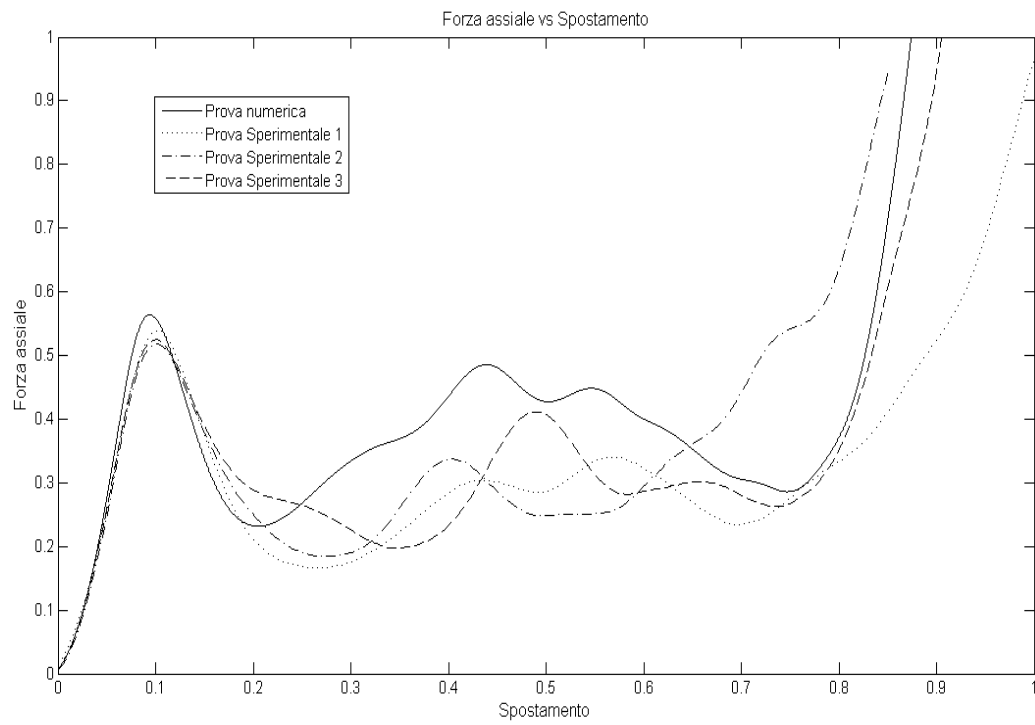


Figura 7.6 - Comportamento soluzioni incrociate: ribattini e trigger

7.7 Prova 11 – Ribattini, trigger e materiale

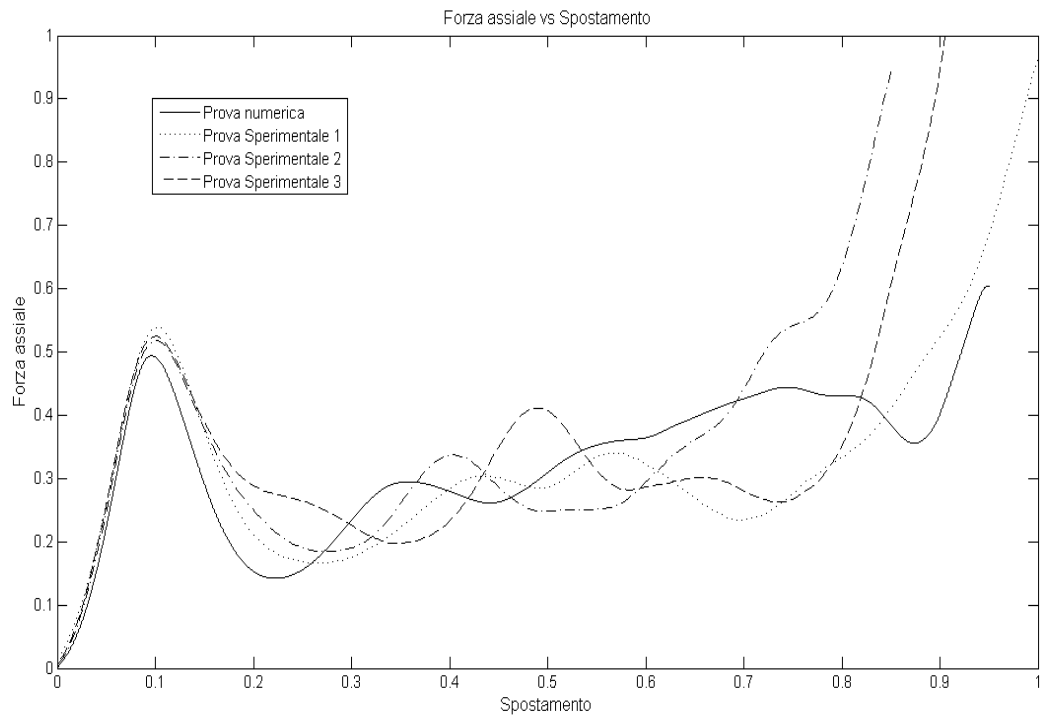


Figura 7.7 - Comportamento soluzioni incrociate: ribattini trigger e materiale

7.8 Prova 13- Studio parametri di attrito

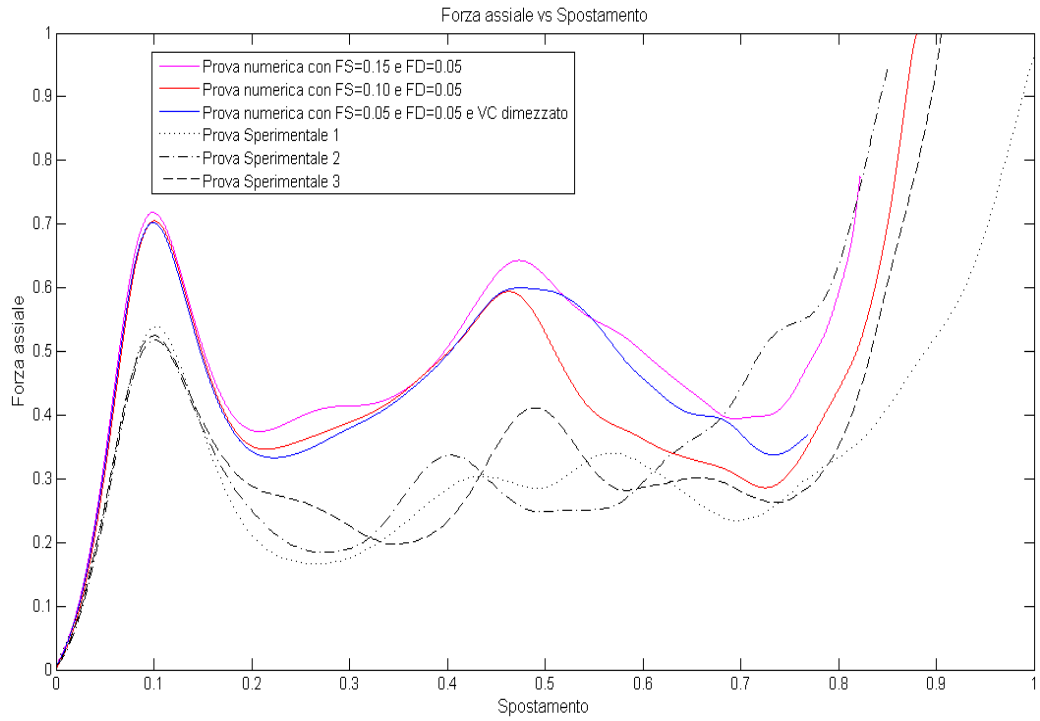


Figura 7.8 - Studio parametri di attrito

7.9 Prova 14- Modifica punti di integrazione

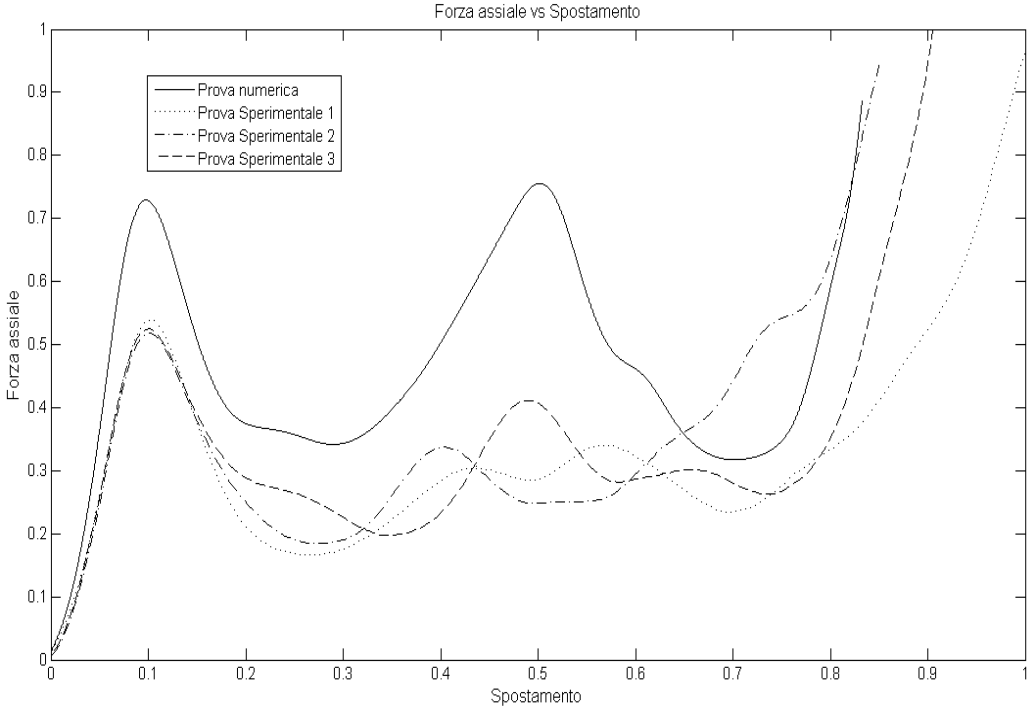


Figura 7.9 - Comportamento con modifica punti di integrazione