POLITECNICO DI TORINO

Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica



Politecnico
di Torino

Modellazione numerica della risposta all'urto di tubolari in alluminio con core cellulari polimerici da manifattura additiva

Relatori:

Prof. Lorenzo Peroni

Dott. Francesco Bandinelli

Candidato:

Alessio Bissacco s320181

Marzo 2026

Sommario

La sicurezza passiva è un elemento chiave nella progettazione dei veicoli per garantire l'incolumità dei passeggeri. In particolare, i dispositivi di assorbimento degli urti frontali rivestono un ruolo di primo piano nella mitigazione della severità degli impatti. I dispositivi più tradizionali, come i profilati in alluminio, presentano ottime proprietà specifiche e un basso costo di realizzazione. Il principio di funzionamento di tali componenti prevede un collasso progressivo, con accumulo di deformazione plastica del materiale. Nell'ottica di minimizzare i rischi connessi a decelerazioni eccessive, è fondamentale minimizzare i carichi di picco, spesso eccedenti quelli medi registrati dal componente in fase di collasso. Negli ultimi anni il mondo della ricerca ha prodotto nuovi interessanti risultati, estendendo il campo dei materiali utilizzabili per questo scopo. Tra le soluzioni ingegneristiche con il maggior potenziale di assorbimento energetico spiccano quelle realizzate in materiale composito, che presentano però costi realizzativi spesso inadeguati all'ambito civile. Altre possibilità comprendono invece il riempimento dei classici tubolari o scatolati in metallo con schiume polimeriche, contrastando la perdita di carico successiva al primo picco di forza e migliorando dunque l'efficienza di questi componenti. Con il progresso delle tecniche di *additive manufacturing* è possibile creare strutture dalle eccellenti proprietà meccaniche specifiche che possono essere utilizzate come riempimento dei profilati in alluminio, superando le performance e la stabilità delle classiche schiume. L'obiettivo di questa tesi è quello di studiare un riempimento in materiale polimerico, prodotto tramite *additive manufacturing*, in grado di incrementare le prestazioni dei profilati in alluminio. Il materiale scelto è una poliammide rinforzata con fibre di carbonio, ingegneristicamente rilevante per la sua elevata resistenza meccanica tra i materiali polimerici. Il lavoro si articola in una prima fase di modellazione numerica, in cui diverse configurazioni di profilati in alluminio vengono confrontate, così come diverse geometrie di riempimento; particolare attenzione è rivolta alla determinazione della configurazione migliore per il componente finale, soppesando aspetti del profilato e del riempimento, valutando infine l'effetto benefico di interazione delle due parti nel componente finale. Il software utilizzato per la modellazione numerica è LS-Dyna, che permette di svolgere analisi in campo non lineare, utili alla modellazione del comportamento

plastico del materiale. Una volta determinata la combinazione migliore di profilato e riempimento attraverso l'analisi numerica, lo studio prosegue con prove sperimentali mirate alla verifica degli aspetti evidenziati dal modello numerico. Le prove vengono condotte in regime quasi-statico e dinamico, con velocità fino a 18 m/s, utilizzando una barra di Hopkinson ad impatto diretto. Le evidenze sperimentali confermano quanto osservato nella fase numerica, confermando il miglioramento delle prestazioni meccaniche dei componenti finali. Il lavoro dimostra dunque che è possibile migliorare le soluzioni convenzionali con l'aggiunta di componenti ad alto valore tecnologico, ma ad un costo ridotto.

Indice

Elenco delle tabelle VI

Elenco delle figure VII

1 Introduzione 1
- 1.1 Strutture tubolari . . . 3
- 1.2 Fused filament fabrication . . . 5
- 1.3 Strutture cellulari . . . 6
- 1.4 Obiettivi . . . 7

2 Analisi dei tubolari in alluminio 9
- 2.1 Modi di collasso assiale . . . 10
- 2.2 Criteri di valutazione delle prestazioni di assorbimento degli urti . . . 12
- 2.3 Taratura del modello numerico . . . 16
- 2.4 Modelli numerici preliminari . . . 20
- 2.5 Risultati numerici . . . 24

3 Progettazione del riempimento 29
- 3.1 Struttura reticolare e provini . . . 30
- 3.2 Progettazione del percorso di stampa . . . 33
- 3.3 Modello numerico del riempimento . . . 36
  - 3.3.1 Creazione della geometria . . . 38
  - 3.3.2 Modello del materiale . . . 41
  - 3.3.3 Risultati numerici . . . 43
- 3.4 Analisi dell'interazione tra riempimento e profilato . . . 47
  - 3.4.1 Risultati numerici . . . 50

4 Analisi sperimentale 56
- 4.1 Provini . . . 56
- 4.2 Prove quasi statiche . . . 59
- 4.3 Prove dinamiche . . . 64

4.3.1 Estensimetri e videocamere *line scan* 66
4.3.2 Impostazione del sistema di prova 67
4.3.3 Risultati sperimentali 68
4.4 Modello numerico di validazione 74

Conclusioni 81

Bibliografia 83

Elenco delle tabelle

2.1 Dimensioni dei tubolari in alluminio. 22
2.2 Proprietà di assorbimento degli urti dei profilati in alluminio e differenze relative tra modelli di sezione circolare e quadrata a parità di spessore. 27

3.1 Dimensioni, parametri di cella e densità dei riempimenti. 32
3.2 Angolo di inclinazione delle pareti e spessori dei riempimenti. 38
3.3 Proprietà del Nylforce Carbon. 42
3.4 Proprietà di assorbimento degli urti dei riempimenti in PA12 e differenze relative delle proprietà tra modelli di sezione circolare e quadrata a parità di angolo α. 46
3.5 Dimensioni dei componenti completi. 48
3.6 Proprietà e carichi dei componenti completi. 53
3.7 Proprietà del provino C_C_25_1 e delle sue componenti. 54
3.8 Proprietà e carichi delle opzioni di contatto. 55

4.1 Dimensioni, densità e tipologia di prova dei provini. QS indica le prove quasi statiche, mentre DYN indica le prove dinamiche. 58
4.2 Proprietà dei provini in condizioni di carico quasi statiche. 63
4.3 Proprietà dei provini in condizioni di carico dinamiche. 73
4.4 Proprietà dei modelli numerici dei profilati e delle prove sperimentali. 76
4.5 Proprietà delle prove sperimentali e del modello numerico dei riempimenti. 79
4.6 Proprietà delle prove sperimentali e del modello numerico dei componenti completi. 79

Elenco delle figure

1.1 Dispositivi per l'assorbimento di impatti frontali in campo automobilistico [1]. 1
1.2 Dispositivi per assorbimento degli urti: a) tubolari metallici [3], b) Strutture cellulari, da sinistra: strutture reticolari, schiuma, struttura a nido d'ape [2], c) pannello sandwich con anima in corrugato [4]. 2
1.3 Modi di collasso progressivo dei profilati: a) sezione quadrata [7], b) sezione circolare [16]. 4
1.4 Soluzioni di miglioramento delle proprietà dei tubolari: a) tubolari multicella [7], b) tubolari corrugati [5], c) pieghe in stile origami [6], d) tubolari con riempimento [2], e) tubolari ibridi metallico-polimerici [2]. 5
1.5 a) schema del processo FFF, b) dettaglio di un particolare stampato tramite *additive manufacturing* [13]. 6
1.6 Esempi di strutture cellulari: a) struttura bidimensionale [20], b) struttura tridimensionale a cella cubica [19], c) struttura multi morfologia giroide-diamante e d) struttura a gradiente di spessore [10]. 7

2.1 Profilati di sezione quadrata con rapporti C/t=31.84 e L/C decrescente [24]. 10
2.2 Campi di esistenza dei modi di collasso flessionale e progressivo per profilati sottoposti a carico assiale: a) sezione quadrata, b) sezione circolare [24]. 11
2.3 Modi di collasso dei tubolari di sezione quadrata: a) estensionale, b) inestensionale asimmetrico, c) inestensionale simmetrico [7]. 11
2.4 Modi di collasso dei tubolari di sezione circolare: a) a diamante, b)anulare, c) misto [16]. 12
2.5 Tipica caratteristica forza-corsa di un tubolare di sezione circolare caricato assialmente [26]. 13
2.6 Curve di Eiband: limiti di tolleranza del corpo umano ad accelerazioni uniformi in direzione frontale di durata variabile[28]. 15

2.7 Comparazione di diverse strategie di dimensionamento dei componenti per l'assorbimento degli urti. 15
2.8 Modello numerico replicato da [29]. 16
2.9 Curva tensione-deformazione della lega di alluminio AA 6061-O [29]. 17
2.10 Collasso del modello di taratura: a) collasso da [29], b) modello proposto. 18
2.11 Collasso del modello perturbato: a) coefficiente d'attrito 0.15, b) coefficiente d'attrito 0.45. 19
2.12 Caratteristiche forza-corsa del modello di taratura. 20
2.13 Schema delle sezioni dei profilati: sezione quadrata, a sinistra, e sezione circolare, a destra. 22
2.14 Modello del tubolare di sezione quadrata. 22
2.15 Curva tensione-deformazione alluminio 6060 ricotto a 300 °C [32]. . 24
2.16 Collasso dei profilati di sezione quadrata: a) spessore 1 mm, b) spessore 1.5 mm, c) spessore $2mm$. 25
2.17 Caratteristiche forza-corsa dei profilati di sezione quadrata. 25
2.18 Collasso dei profilati di sezione circolare: a) spessore 1 mm, b) spessore 1.5 mm, c) spessore $2mm$. 26
2.19 Caratteristiche forza-corsa dei profilati di sezione circolare. 26

3.1 Vuoti presenti nelle *TPMS* stampate tramite *FFF*. 30
3.2 Parametri di cella: a) distanza tra i filamenti stampati, b) angolo tra diagonale e faccia di base del cubo. 31
3.3 Celle elementari al variare dell'angolo α. 32
3.4 Provino C_C_35 e Q_C_35. 33
3.5 Primo *layer* del riempimento C_C_35. 34
3.6 Istruzioni per la creazione del layer in Figura 3.5. 35
3.7 Collasso del provino privo di vincoli: si osserva un collasso all'estremità inferiore. 36
3.8 Schematizzazione dell'effetto dell'inclinazione della parete sul suo spessore nella stampa *FFF*. 37
3.9 Serie di cubi importata in LS-Dyna. 38
3.10 Superfici di delimitazione del componente 39
3.11 Operazione di taglio delle superfici delle celle: a) Risultato sulla singola superficie: 1) superficie non tagliata, 2) superficie tagliata, b) risultato dell'operazione di taglio su una porzione del provino. . . 39
3.12 Creazione delle singole superfici esterne tramite la funzione "N Side". 40
3.13 a) Modello del riempimento di sezione circolare C_C_35 e b) sua sezione. 40
3.14 Cont. 43

3.14 Collasso dei riempimenti di sezione quadrata: a) $\alpha = 45°$, b) $\alpha = 35°$, c) $\alpha = 25°$. 44
3.15 Caratteristiche forza-corsa dei riempimenti di sezione quadrata. . . 44
3.16 Collasso dei riempimenti di sezione circolare: a) $\alpha = 45°$, b) $\alpha = 35°$, c) $\alpha = 25°$. 45
3.17 Caratteristiche forza-corsa dei riempimenti di sezione circolare. . . . 45
3.18 a) Modello del riempimento di sezione circolare C_C_35 e b) sua sezione. 49
3.19 Collasso dei componenti completi di sezione quadrata: a) Q_C_45_1.5, b) Q_C_35_1.5, c) Q_C_25_1.5. 51
3.20 Caratteristiche forza-corsa dei componenti completi di sezione quadrata. 51
3.21 Collasso dei componenti completi di sezione circolare: a) C_C_45_1.5, b) C_C_35_1.5, c) C_C_25_1.5. 52
3.22 Caratteristiche forza-corsa dei componenti completi di sezione Circolare. 52
3.23 Caratteristiche forza corsa delle opzioni di contatto. 55

4.1 a) provini oggetto delle prove sperimentali, b) riempimento, c) componente completo. 58
4.2 Macchina di prova Zwick Roell Z100. 59
4.3 Collasso del tubolare in alluminio AL_2 in condizioni di carico quasi statico. 60
4.4 Caratteristica forza corsa dei profilati in alluminio in condizioni di carico quasi statico. 60
4.5 Collasso del riempimento IF_1 in condizioni di carico quasi statico. 61
4.6 Caratteristiche forza corsa dei riempimenti in condizioni di carico quasi statico. 61
4.7 Collasso del provino completo AL_IF_1 in condizioni di carico quasi statico. 62
4.8 Caratteristiche forza corsa dei provini completi in condizioni di carico quasi statico. 62
4.9 a) fotografia del sistema di prova, b) schema del sistema di prova. . 64
4.10 Dettaglio del posizionamento di un provino. 65
4.11 Immagine ricavata con l'utilizzo delle *line scan*. 66
4.12 Provini completi non incollati al termine delle prove dinamiche. . . 69
4.13 Collasso dei provini in condizioni di carico dinamico: a) tubolare in alluminio AL_4, b) riempimento IF_4, c) componente completo AL_IF_6, d) componente completo con incollaggio AL_IF_G_1. . 70
4.14 Cont. 71

4.14 Caratteristiche forza corsa dei provini in condizioni di carico dinamico: a) tubolari in alluminio, b) riempimenti, c) componenti completi senza e con incollaggio. 72
4.15 Curve di tensione deformazione plastica dei modelli numerici. 75
4.16 Collasso dei modelli al variare della curva tensione deformazione plastica: a) modello con curva preliminare, b) modello con curva modificata. 76
4.17 Caratteristiche forza corsa dei modelli numerici dei profilati e delle rispettive prove sperimentali. 77
4.18 Collasso del modello numerico del riempimento modificato. 78
4.19 Caratteristiche forza corsa dei modelli numerici dei riempimenti e delle rispettive prove sperimentali. 78
4.20 Caratteristiche forza corsa dei modelli numerici dei componenti completi e delle rispettive prove sperimentali. 80

Capitolo 1

Introduzione

Uno degli aspetti più importanti nella progettazione dei veicoli, siano essi terrestri, nautici o aerei, è dato dai dispositivi di sicurezza passiva, i quali, grazie alla loro deformazione permanente, permettono di assorbire l'energia cinetica che caratterizza gli urti. Una delle principali sfide degli ultimi anni è la riduzione del loro peso, senza comprometterne le proprietà, con l'obiettivo di ridurre il consumo di carburante e l'impatto ambientale dei veicoli. Nella Figura 1.1 è rappresentato un tipico impiego di queste strutture per l'assorbimento di impatti frontali.

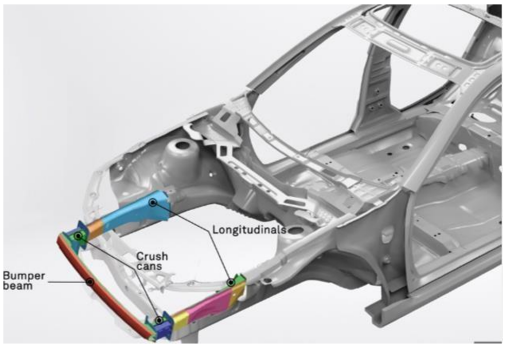


Figura 1.1: Dispositivi per l'assorbimento di impatti frontali in campo automobilistico [1].

Le strutture principalmente utilizzate in questo campo sono le strutture in parete sottile, cioè tutti quei componenti aventi uno spessore ridotto rispetto alle altre dimensioni. Questa particolarità permette di ottenere ottime capacita di assorbimento dell'energia abbinate ad un peso ridotto [2]. I profilati di materiali metallici sono molto utilizzati in questo campo grazie alla semplicità di fabbricazione, al basso costo e alla facilità di montaggio dei componenti. In alternativa ai materiali metallici, i profilati vengono costruiti anche impiegando materiali compositi

per una maggior leggerezza. Le strutture cellulari, di cui fanno parte schiume e strutture reticolari, sono strutture formate da celle elementari ripetute nello spazio e presentano elevate proprietà meccaniche specifiche; perciò sono frequentemente utilizzate come riempimento di pannelli per migliorarne le capacità di assorbimento dell'energia senza aumentarne eccessivamente il peso. I pannelli sandwich sono formati da un'anima, costituita da strutture cellulari o corrugati, racchiusa tra due pannelli sottili ad elevata resistenza.

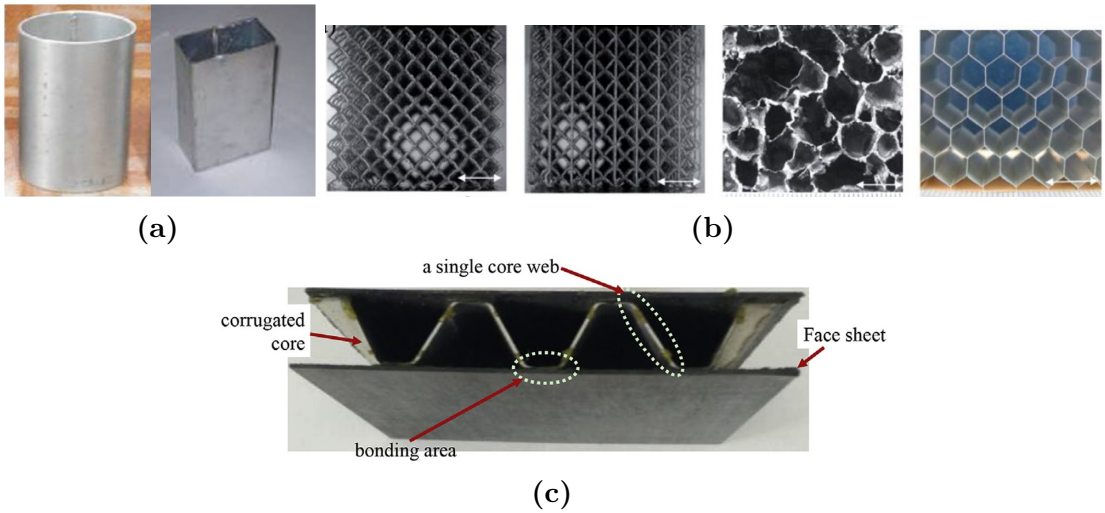


Figura 1.2: Dispositivi per assorbimento degli urti: a) tubolari metallici [3], b) Strutture cellulari, da sinistra: strutture reticolari, schiuma, struttura a nido d'ape [2], c) pannello sandwich con anima in corrugato [4].

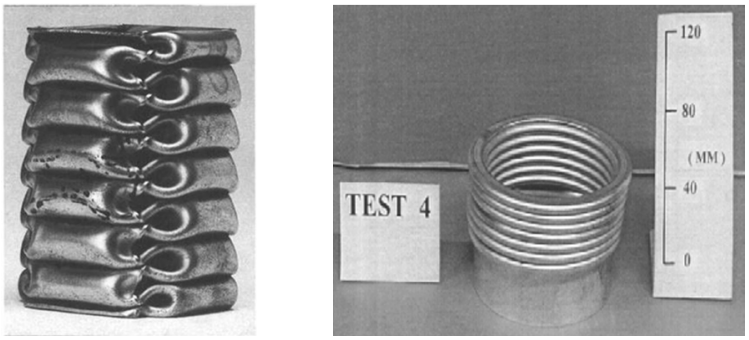
I tubolari sono le strutture più utilizzate per mitigare gli impatti frontali nei veicoli per via delle qualità precedentemente citate: il loro compito è quello di deformarsi assialmente in maniera progressiva, formando delle pieghe periodiche, così da massimizzare l'assorbimento di energia minimizzando le decelerazioni. Nonostante le elevate proprietà meccaniche specifiche, i profilati presentano alcune problematiche legate ai carichi in gioco e all'efficienza energetica. Gli elevati carichi di picco e la mancanza di uniformità di carico nella zona di plateau causano elevate accelerazioni, dannose per gli occupanti del veicolo ed eventuali merci. I profilati presentano anche una scarsa efficienza di carico; infatti i carichi medi risultano essere molto inferiori rispetto a quelli di picco.
Vari studi si sono concentrati sulle possibilità di miglioramento delle proprietà dei profilati con varie metodologie, come ad esempio il cambiamento della loro forma esterna, impiegando tubi corrugati [5] oppure pieghe in stile origami [6], l'utilizzo di tubolari a più celle [7] e l'inserimento di schiume metalliche al loro interno[8, 9]. Tutti questi espedienti sono risultati validi portando ad un notevole miglioramento

dell'efficienza energetica dei profilati, riducendo la differenza tra i carichi di picco e quelli massimi.
Con il progresso dell'*additive manufacturing* si è presentata un'ulteriore possibilità di incremento delle proprietà di queste strutture; infatti con questa tecnologia è possibile creare manufatti di forme complesse, irrealizzabili con le tecnologie di lavorazione convenzionali. Esistono numerose varianti di questo processo produttivo, una delle più utilizzate è la *Fused Filament Fabrication* (FFF) che consiste nella deposizione di un filamento di materiale fuso in modo da riprodurre il componente per sovrapposizione di strati successivi.
Un esempio di componenti che hanno beneficiato della crescente diffusione dei processi di *additive manufacturing* è quello delle strutture cellulari. Un grande vantaggio, dato dall'impiego dell'*additive manufacturing*, è la possibilità di modificare la geometria delle strutture cellulari al fine di ottenere le proprietà desiderate oppure di condizionare il collasso in modi specifici, modificando localmente le proprietà della struttura [10–12]. L'introduzione delle strutture cellulari create tramite *additive manufacturing* amplia le possibilità di incrementare ulteriormente le proprietà dei dispositivi per l'assorbimento degli urti. Una possibile applicazione è il loro utilizzo in combinazione con i profilati metallici che permette di migliorare le proprietà di questi ultimi utilizzando le strutture cellulari come riempimento. In questo modo è possibile ridurre le tipiche oscillazioni di carico che caratterizzano la risposta dei profilati metallici e aumentare il carico medio, ottenendo un aumento dell'efficienza dei componenti.
L'analisi agli elementi finiti, elemento chiave della progettazione moderna, è ormai in grado di rappresentare anche le particolari proprietà meccaniche dei materiali stampati tramite *additive manufacturing*, grazie ai recenti studi a riguardo [13, 14]. Gli elementi finiti risultano uno strumento fondamentale nello studio del comportamento di questi componenti permettendo di ridurre la mole di prove sperimentali, velocizzando la progettazione e riducendo i costi.

1.1 Strutture tubolari

Come anticipato precedentemente, i tubolari, detti anche profilati, metallici svolgono la loro funzione accumulando deformazione plastica; così facendo sono in grado di assorbire l'energia che caratterizza l'urto. L'accumulo di deformazione plastica è fortemente dipendente dal modo di collasso del profilato, perciò è fondamentale una corretta progettazione di quest'ultimo al fine di favorire un modo di collasso adeguato. Nonostante i vantaggi, i profilati presentano alcune criticità quali una scarsa efficienza di carico e delle oscillazioni marcate nella fase di carico successiva al picco massimo [5, 6].

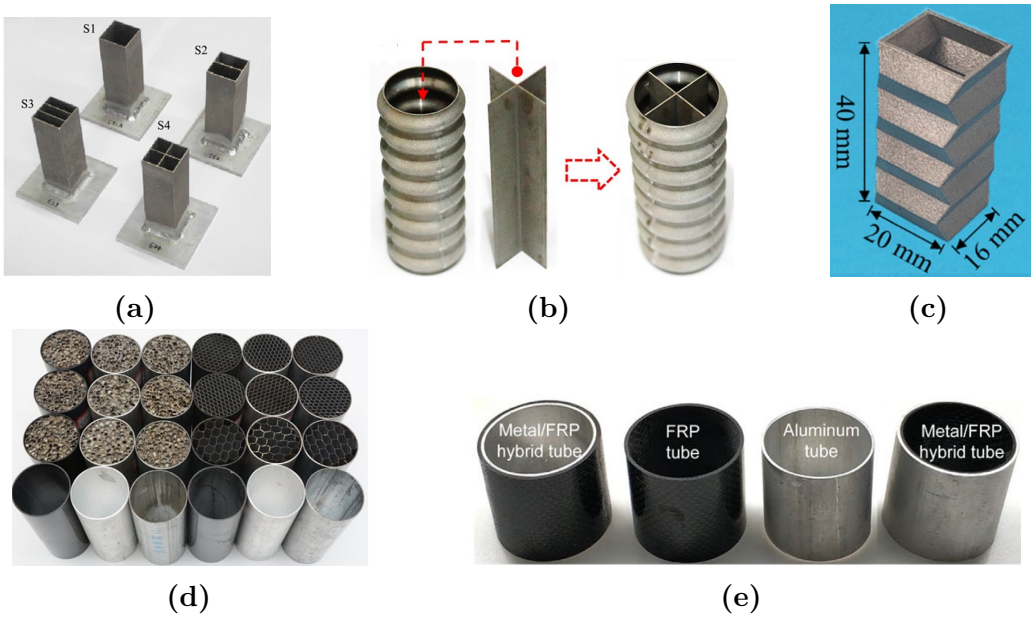
La progettazione dei dispositivi di assorbimento degli urti è mirata alla massimizzazione dell'energia da essi assorbita, perciò nel caso dei profilati metallici si pone l'obiettivo di ottenere un meccanismo di collasso progressivo. La letteratura evidenzia come un collasso progressivo, rappresentato in Figura 1.3, sia in grado di assorbire una maggiore quantità di energia rispetto ad uno flessionale, grazie alla maggiore deformazione plastica [15].



(a) **(b)**

Figura 1.3: Modi di collasso progressivo dei profilati: a) sezione quadrata [7], b) sezione circolare [16].

Nonostante una buona progettazione possa massimizzarne l'energia assorbita, i profilati presentano carichi di picco notevolmente superiori ai carichi medi registrati durante il collasso, risultando in elevate accelerazioni all'interno dell'abitacolo che possono pregiudicare la sicurezza dei passeggeri. Per ovviare a queste problematiche sono state proposte varie soluzioni, riportate in Figura 1.4; ad esempio l'utilizzo di tubi multicella permette di aumentare sia l'energia assorbita specifica sia l'efficienza del tubolare [7]. La variazione della geometria esterna, tramite corrugazioni [5] o pieghe in stile origami[6], permette di ridurre il picco iniziale di forza e aumentare l'efficienza di carico. Altri studi si sono concentrati sull'inserimento di riempimenti all'interno dei tubolari quali schiume metalliche e non metalliche, strutture cellulari e strutture a nido d'ape [2, 5, 8, 9]; ottenendo un aumento di energia assorbita e efficienza di carico. Un'ulteriore soluzione è data dall'impiego di rivestimenti di materiale plastico rinforzato con fibre [2], i quali permettono di incrementare la resistenza dei profilati a fronte di un incremento di peso limitato.



(a) **(b)** **(c)**

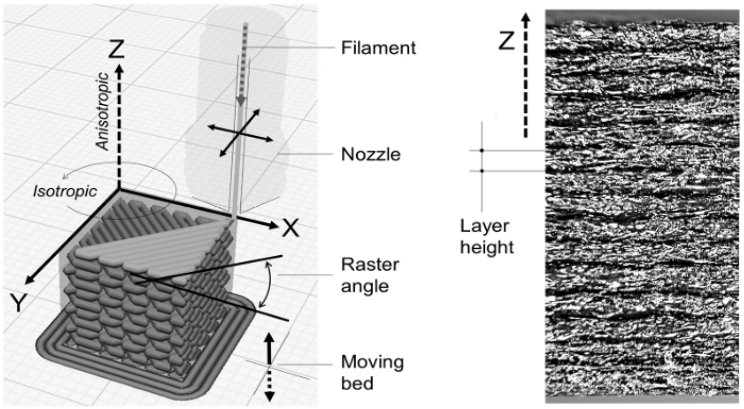
(d) **(e)**

Figura 1.4: Soluzioni di miglioramento delle proprietà dei tubolari: a) tubolari multicella [7], b) tubolari corrugati [5], c) pieghe in stile origami [6], d) tubolari con riempimento [2], e) tubolari ibridi metallico-polimerici [2].

1.2 Fused filament fabrication

Il *Fused Filament Fabrication* (FFF) è uno dei processi produttivi, facenti parte dell'*additive manufacturing*, più utilizzati a livello globale. Consiste nella deposizione di un filamento di materiale fuso su un piano di stampa, in strati successivi, fino al completamento del componente. Il materiale viene portato allo stato fuso ed estruso attraverso un ugello riscaldato, così che i filamenti di due strati successivi possano aderire tra di loro. Il risultato di questo processo è la costruzione di un componente formato da numerosi strati di materiale depositati nella direzione di stampa, ciò risulta particolarmente evidente nel dettaglio rappresentato in Figura 1.5b.
Le proprietà meccaniche del materiale stampato sono influenzate da numerosi fattori quali velocità di stampa, altezza dello strato stampato, diametro dell'ugello, temperatura dell'ugello, temperatura del piatto di stampa, angolo di raster, cioè l'angolo che indica l'orientazione reciproca tra filamenti deposti su layer diversi, e dal pattern di riempimento [13, 14, 17].
Durante il processo di stampa i filamenti vengono estrusi sopra agli strati precedentemente depositati, i quali avranno una temperatura inferiore rispetto al filamento

appena estruso. Questa differenza di temperatura non garantisce un'adesione ottimale tra i layer di materiale stampato; al contrario, nel piano di stampa il filamento viene estruso in maniera continua. Di conseguenza, le proprietà meccaniche in campo elastico e plastico risultano inferiori lungo la direzione di stampa rispetto al piano di deposizione [17].



(a) **(b)**

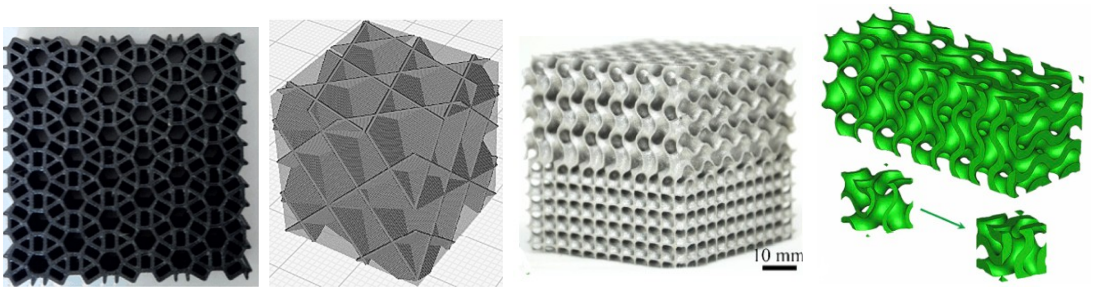
Figura 1.5: a) schema del processo FFF, b) dettaglio di un particolare stampato tramite *additive manufacturing* [13].

Questo comportamento viene spesso modellato con un modello di materiale trasversalmente isotropo nel quale il piano XY presenta proprietà meccaniche uguali in tutte le direzioni, mentre la direzione di stampa Z viene modellata con proprietà inferiori. L'utilizzo di un modello trasversalmente isotropo è un'approssimazione, tuttavia risulta particolarmente adeguato quando è utilizzato per modellare componenti in cui i filamenti di materiale vengono deposti senza un orientamento preferenziale, ad esempio alternando layer con angolo di raster $-45°$ a layer con angolo $45°$ [13]. Il modello risulta appropriato anche nel caso di pareti sottili aventi spessore di un solo filamento, dove ogni direzione assunta dal materiale nel piano di stampa coincide con la direzione del filamento stesso. In questo caso, è sufficiente definire le proprietà meccaniche nella direzione del filamento e in quelle di crescita della stampa.

1.3 Strutture cellulari

Le strutture cellulari sono strutture formate da unità elementari ripetute nello spazio in modo regolare, in tal caso prendono il nome di strutture reticolari, oppure in maniera casuale come le schiume. L'obiettivo di questa tipologia di strutture è la riduzione del peso dei componenti senza comprometterne la resistenza meccanica

specifica. Un'altra caratteristica importante è data dalla possibilità di regolarne le proprietà meccaniche in base alla loro densità relativa: al suo aumentare si riscontrano maggiori proprietà meccaniche [10, 18, 19].
Negli ultimi anni la produzione delle strutture cellulari è stata fortemente influenzata dal progresso dei processi di *additive manufacturing*, poiché questi hanno permesso di sperimentare geometrie innovative personalizzabili a seconda delle esigenze progettuali. Analizzando i diversi studi presenti nella letteratura si possono trovare numerosi design di queste strutture: dalle più semplici configurazioni bidimensionali [20, 21] a quelle tridimensionali [10, 11, 19, 22]. Le strutture tridimensionali presentano innumerevoli possibilità di design come la creazione di strutture multi morfologia, nelle quali la geometria è composta da celle elementari di più geometrie diverse, e a gradiente, che presentano una variazione dello spessore delle pareti o della dimensione delle celle lungo una direzione.
Le strutture reticolari tridimensionali risultano essere di particolare interesse dal punto di vista del loro utilizzo nell'assorbimento di urti, in quanto dimostrano proprietà quasi isotrope [23]; differentemente le strutture bidimensionali presentano una direzione preferenziale che ne limita l'impiego.
In conclusione, grazie alla possibilità di un controllo totale della geometria, le strutture reticolari prodotte tramite *additive manufacturing* sono largamente studiate come valida alternativa alle strutture cellulari tradizionali, quali le schiume, con l'obiettivo di migliorare le proprietà specifiche dei componenti utilizzati nell'assorbimento degli urti.



(a) **(b)** **(c)** **(d)**

Figura 1.6: Esempi di strutture cellulari: a) struttura bidimensionale [20], b) struttura tridimensionale a cella cubica [19], c) struttura multi morfologia giroide-diamante e d) struttura a gradiente di spessore [10].

1.4 Obiettivi

L'obiettivo principale di questo lavoro è quello di migliorare le proprietà di resistenza agli urti di un tubolare in alluminio con l'introduzione di una struttura cellulare

in materiale polimerico come riempimento. Uno studio comparativo dei tubi di alluminio e del riempimento viene condotto tramite un'analisi agli elementi finiti, con il software LS-Dyna, per determinare la configurazione ottimale che sarà oggetto delle prove sperimentali. Il lavoro si concentrerà sui seguenti aspetti:

- Analisi dei tubolari di alluminio: valutazione dell'influenza del tipo di sezione e dello spessore sulle proprietà meccaniche e sui modi di collasso dei tubolari tramite delle simulazioni di prove di compressione agli elementi finiti.
- Progettazione del riempimento in PA12 rinforzato con fibre corte di carbonio: creazione della geometria del riempimento in funzione delle dimensioni dei profilati di alluminio e studio dell'influenza dell'inclinazione delle pareti del riempimento sulle proprietà del componente tramite analisi agli elementi finiti.
- Modellazione agli elementi finiti del tubolare in alluminio riempito: creazione dei modelli completi e comparazione delle combinazioni di riempimenti e tubolari in alluminio per determinare la soluzione migliore.
- Prove di compressione dei provini e confronto con i risultati numerici: si effettuano le prove di compressione sui provini precedentemente individuati al fine di dimostrare la fattibilità delle soluzioni proposte e di verificare le proprietà ipotizzate nei modelli numerici.

Capitolo 2

Analisi dei tubolari in alluminio

In questo capitolo vengono analizzati i tubolari in alluminio sia dal punto di vista dei risultati sperimentali presenti in letteratura sia dal punto di vista della simulazione numerica. La parte di analisi della letteratura è mirata a stabilire una buona comprensione del collasso assiale dei profilati in alluminio. Vengono analizzati i modi di collasso ponendo particolare attenzione alla loro correlazione con le proprietà di assorbimento degli urti evidenziando i comportamenti desiderati in fase di compressione.
Tenendo presente il comportamento dei profilati di alluminio, vengono creati dei modelli numerici con l'obiettivo di rappresentare quanto riscontrato in letteratura e di ottenere una prima stima delle forze in gioco durante le prove sperimentali, utile al dimensionamento e alla preparazione del sistema di prova. L'analisi del comportamento dei profilati viene effettuata simulando una prova di compressione ad una velocità comparabile con quella che verrà imposta nelle prove sperimentali. Questa condizione di carico permette di valutare i modi di collasso e i carichi sviluppati nella compressione dinamica dei profilati, replicando uno scenario di impiego come assorbitori di energia. La creazione dei modelli numerici avviene in due fasi: ad una prima taratura del modello numerico tramite un caso studio presente in letteratura segue la modellazione dei profilati sui quali verrà basata la simulazione dei componenti finali.
Il software utilizzato è LS-Dyna, un codice di simulazione esplicita in grado di simulare comportamenti non lineari in fenomeni di breve durata, quindi particolarmente adatto alla modellazione di impatti.

2.1 Modi di collasso assiale

Il primo passo per comprendere il funzionamento dei profilati metallici è l'analisi dei modi di collasso quando essi sono sottoposti ad un carico dinamico in direzione assiale. Questo lavoro è incentrato sull'analisi della sezione quadrata e di quella circolare, perciò sono analizzati solamente i modi di collasso di queste due sezioni. Prima di analizzare i modi di collasso è importante definire la nomenclatura delle dimensioni delle due sezioni: per la sezione quadrata si definiscono larghezza C, spessore t e lunghezza L, mentre per quella circolare si definiscono diametro esterno D (o equivalentemente $2R$), spessore t e lunghezza L.
In condizioni di carico assiale si possono distinguere due categorie di modi di collasso, rappresentati in Figura 2.1: un modo di collasso progressivo, che consiste nella formazione di pieghe ripetitive, e un modo di collasso flessionale, nel quale si riscontra una piegatura localizzata del profilato. Tra i due, il meccanismo desiderato è quello progressivo in quanto la maggiore deformazione plastica, rispetto al modo flessionale, permette un maggior assorbimento di energia. I due meccanismi di collasso sono fortemente dipendenti dalle dimensioni della sezione e dalla lunghezza del profilato, inoltre in alcuni casi si può anche verificare una transizione dal meccanismo progressivo a quello flessionale durante la compressione [15, 24]. In Figura 2.2 sono riportati i campi di esistenza dei modi di collasso flessionale (*Bending*) e progressivo (*Progressive folding*) dei profilati di sezione quadrata e circolare in funzione dei rapporti tra le dimensioni che caratterizzano i profilati. Dai due grafici si osserva come i provini più tozzi, quindi caratterizzati da elevati rapporti tra dimensione e spessore e bassi rapporti tra lunghezza e dimensione, mostrino un collasso progressivo.

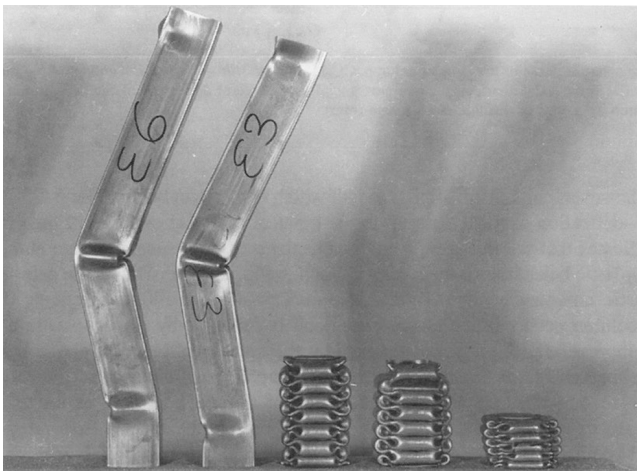


Figura 2.1: Profilati di sezione quadrata con rapporti C/t=31.84 e L/C decrescente [24].

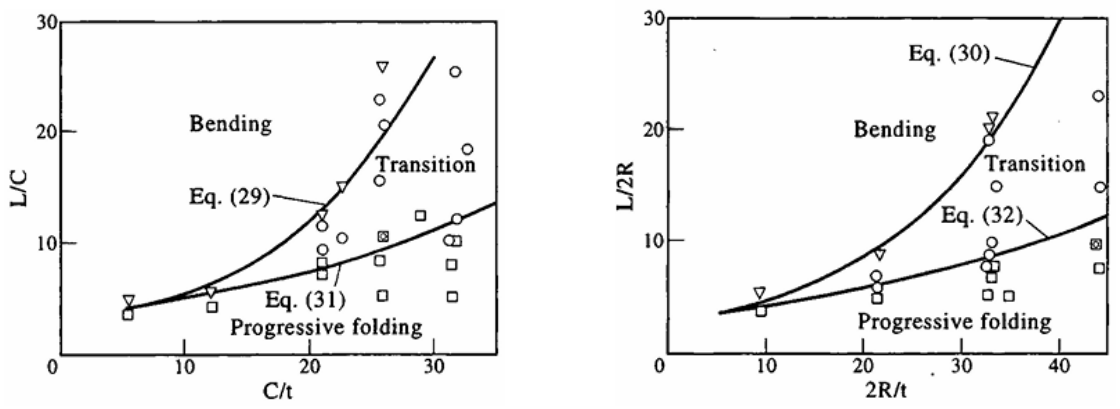


Figura 2.2: Campi di esistenza dei modi di collasso flessionale e progressivo per profilati sottoposti a carico assiale: a) sezione quadrata, b) sezione circolare [24].

Siccome l'interesse di questo lavoro è quello di migliorare le proprietà dei tubolari, è importante analizzare le modalità di collasso progressivo della sezione quadrata e di quella circolare. Per quanto riguarda la sezione quadrata si possono riscontrare tre modalità di collasso, rappresentate in Figura 2.3, al variare del rapporto tra larghezza C e spessore t: per $C/t < 7.5$, quindi tubolari particolarmente spessi, un modo di collasso estensionale, per $7.5 < C/t < 40.8$ un modo di collasso inestensionale asimmetrico, infine per $C/t > 40.8$ un modo di collasso inestensionale simmetrico [7]. I modi di principale interesse per questo lavoro saranno i modi inestensionali, in quanto non saranno considerati tubolari eccessivamente spessi.

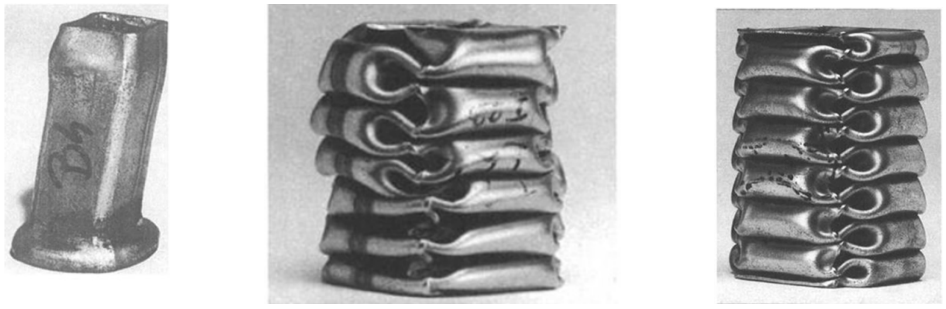
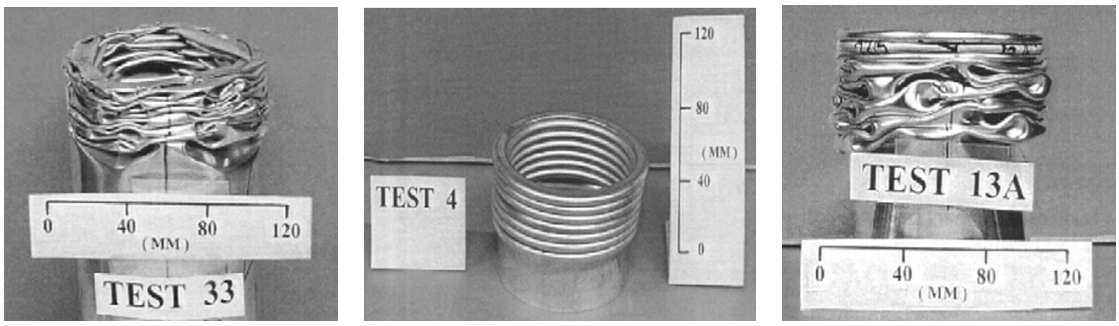


Figura 2.3: Modi di collasso dei tubolari di sezione quadrata: a) estensionale, b) inestensionale asimmetrico, c) inestensionale simmetrico [7].

Come i tubolari di sezione quadrata, anche i tubolari di sezione circolare presentano tre modi di collasso, anch'essi dipendenti dalle dimensioni della sezione: per un rapporto $D/t > 80$ si osserva un modo di collasso detto a diamante, mentre per

$D/t < 50$ sono presenti due possibilità; se $L/D < 2$ il tubolare si deforma secondo un modo anulare, mentre se $L/D > 2$ si osserva un modo misto tra i due precedenti [16, 25]. I modi di collasso dei tubolari di sezione circolare sono riportati in Figura 2.4.



(a) **(b)** **(c)**

Figura 2.4: Modi di collasso dei tubolari di sezione circolare: a) a diamante, b)anulare, c) misto [16].

2.2 Criteri di valutazione delle prestazioni di assorbimento degli urti

Queste strutture vengono studiate tramite delle prove di compressione, dalle quali si estrapolano i dati di forza di compressione e corsa della traversa della macchina di test. A partire da questi dati, vengono create le curve forza-corsa che permettono di valutare le proprietà della struttura; in Figura 2.5 è rappresentata la tipica caratteristica forza-corsa di queste prove. Osservando la caratteristica si nota un iniziale tratto elastico, di breve entità in termini di spostamento, dopo il quale si trova un punto di carico massimo corrispondente all'inizio della formazione della prima piega per instabilità elastica. Durante la formazione della prima piega il carico scende per poi risalire fino al punto in cui inizierà a formarsi la piega successiva, rappresentato dal punto G in Figura 2.5. Il processo appena descritto si ripete per tutte le pieghe fino al completo schiacciamento del provino. La fluttuazione del carico è facilmente distinguibile nella caratteristica forza-corsa nella cosiddetta zona di plateau.

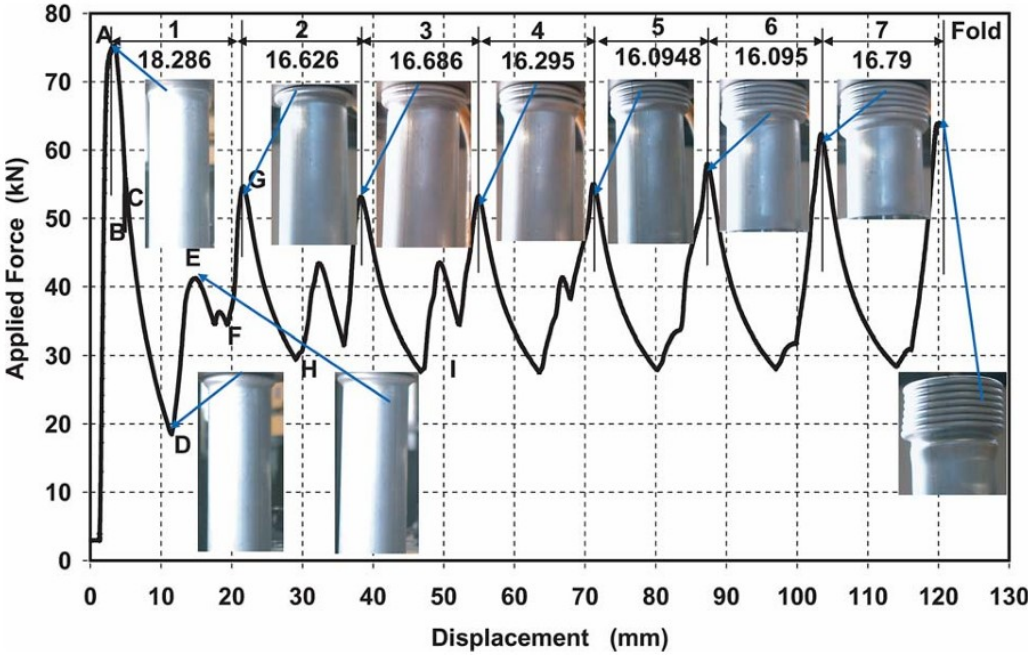


Figura 2.5: Tipica caratteristica forza-corsa di un tubolare di sezione circolare caricato assialmente [26].

Per poter valutare le prestazioni delle strutture utilizzate nell'assorbimento degli urti e confrontare strutture di diversa concezione, è necessario definire dei criteri che permettano di comprenderne l'efficacia in maniera immediata. In letteratura si possono trovare numerosi indicatori per la valutazione delle proprietà di assorbimento degli urti [5, 6, 27], tuttavia in questo lavoro verranno considerati unicamente quelli riportati in seguito.
Dalla caratteristica forza-corsa è possibile calcolare l'energia assorbita durante la compressione come:

$$EA = \int_0^{l_{max}} F(l)\, dl \tag{2.1}$$

dove l_{max} è la massima distanza di compressione. Dall'energia assorbita è possibile calcolare l'energia assorbita specifica (*Specific Energy Absorption*, SEA):

$$SEA = \frac{EA}{m} \tag{2.2}$$

dove m è la massa del componente. Siccome la SEA è un'energia specifica massica, essa è un ottimo strumento per confrontare strutture con diverse masse.
Un'altra proprietà rilevante è l'efficienza di carico (*Crushing Force Efficiency*, CFE):

$$CFE = \frac{F_m}{F_{max}} \tag{2.3}$$

dove F_{max} è la forza in corrispondenza del picco iniziale, mentre F_m è la forza media calcolata dal picco iniziale alla massima distanza di deformazione l_{max}. Questa proprietà permette di valutare l'efficienza della struttura, poiché più il carico medio è vicino al carico massimo più la struttura è efficiente dal punto di vista dell'energia assorbita.
Partendo da queste proprietà si possono definire le caratteristiche che una struttura adatta all'assorbimento degli urti deve possedere. Innanzitutto essa deve mostrare un'elevata SEA; ciò indica che la struttura è in grado di assorbire una grande quantità di energia per unità di massa evitandone il trasferimento agli occupanti del veicolo.
Per quanto riguarda la CFE, essa deve essere il più possibile vicina ad 1 in modo da ottenere una struttura il più efficiente possibile. Uno dei requisiti progettuali di queste strutture è quello di minimizzare la differenza tra carico di picco e carico medio; infatti, a parità carico di picco, una struttura avente maggiore CFE, e quindi un carico medio più elevato, è in grado di assorbire più energia. Questo risulta essere un requisito fondamentale nel dimensionamento del componete, in quanto i carichi registrati in fase di compressione sono direttamente legati alle accelerazioni all'interno dell'abitacolo. Per questo motivo è necessario limitare i carichi delle strutture al fine di limitare le accelerazioni ed evitare effetti dannosi per gli occupanti. In questo senso, è interessante analizzare brevemente quali sono i limiti del corpo umano in uno scenario di impatto frontale tramite le curve di Eiband [28], rappresentate in Figura 2.6. Queste curve riassumono i risultati di una serie di prove sperimentali volte a determinare il limite di accelerazione che il corpo umano è in grado di sopportare in relazione al loro tempo di applicazione. Queste curve indicano la tolleranza ad un'accelerazione uniforme in direzione frontale rispetto al veicolo, dalle esse osserva un'assenza di lesioni per accelerazioni inferiori a 40 volte l'accelerazione di gravità quando applicate per tempi inferiori a 5 decimi di secondo. Per tempi più lunghi il limite di accelerazione tollerabile diminuisce sensibilmente. Facendo riferimento alla Figura 2.7, è utile fare un esempio riguardante uno scenario di progettazione di queste strutture. Ipotizzando come obiettivo progettuale, in termini di carico limite, il carico identificato dalla linea di colore giallo si potrebbero seguire due approcci: dimensionare il componente in base al suo carico massimo (curva di colore blu) oppure in base al suo carico medio (curva di colore arancione). Con l'impiego della prima strategia, il componente presenta un'inferiore assorbimento energetico rispetto ad una soluzione ideale con un carico medio costante pari al carico limite. La seconda strategia comporterebbe carichi eccedenti il limite che potrebbero risultare in accelerazioni dannose per gli occupanti del veicolo. Da questo esempio è evidente come un componente che esibisce una elevata CFE, come per la curva di colore viola, sia in grado di massimizzare l'energia assorbita senza eccedere i limiti di carico imposti.

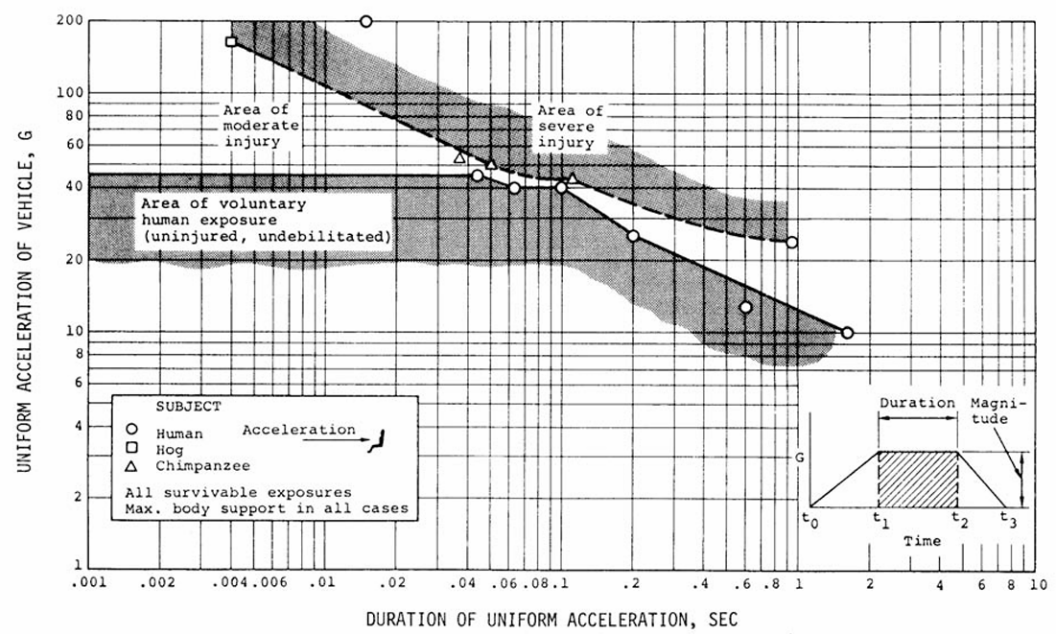


Figura 2.6: Curve di Eiband: limiti di tolleranza del corpo umano ad accelerazioni uniformi in direzione frontale di durata variabile[28].

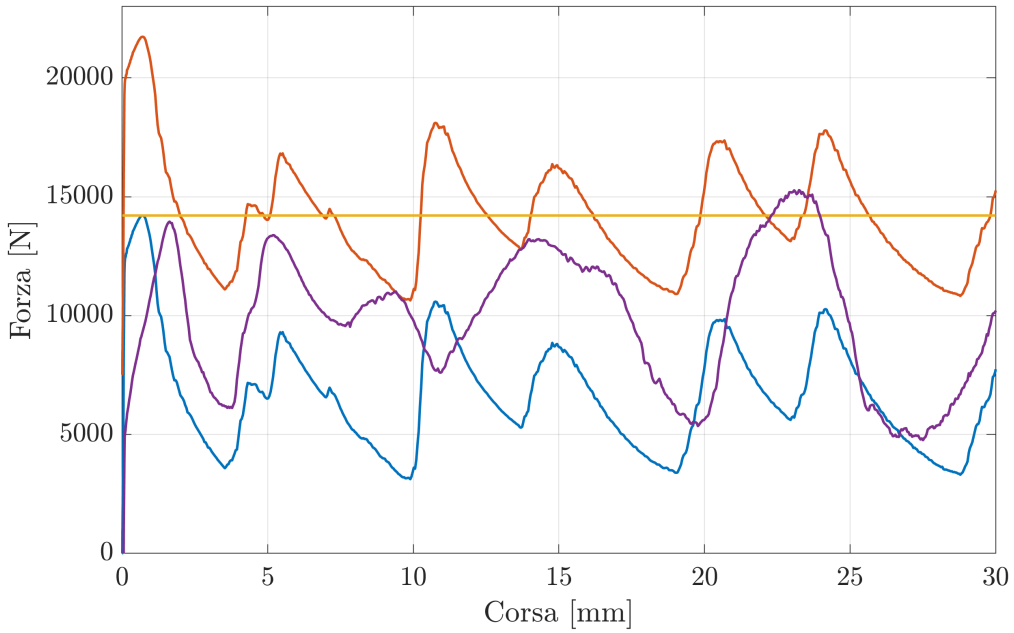


Figura 2.7: Comparazione di diverse strategie di dimensionamento dei componenti per l'assorbimento degli urti.

2.3 Taratura del modello numerico

Il processo di modellazione dei tubolari riempiti ha inizio dalla definizione del modello del profilato in alluminio con l'obiettivo di rappresentarne il collasso, il tipico andamento dei diagrammi forza-corsa e le proprietà che ne conseguono. Per assicurare una corretta rappresentazione del comportamento dei profilati, è importante eseguire una prima taratura del modello numerico a partire da un caso presente in letteratura. Questa procedura permette di comprendere il funzionamento del modello numerico nei suoi vari aspetti a partire da un caso validato e di esplorare l'influenza di alcuni suoi parametri quali i coefficienti d'attrito. Grazie a questo passaggio è quindi possibile ottenere delle informazioni preliminari per realizzare un modello maggiormente accurato dei componenti che saranno oggetto di questo lavoro.
Il lavoro scelto come riferimento è quello di Li [29], nel quale viene illustrata l'analisi numerica di diverse sezioni di profilati multicella in alluminio a partire da un modello validato sulla base di risultati sperimentali. Tra le sezioni proposte, viene replicato il modello della sezione quadrata con lo scopo di stabilire un riferimento per la creazione di un primo modello numerico.
La simulazione consiste nella riproduzione di una prova di compressione a velocità costante del profilato, avente larghezza $C = 75\ mm$, spessore $t = 2\ mm$ e lunghezza $L = 300\ mm$, che viene posizionato tra due piastre. Uno schema del modello è rappresentato in Figura 2.8. La piastra inferiore viene vincolata in tutti i suoi gradi di libertà, quella mobile è libera di traslare solamente in direzione verticale ad un velocità imposta pari a $5\ m/s$, mentre al profilato non viene applicato alcun vincolo. Entrambe le piastre sono modellate tramite elementi solidi a otto nodi, come corpi rigidi indeformabili, e il tubolare è modellato con degli elementi *shell* con formulazione Belytschko-Tsay, di dimensione pari a $1.5\ mm$.

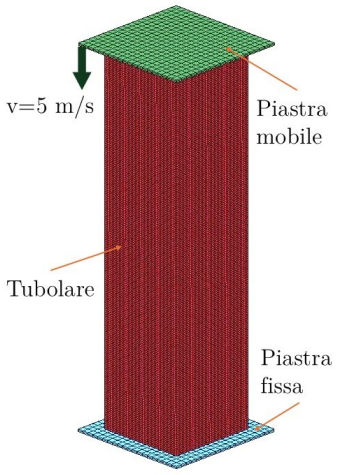


Figura 2.8: Modello numerico replicato da [29].

Durante la compressione sono presenti diverse superfici di contatto come ad esempio l'interfaccia tra le piastre e il provino, ma anche i punti di contatto all'interno del provino stesso. Infatti, come illustrato nella Sezione 2.1, la deformazione dei componenti prevede la formazione di pieghe che entrano in contatto tra di loro all'aumentare della della deformazione. Questo comportamento impone l'utilizzo di algoritmi di contatto per evitare la compenetrazione delle entità presenti nel modello. Il contatto viene stabilito con le keyword CONTACT_NODES_TO_SURFACE e CONTACT_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE, la prima modella il contatto tra piastre e profilato, mentre la seconda il contatto all'interno del profilato. Il funzionamento di questi algoritmi è basato sull'introduzione di una forza repulsiva di tipo elastico tra i nodi e una superficie di riferimento quando questi due elementi entrano in contatto. Nel caso del contatto tra le piastre e il profilato la superficie di rifermento è quella delle piastre, mentre per il contatto all'interno del profilato esso funge anche da superficie di riferimento. Un'altra caratteristica degli algoritmi di contatto è la possibilità di definire un coefficiente di attrito per lo scorrimento delle parti in contatto tra di loro. Sia per il contatto tra le piastre e il tubolare sia per il contatto all'interno del tubolare i coefficienti di attrito sono imposti pari a 0.15.
L'ultimo aspetto da considerare nella riproduzione della simulazione riguarda il modello di materiale utilizzato. Il materiale utilizzato è una lega di alluminio 6061 allo stato ricotto; da [29], si riporta in Figura 2.9 la sua curva tensione-deformazione estratta dall'immagine presente nel lavoro di Li con il software WebPlotDigitizer [30]. Il modello utilizzato è il MAT_123, un modello isotropo in grado di rappresentare il comportamento del materiale sia in campo elastico sia in campo plastico [29, 31]. Questo modello permette di modellare il comportamento del materiale definendone le proprietà e utilizzando la curva tensione-deformazione plastica ottenuta da una prova di trazione, che viene fornita come input tramite un massimo di otto punti della curva. I punti scelti sono rappresentati in Figura 2.9.

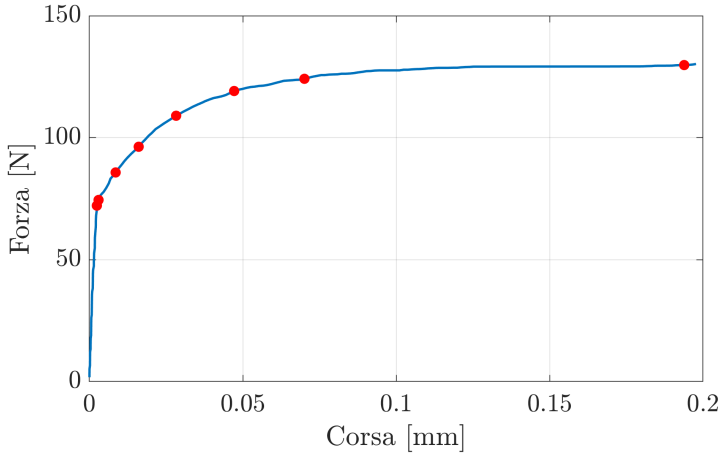
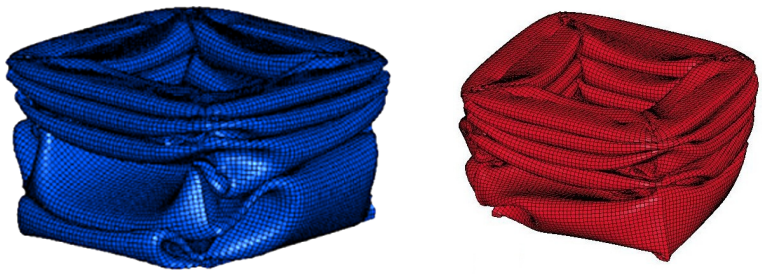


Figura 2.9: Curva tensione-deformazione della lega di alluminio AA 6061-O [29].

Una volta eseguita la simulazione è possibile confrontarne i risultati con quanto illustrato dal lavoro di Li. In Figura 2.10 è rappresentato il confronto dei meccanismi di collasso di entrambi i modelli. Le immagini mostrano un collasso di tipo assialsimmetrico, in cui le pieghe formate sono rivolte verso l'esterno del profilato, per entrambi i modelli. Per quanto riguarda i diagrammi forza-corsa dei due modelli, riportati in Figura 2.12, si osserva una buona corrispondenza, infatti il modello riprodotto in questo lavoro è in grado di rappresentare il carico di picco e le successive oscillazioni con minime differenze. L'accuratezza nella riproduzione del modello è anche dimostrata dai valori di SEA e CFE: il lavoro di Li riporta un valore di SEA pari a 9.49 $[J/g]$ e una CFE pari al 35.2 %, mentre il modello proposto mostra una SEA di 9.48 $[J/g]$, per un errore dello 0.1 %, e una CFE pari al 33.6 %, per un errore del 4.5 %. Sia il valore della SEA sia quello della CFE sono calcolati fino ad una corsa di 250 mm, come nel lavoro di Li, in modo da poter paragonare i risultati dei modelli.

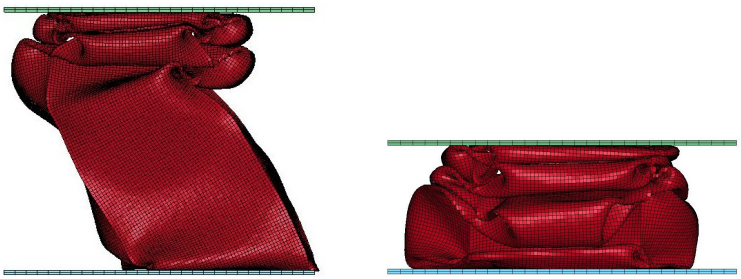


(a) **(b)**

Figura 2.10: Collasso del modello di taratura: a) collasso da [29], b) modello proposto.

Alla luce dei risultati dal punto di vista del collasso e dalle minime differenze nei carichi esibiti e nelle proprietà di assorbimento degli urti, è possibile concludere che il modello riprodotto è in grado di rappresentare correttamente quanto riportato nel lavoro di Li.
Nonostante la corrispondenza tra i due modelli, è importante osservare come un collasso assialsimmetrico del profilato di sezione quadrata sia difficilmente osservabile nelle prove sperimentali, infatti la letteratura riporta meccanismi di collasso asimmetrici come quelli descritti nella Sezione 2.1. È noto come il collasso dei profilati sia fortemente influenzato dalle loro imperfezioni; sia geometriche, quindi della forma e dello spessore della parete del profilato, sia delle caratteristiche del materiale dovute al processo di fabbricazione[32].
Questa discrepanza nei modi di collasso risiede nella natura stessa dei modelli agli elementi finiti in quanto questi ultimi rappresentano un componenti privi di imperfezioni geometriche e fisiche. Per ottenere un modello numerico in grado di

avvicinarsi il comportamento reale dei profilati, è necessario introdurre uno strumento in grado di rappresentarne le imperfezioni. Il metodo scelto è l'introduzione di una perturbazione delle coordinate dei nodi della mesh pari al 5 % dello spessore in direzione parallela alla normale degli elementi *shell*. I rapporti tra le dimensioni del profilato, $C/t = 37.5$ e $L/C = 4$, collocano il profilato nella zona di collasso progressivo secondo il grafico in Figura 2.2a, quindi è atteso un collasso secondo questa modalità.
In Figura 2.11a è riportato il collasso risultante dall'introduzione della perturbazione e si può constatare come sia in disaccordo con quanto ipotizzato. Questo risultato mostra un collasso inizialmente progressivo, che in seguito muta in un collasso di tipo flessionale accompagnato da un consistente scorrimento del profilato rispetto alla piastra inferiore. Da questa evidenza è chiara la necessità di indagare l'influenza del coefficiente di attrito del contatto tra le piastre e il tubolare sul modo di collasso del profilato. Dopo alcuni tentativi utili a determinare il coefficiente più adatto a rappresentare il collasso atteso, è stato scelto un coefficiente di attrito pari a 0.45. In questo modo si ottiene il collasso progressivo rappresentato in Figura 2.11b. Questa differenza nel collasso evidenzia come il coefficiente di attrito sia un parametro non trascurabile per la buona riuscita delle simulazioni, in quanto condiziona fortemente il comportamento del profilato.



(a) **(b)**

Figura 2.11: Collasso del modello perturbato: a) coefficiente d'attrito 0.15, b) coefficiente d'attrito 0.45.

Oltre al cambiamento del modo di collasso la perturbazione causa anche un minore assorbimento energetico, infatti il modello perturbato mostra una SEA pari a 8.4 $[J/g]$ a fronte di una SEA di 9.48 $[J/g]$ esibita dal modello non perturbato. Il minor assorbimento energetico è evidente anche dalla caratteristica forza-corsa, mostrata in Figura 2.12, nella quale si osservano valori di carico inferiori rispetto alle due soluzioni non perturbate.

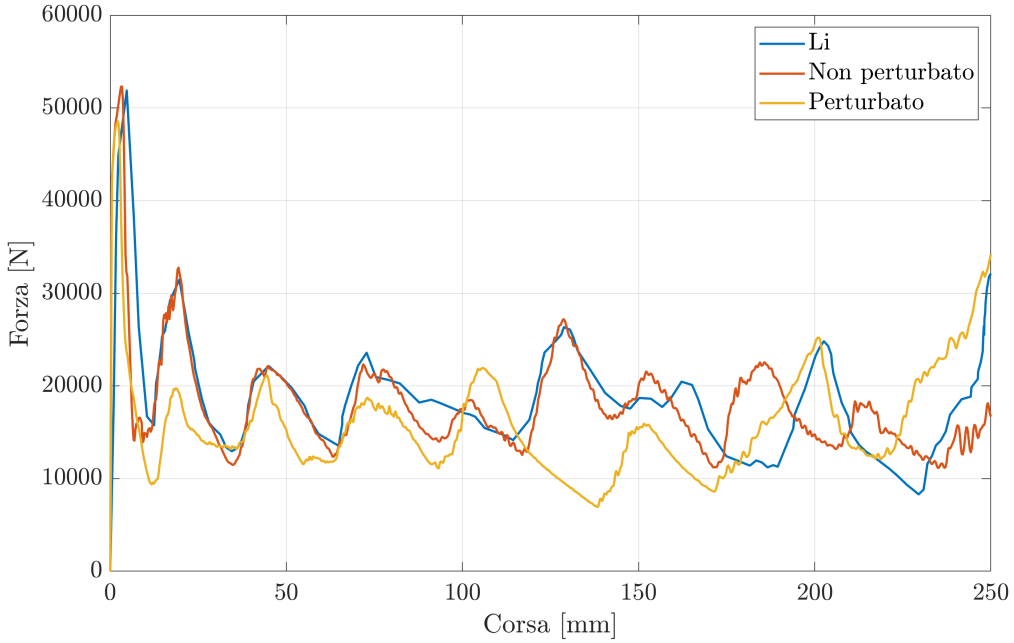


Figura 2.12: Caratteristiche forza-corsa del modello di taratura.

Il modello proposto nel lavoro di Li risulta essere in parte congruente con quanto descritto nella Sezione 2.1 in quanto è in grado di rappresentare un collasso progressivo e la relativa caratteristica forza-corsa; tuttavia il collasso ottenuto è difficilmente riscontrabile dalle prove sperimentali presenti in letteratura. L'introduzione di una perturbazione dei nodi si è rivelata un modo efficace per rappresentare il corretto comportamento dei profilati, se accompagnata da un'attenta analisi dei coefficienti di attrito dei contatti.
In definitiva, con le opportune variazioni della geometria e delle condizioni di carico, è quindi possibile adattare questo modello alla rappresentazione dei profilati metallici oggetto di questo lavoro, ponendo particolare attenzione alla determinazione dei coefficienti di attrito scelti.

2.4 Modelli numerici preliminari

Come anticipato nel Capitolo 1, questo lavoro è incentrato sul miglioramento delle proprietà di assorbimento degli urti dei profilati in alluminio grazie all'inserimento di un riempimento, di struttura reticolare, prodotto tramite *FFF*. L'obiettivo è quello di determinare la miglior combinazione di profilato e riempimento, in tal senso è importante indagare una serie di possibili configurazioni geometriche di queste due componenti. Per quanto riguarda i profilati in alluminio, si analizzano la sezione circolare e quella quadrata, per determinare quale delle due possa essere più

adatta, e tre valori di spessore al fine di valutarne l'influenza sulle loro proprietà. A partire dal modello precedentemente analizzato vengono implementate alcune variazioni utili a migliorare il tempo di simulazione e ad allineare le caratteristiche del materiale alle proprietà del materiale che si intende utilizzare nella fase sperimentale. L'analisi del comportamento dei profilati in alluminio viene effettuata simulandone una prova di compressione a velocità costante, come nel modello precedentemente descritto. Come anticipato nell'introduzione al capitolo, i risultati delle simulazioni sui profilati verranno successivamente utilizzati per la preparazione del sistema di prova in quanto permettono una prima stima delle forze in gioco.
Prima di descrivere i modelli numerici è necessario definire le dimensioni delle due sezioni che verranno analizzate. Per poterle confrontare, è importante assicurarsi che abbiano dimensioni comparabili, così che i modi di collasso e le forze in gioco siano adeguatamente rappresentati. A questo scopo, le dimensioni dei tubolari su cui svolgere l'analisi numerica, sono scelte in modo tale da avere la stessa altezza e la stessa sezione resistente. Nell'ottica di una successiva fase sperimentale, le dimensioni finali sono corrette tenendo conto delle dimensioni commerciali in modo da assicurare disponibilità dei componenti sul mercato. Per le ragioni appena esposte, la sezione resistente del tubolare quadrato risulta essere inferiore a quella del tubolare circolare, motivo per cui la successiva analisi avverrà confrontando i risultati normalizzati rispetto alla sezione e alla massa, utilizzando indicatori come SEA e CFE. Le dimensioni della sezione quadrata sono determinate a partire dalla scelta di un diametro esterno del tubolare circolare di 40 mm, mentre gli spessori scelti sono 1 mm, 1.5 mm e 2 mm. Ad esempio, per un tubolare di spessore 1 mm la sezione quadrata risulta quindi essere costituita da un lato di dimensione 30 mm, con una differenza percentuale tra le due sezioni resistenti del 5.7 %. Uno schema delle due sezioni è riportato in Figura 2.13.
La Tabella 2.1 riassume le dimensioni dei componenti finali scelti per il confronto numerico delle due diverse geometrie e i rapporti D/t, dai quali si prevedono un modo di collasso asimmetrico misto per la sezione quadrata e un modo anulare per la sezione circolare.
Per rendere più chiara l'interpretazione delle nomenclature riguardanti i profilati è bene analizzarle. La designazione di ogni provino è composta dalla lettera che identifica il tipo di sezione, Q per la sezione quadrata e C per la sezione circolare, seguita dallo spessore del tubolare. Ad esempio il provino di sezione quadrata di spessore 1 mm è denominato Q_1.

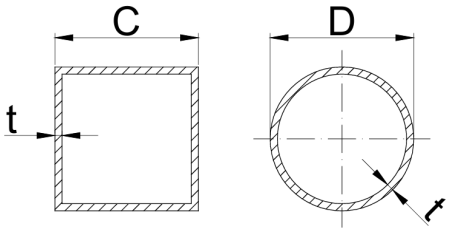


Figura 2.13: Schema delle sezioni dei profilati: sezione quadrata, a sinistra, e sezione circolare, a destra.

Provino	$Dim\ [mm]$	$t\ [mm]$	$A\ [mm^2]$	Dim/t
Q_1	30	1	116	30
Q_1.5	30	1.5	171	20
Q_2	30	2	224	15
C_1	40	1	123	40
C_1.5	40	1.5	181	27
C_2	40	2	239	20

Tabella 2.1: Dimensioni dei tubolari in alluminio.

Il profilato è posizionato tra due pareti rigide: una inferiore fissa e una superiore alla quale è imposto un movimento di compressione di 40 mm in direzione z per un tempo pari a 7 ms, ottenendo una velocità di prova pari 5.7 m/s. La scelta della corsa di compressione è operata in modo da evitare la rappresentazione della fase di densificazione, poiché in questa fase il componente è completamente compresso e non si verifica un'ulteriore deformazione plastica in grado di assorbire energia. A questa problematica di comportamento del profilato, si aggiunge una scarsa accuratezza nella rappresentazione della densificazione da parte del modello numerico, dovuta al fatto che il contatto tra gli elementi non è una rappresentazione esatta del contatto reale. In Figura 2.14 è rappresentato il modello di un tubolare di sezione quadrata.
Per la simulazione del tubolare sono impiegati degli elementi *shell* completamente integrati, la cui dimensione è scelta pari a 1 mm così da ottenere il giusto compromesso tra una corretta rappresentazione del comportamento del profilato e una tempistica di simulazione sufficientemente contenuta. Lo spessore degli elementi è impostato pari al valore di spessore dei profilati precedentemente indicato nella Tabella 2.1.

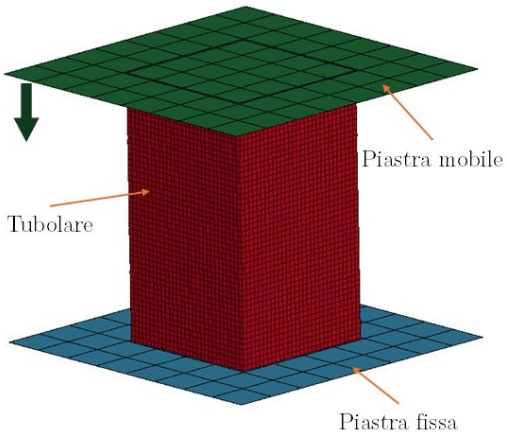


Figura 2.14: Modello del tubolare di sezione quadrata.

La prima variazione rispetto al modello tarato sul lavoro di Li consiste nella sostituzione delle piastre modellate tramite elementi solidi con delle pareti rigide create con la *keyword* RIGIDWALL. Con questa *keyword*, oltre alla definizione della superfici che rappresentano le piastre, viene definito anche l'algoritmo di contatto tra il tubolare e le piastre. La definizione dei contatti è quindi limitata alla definizione del contatto interno al profilato con la *keyword* CONTACT_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE, per il quale il coefficiente di attrito resta invariato rispetto al modello creato nella Sezione 2.3 e pari a 0.15. Questa modalità di creazione delle piastre permette anche di ridurre il tempo di simulazione in quanto le due piastre vengono modellate con degli elementi *shell*, dal costo computazionale inferiore rispetto agli elementi solidi. Come nel caso dei contatti definiti con l'apposita *keyword*, anche le superfici definite con RIGIDWALL permettono la definizione di un coefficiente di attrito. Per determinare il coefficiente di attrito adatto ad ottenere un collasso corretto, si eseguono alcuni tentativi variandone il valore. All'aumentare del coefficiente di attrito, si osservano comportamenti differenti per le due sezioni: la sezione circolare mostra un modo misto che successivamente muta in un modo esclusivamente anulare, mentre la sezione quadrata mostra una tendenza al collasso flessionale che si attenua all'aumentare del coefficiente di attrito. A seguito di alcuni tentativi è stato scelto un coefficiente pari a 0.45 per entrambe le sezioni, in quanto permette di ottenere i colassi previsti dai rapporti delle dimensioni della sezione.
Il modello di materiale scelto è il medesimo utilizzato nel modello preliminare, il MAT_123, impiegando anche in questo caso la curva tensione-deformazione plastica. Ciò che cambia sono le proprietà del materiale, in questo caso è stata scelta una lega di alluminio 6060 ricotto a 300 °C, simile al materiale che verrà utilizzato nelle prove sperimentali. Le proprietà utilizzate nella costruzione del modello sono densità $\rho = 2.7 \cdot 10^{-3}\ g/mm^3$, modulo elastico $E = 6.9 \cdot 10^4\ MPa$ e coefficiente di Poisson $\nu = 0.33$. La curva tensione-deformazione è riportata in Figura 2.15 ed è tratta da un lavoro sulla caratterizzazione di tubolari in alluminio utilizzati come assorbitori energetici [32]. In Figura 2.15 sono riportati anche i punti sperimentali utilizzati nel modello di materiale per rappresentarne il comportamento plastico.
Come nel modello iniziale, anche in questo caso viene introdotta una perturbazione delle coordinate dei nodi della mesh, pari al 5 % dello spessore, sia per la sezione quadrata sia per quella circolare. Si è scelto di applicarla anche alla sezione circolare per mantenere le stesse condizioni di simulazione.

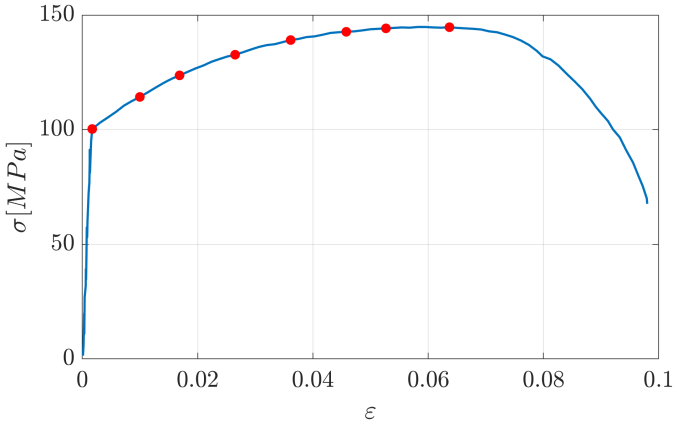


Figura 2.15: Curva tensione-deformazione alluminio 6060 ricotto a 300 °C [32].

2.5 Risultati numerici

I risultati delle simulazioni presentano dei modi di collasso e dei diagrammi forza-corsa compatibili con quanto illustrato nella sezione 2.1, sia per la sezione quadrata sia per la sezione circolare.
Nella Figura 2.16 sono rappresentati i modi di collasso dei provini a sezione quadrata per i quali si osserva un modo di collasso progressivo asimmetrico come previsto dai rapporti delle dimensioni scelte. È interessante notare come, nelle fasi iniziali della compressione, sia presente un'iniziale deformazione per instabilità elastica anche nella parte inferiore del provino, oltre che l'iniziale deformazione nell'area di impatto. Per quanto riguarda le caratteristiche forza-corsa, riportate in Figura 2.17, si osserva il tipico andamento con un evidente picco di carico, seguito da una fase caratterizzata da oscillazioni marcate coincidenti con la formazione delle pieghe.
Il collasso dei profilati di sezione circolare avviene principalmente secondo il modo anulare, come rappresentato nella Figura 2.18, e, come per i profilati di sezione quadrata, si osserva un'iniziale deformazione nella parte inferiore del provino. Osservando il collasso del provino di spessore 1 mm, in Figura 2.18a, si nota una transizione del modo di collasso dal modo anulare a quello a quello a diamante. Per quanto riguarda i diagrammi forza-corsa dei profilati di sezione circolare, analogamente a quelli di sezione quadrata, si osserva il tipico andamento di carico che caratterizza la compressione dei profilati metallici.
Un altro aspetto che emerge dai diagrammi forza-corsa è dato dall'effetto dello spessore del tubolare: all'aumentare del suo valore si osserva un aumento del carico di picco e, nella successiva fase di carico, del carico medio. Questo comportamento risulta prevedibile in quanto un aumento dello spessore aumenta la sezione resistente del profilato e conseguentemente le forze in gioco.

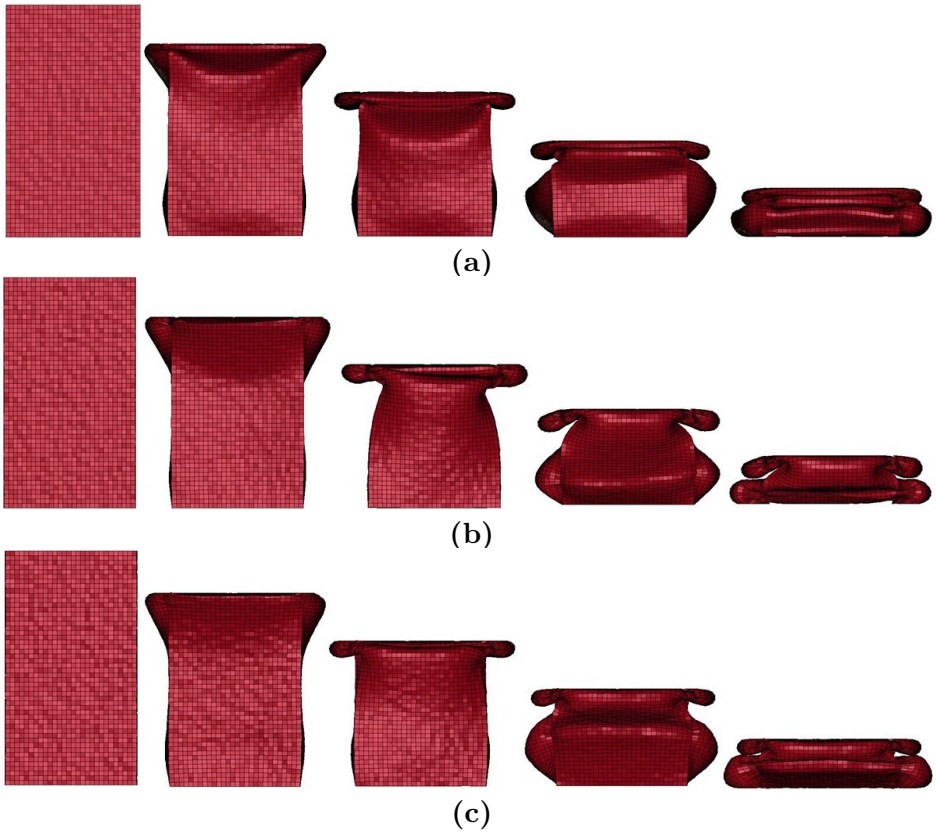


Figura 2.16: Collasso dei profilati di sezione quadrata: a) spessore 1 mm, b) spessore 1.5 mm, c) spessore $2mm$.

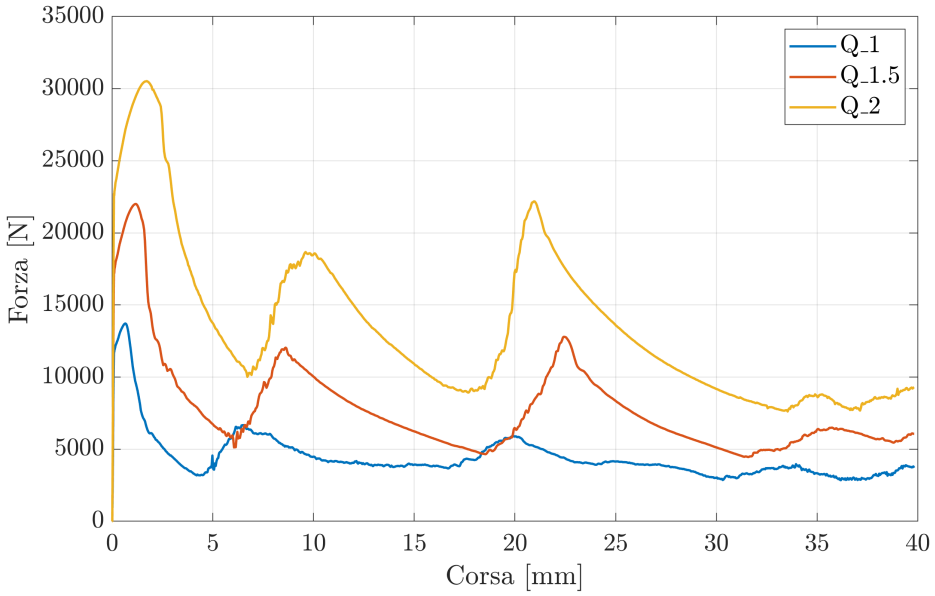


Figura 2.17: Caratteristiche forza-corsa dei profilati di sezione quadrata.

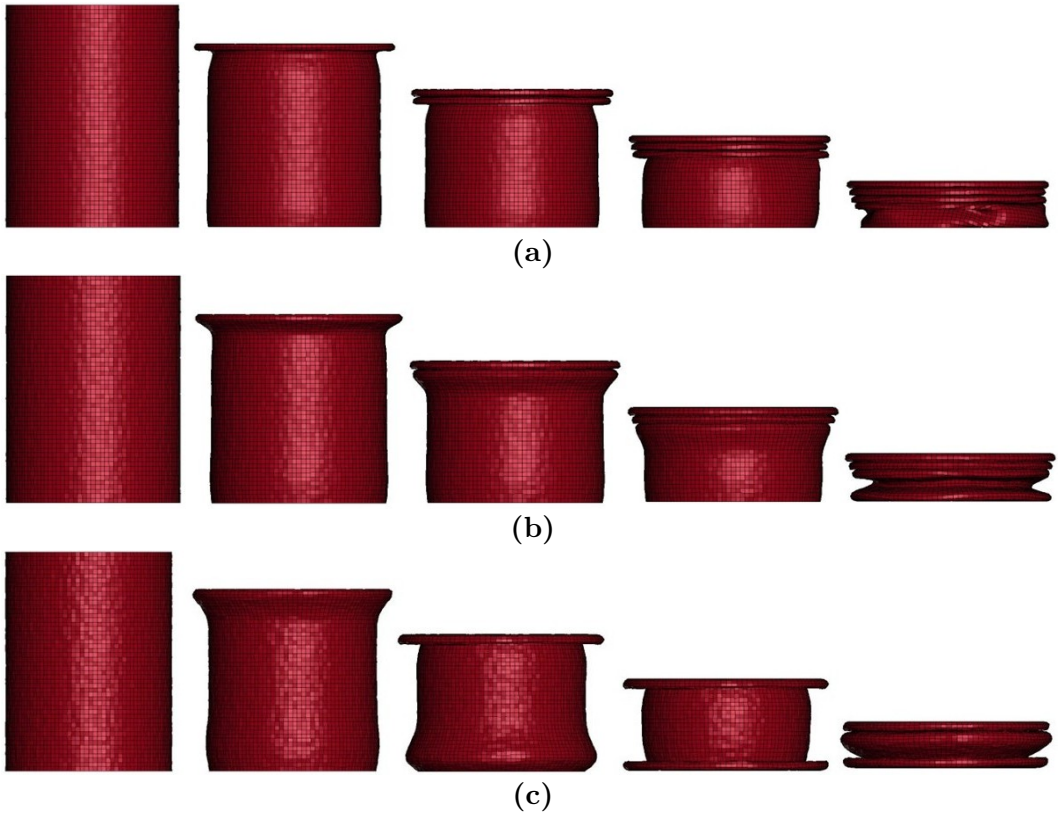


Figura 2.18: Collasso dei profilati di sezione circolare: a) spessore 1 mm, b) spessore 1.5 mm, c) spessore 2mm.

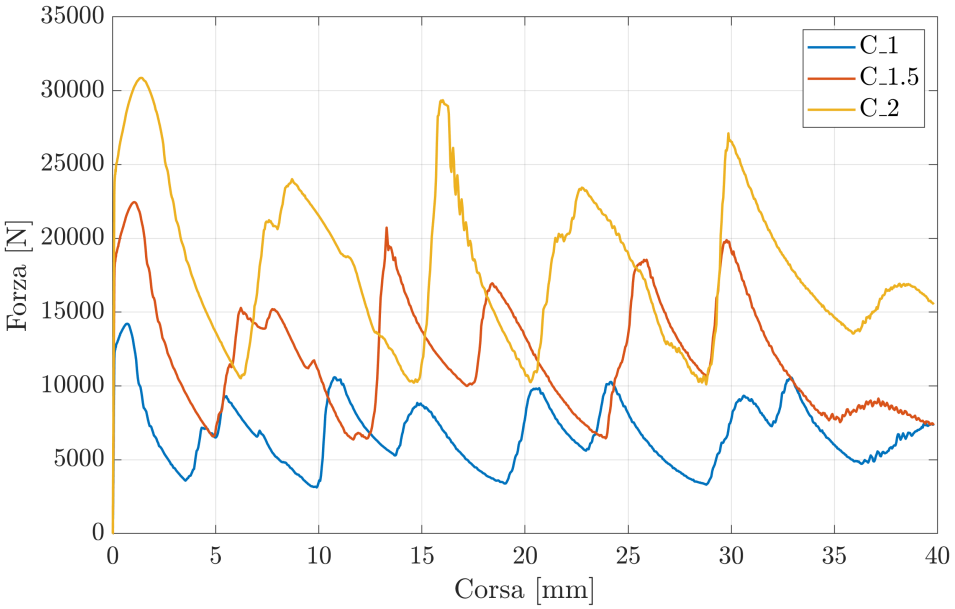


Figura 2.19: Caratteristiche forza-corsa dei profilati di sezione circolare.

Dai diagrammi forza-corsa è possibile ricavare le proprietà di assorbimento degli urti, nella Tabella 2.2 sono riportate la SEA e la CFE calcolate per ogni provino, i carichi registrati, le tensioni ingegneristiche e le differenze relative di SEA e CFE della sezione circolare rispetto a quella quadrata a parità di spessore. Per il calcolo di SEA e CFE è stata considerata una corsa pari 40 mm, corrispondente ad una deformazione ε del componente pari all'80 %. Con questa scelta è possibile valutare le proprietà nel campo di corsa effettivamente utile all'assorbimento energetico, evitando di considerare anche la fase di densificazione.
Analizzando le proprietà dei provini di entrambe le sezioni, si nota come l'aumento dello spessore del profilato porti ad un aumento della SEA, già intuibile osservando i forza-corsa, e un aumento della CFE. Confrontando le proprietà delle due sezioni a parità di spessore, si riscontrano proprietà migliori per la sezione circolare. Questo risultato si riscontra anche in letteratura ed è principalmente dovuto alla concentrazione della deformazione plastica in corrispondenza nelle zone intorno agli spigoli della sezione quadrata [7, 29].

Provino	m $[g]$	SEA $[J/g]$	ΔSEA [%]	F_{max} $[N]$	σ_{max} $[MPa]$	F_m $[N]$	σ_m $[MPa]$	CFE [%]	ΔCFE [%]
Q_1	15.7	11.24	-	13720	118	4329	37	31.55	-
Q_1.5	23.1	13.49	-	22006	129	7490	44	34.05	-
Q_2	30.2	17.74	-	30529	136	12893	58	42.23	-
C_1	16.5	16.80	+ 49.5	14212	116	6693	55	47.10	+ 49.3
C_1.5	24.5	19.58	+ 45.1	22449	124	11876	65	52.90	+ 55.4
C_2	32.2	22.29	+ 25.6	30865	129	17708	74	57.37	+ 26.4

Tabella 2.2: Proprietà di assorbimento degli urti dei profilati in alluminio e differenze relative tra modelli di sezione circolare e quadrata a parità di spessore.

In conclusione il modello proposto permette di rappresentare sia i modi di collasso dei profilati metallici sia l'andamento della forza durante le prove di compressione, portando all'ottenimento di risultati congruenti con quanto presente in letteratura. Dalla fase numerica appena presentata, appare ragionevole adottare una soluzione progettuale costituita da un tubolare di sezione circolare, in quanto garantisce prestazioni specifiche più elevate e una maggiore distribuzione delle deformazioni massime. Come accennato in precedenza, l'accumulo fortemente localizzato di deformazione negli spigoli della sezione quadrata, mette a rischio la tenuta del materiale, rischiando di compromettere l'integrità della struttura. L'assialsimmetria della sezione circolare permette invece una distribuzione uniforme delle deformazioni, soprattutto nel modo di collasso anulare. Questo, unito al trattamento di ricottura del materiale, garantisce la stabilità della struttura e aiuta ad evitare possibili fratture del materiale, aumentando le prestazioni di assorbimento di energia negli urti. In definitiva, nell'ottica di progettare un componente costituito da un tubolare e da un riempimento realizzato tramite stampa FFF, la scelta della componente tubolare deve essere effettuata solo dopo aver valutato l'interazione

tra i due oggetti. Se da una parte la scelta del componente tubolare di sezione circolare appare ragionevole alla luce dei risultati appena presentati, essa deve però essere rivalutata nell'analisi del componente nel suo complesso. L'interazione tra tubolare e riempimento può infatti essere un fattore chiave nella scelta delle singole parti, indipendentemente dall'effetto benefico o nocivo che essa può apportare alle prestazioni del componente completo. Per questo la scelta della forma del profilato sarà rimandata alla fase finale dell'analisi numerica presentata nel Capitolo 3.

Capitolo 3

Progettazione del riempimento

Analizzato il comportamento dei profilati di alluminio si affronta la progettazione del riempimento di struttura reticolare e successivamente si valuta la sua interazione con il profilato attraverso la costruzione di un modello del componente completo. In un'ottica di miglioramento delle proprietà dei componenti per l'assorbimento dell'energia derivante dagli urti, la progettazione del riempimento è una componente chiave di questo lavoro. Come evidenziato dal Capitolo 2 i profilati in alluminio presentano delle carenze quali una scarsa efficienza di carico e marcate oscillazioni nella fase di carico successiva al picco massimo. Lo scopo dell'aggiunta di un riempimento è quello di limitare le mancanze dei profilati incrementandone il carico medio rispetto al carico di picco, migliorando quindi l'efficienza di carico, e riducendone le oscillazioni di carico. In questo lavoro il riempimento viene realizzato con una struttura reticolare in materiale polimerico, quindi a basso costo, realizzata tramite stampa *FFF*. L'utilizzo di questa tecnologia permette di creare geometrie altrimenti irrealizzabili tramite le tecnologie produttive tradizionali e di modificarle in modo da ottenere le proprietà ottimali in combinazione con i profilati in alluminio. La progettazione del riempimento parte dalla scelta della geometria della cella elementare, in questo caso viene scelta una cella cubica, dopodiché vengono analizzate alcune variazioni dei parametri di cella per esplorarne l'influenza sulle proprietà di assorbimento degli urti. Infine viene condotta un'analisi numerica sui componenti completi per determinare la miglior combinazione di riempimento e profilato e ottenere una stima delle forze in gioco in previsione delle prove sperimentali.

3.1 Struttura reticolare e provini

Il primo passo consiste nella scelta della struttura reticolare da utilizzare come riempimento. A tal proposito, sono state esplorate alcune alternative come le *Triply Periodic Minimal Structure (TPMS)*, un esempio è la struttura giroide presentata nel Capitolo 1 in Figura 1.6d. Questo tipo di strutture presenta ottime proprietà meccaniche specifiche, ma introduce alcune complicazioni riguardo la loro modellazione mediante elementi finiti. Nelle *TPMS* prodotte tramite *FFF* si riscontrano delle mancanze di materiale, come rappresentato in Figura 3.1, che ne complicano notevolmente la modellazione in quanto renderebbero necessaria la rimozione degli elementi in tali zone.

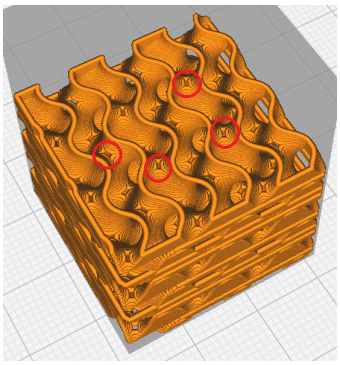
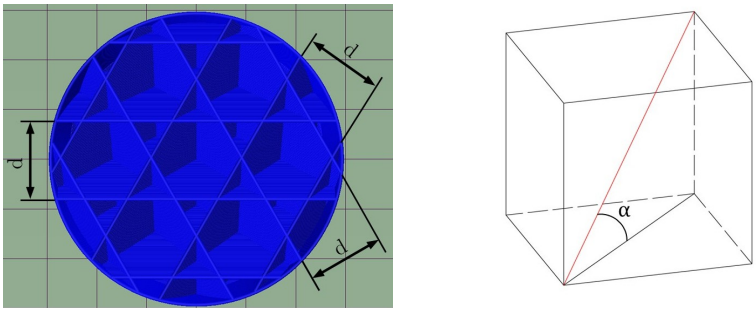


Figura 3.1: Vuoti presenti nelle *TPMS* stampate tramite *FFF*.

Per questa ragione la scelta è ricaduta sul riempimento a celle cubiche, che risulta essere più semplice delle TPMS, in quanto è governato da due soli parametri di cella, e non presenta vuoti dovuti alla modalità di produzione. Inoltre, da uno studio sperimentale riguardante questo riempimento, si osserva come il riempimento cubico presenti una buona efficienza di carico, di poco inferiore rispetto ad una struttura giroide [19].
La costruzione del riempimento consiste nella ripetizione della cella elementare cubica nello spazio, la serie di cubi viene poi ruotata in modo da allinearne la diagonale con l'asse verticale. Il risultato finale è quindi una serie tridimensionale di celle cubiche orientate con la diagonale parallela alla direzione verticale. I parametri scelti per la definizione della geometria della cella elementare sono la distanza tra i filamenti stampati d e l'angolo tra la diagonale del cubo e la sua faccia di base α, che coincide con l'inclinazione delle pareti interne al riempimento rispetto alla verticale. Entrambi i parametri sono riportati in Figura 3.2.



(a) **(b)**

Figura 3.2: Parametri di cella: a) distanza tra i filamenti stampati, b) angolo tra diagonale e faccia di base del cubo.

La variazione di entrambi i parametri di cella permette di influenzare il comportamento della struttura. La distanza tra i filamenti d permette di modificare la densità della struttura: ad una sua diminuzione corrisponde un incremento della densità e quindi delle proprietà meccaniche. In questo lavoro è stato scelto di fissare la densità del riempimento a 300 g/l, valore tipico di schiume polimeriche o metalliche usate per l'assorbimento degli urti, per ottenere un buon compromesso tra proprietà meccaniche e leggerezza della struttura. A parità di densità l'angolo α condiziona il collasso delle pareti interne della struttura: a fronte di una sua diminuzione è attesa una maggior propensione delle pareti del riempimento all'instabilità elastica in quanto esse sono orientate in una direzione più vicina a quella verticale, cioè la direzione di carico. Il collasso per instabilità elastica dovrebbe portare ad un aumento del carico di picco, e dell'energia assorbita, accompagnato da un'inferiore efficienza di carico. Questo comportamento trova riscontro in letteratura; infatti l'introduzione di corrugazioni o pieghe in stile origami nei tubolari permette di migliorarne l'efficienza di carico a discapito dell'energia assorbita aumentando l'angolo tra la direzione di carico e la parete [4, 29].
Per le ragioni appena esposte è interessante studiare l'influenza dell'angolo α sulle proprietà di assorbimento degli urti dei componenti analizzando tre diversi angoli. A partire dall'angolo di inclinazione della diagonale di un cubo, calcolata come

$$\alpha = arcsin\left(1/\sqrt{3}\right) \approx 35.26° \tag{3.1}$$

si analizzano le inclinazioni di 25° e 45°. In tutti e tre i casi, per costruire l'intero reticolo è necessario ruotare le celle di $\pi/2 - \alpha$ per allineare la diagonale in direzione verticale. Cambiando l'angolo α a parità di distanza d le celle assumeranno una forma diversa dal cubo, come evidenziato in Figura 3.3, con una diagonale di lunghezza

$$h = d/tan\,(\alpha) \tag{3.2}$$

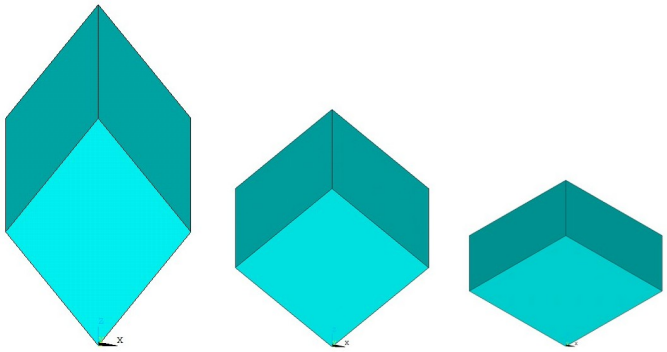


Figura 3.3: Celle elementari al variare dell'angolo α.

Illustrata la costruzione del riempimento, è possibile passare alla descrizione dei provini veri e propri: essi sono composti dal riempimento cubico, delimitato da un perimetro esterno avente spessore pari a quella del filamento deposto. Per entrambe le sezioni, le dimensioni esterne sono definite a partire dai profilati di spessore 1 mm, quindi il diametro esterno o la larghezza esterna del riempimento coincidono con la rispettiva dimensione interna dei profilati. L'altezza dei riempimenti è mantenuta uguale a quella dei tubolari, pari a 50 mm. Come per i profilati in alluminio, è importante introdurre una nomenclatura al fine di distinguere i diversi riempimenti, essa è così composta: la prima lettera indica il tipo di sezione, C per quella circolare e Q per quella quadrata, la seconda lettera indica il riempimento, in questo caso è contemplato solo quello cubico indicato con C, mentre il numero indica l'angolo α. Le dimensioni dei riempimenti, i parametri di cella e le densità sono riportati nella Tabella 3.1, mentre in Figura 3.4 sono rappresentati i riempimenti C_C_35 e Q_C_35. Facendo riferimento a questi dati, è importante puntualizzare come il parametro di cella d sia differente tra le due sezioni in modo da ottenere una densità vicina a quella posta come obiettivo per entrambe le configurazioni.

Riempimento	$Dim\ [mm]$	$\alpha\ [°]$	$d\ [mm]$	$\rho\ [g/l]$
Q_C_45	28	45	11.5	291
Q_C_35	28	35.26	11.5	300
Q_C_25	28	25	11.5	297
C_C_45	38	45	10	304
C_C_35	38	35.26	10	310
C_C_25	38	25	10	304

Tabella 3.1: Dimensioni, parametri di cella e densità dei riempimenti.

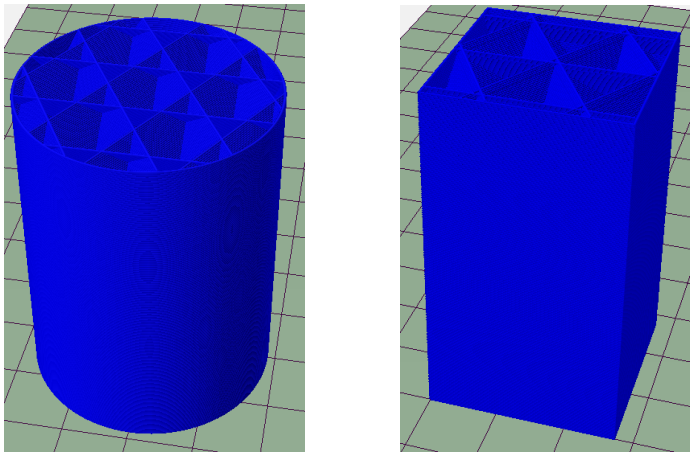


Figura 3.4: Provino C_C_35 e Q_C_35.

3.2 Progettazione del percorso di stampa

Normalmente la produzione dei manufatti stampati tramite *additive manufacturing* avviene con l'utilizzo di un software di *slicing*, ovvero un programma che, a partire dal modello 3D della struttura da stampare, crea le istruzioni in linguaggio GCode utilizzate dalla stampante per la produzione del particolare. Il software suddivide il modello 3D in strati orizzontali, i *layer*, e per ogni *layer* calcola il percorso dell'ugello e lo trasforma in GCode. I programmi di *slicing* offrono la possibilità di creare il riempimento dei componenti secondo dei pattern prestabiliti; ad esempio è possibile importare il modello 3D di un semplice parallelepipedo e scegliere il pattern di riempimento tra quelli proposti dal software. La scelta di riempimento è abbastanza ampia, tuttavia è possibile regolarne solamente la densità; ciò limita le possibilità progettuali sulla struttura di riempimento. Sarebbe possibile aggirare questa limitazione importando il CAD del riempimento e utilizzare lo *slicer* per la generazione del GCode, ma il software potrebbe non implementare il miglior percorso di stampa possibile pregiudicando qualità e resistenza meccanica del componente.
Per sopperire alle mancanze dei software di *slicing* è stato utilizzato il programma FullControl GCode Designer [33] che permette di controllare direttamente il percorso dell'ugello attraverso semplici istruzioni che vengono successivamente convertite in GCode. In questo modo è possibile personalizzare la geometria, nel caso di questo lavoro introducendo i diversi angoli di inclinazione delle pareti, eliminando il vincolo dei riempimenti limitati proposti dallo *slicer*. La completa libertà nella definizione del percorso di stampa permette di minimizzare e ordinare i percorsi di spostamento nei quali non si estrude materiale, detti di *travel*, così facendo si riducono sia i difetti di stampa sia il tempo di stampa di ogni *layer*. La riduzione

del tempo di deposizione di ogni *layer* è estremamente importante in quanto ne limita il raffreddamento e ne migliora l'adesione con il *layer* successivo, aumentando la resistenza meccanica del componente. La versione di FullControl utilizzata in questo lavoro si basa sull'utilizzo di Excel come interfaccia grafica e di inserimento dei comandi, mentre la trasformazione delle istruzioni è affidata ad un codice scritto in Visual Basic. Attraverso vari comandi è possibile creare il percorso di stampa in modo da generare linee rette, sia in coordinate cartesiane sia in coordinate polari, percorsi circolari oppure percorsi che seguono equazioni matematiche. Generati dei semplici percorsi è anche possibile farne delle ripetizioni lineari o polari per completare la costruzione del componente. Il programma permette di utilizzare un'ampia selezione di funzioni garantendo totale flessibilità nella progettazione del componente da realizzare.
Per comprendere il funzionamento di base del programma è utile analizzare la creazione del primo *layer* di uno dei provini di sezione circolare. Sezionando il provino all'altezza del primo *layer* si ottiene il profilo in Figura 3.5, nella quale si possono distinguere i filamenti di cui è composto il *layer* e apprezzare l'ottimizzazione del percorso di *travel* in giallo, mentre in Figura 3.6 sono riportate le istruzioni corrispondenti.

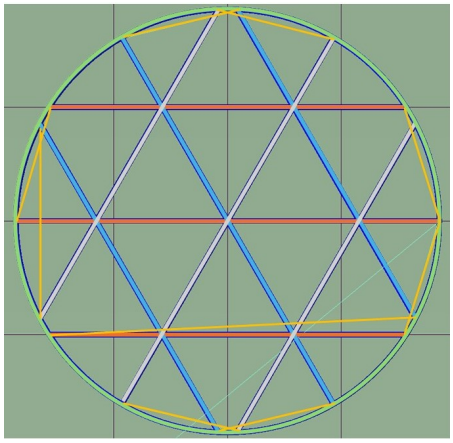


Figura 3.5: Primo *layer* del riempimento C_C_35.

L'elenco delle funzioni comincia con la creazione del perimetro esterno, evidenziato in verde nella Figura 3.5, in questo caso è un percorso circolare di cui sono definiti: coordinate del centro, raggio, angolo di inizio e fine del cerchio, senso di percorrenza antiorario, larghezza e altezza del filamento stampato. Dopo il perimetro esterno vengono create le linee orizzontali, evidenziate in arancione nella Figura 3.5, delle quali sono definite le coordinate cartesiane di inizio e fine e le dimensioni del filamento. Infine vengono definite le linee inclinate di 60° verso sinistra e destra, evidenziate rispettivamente in azzurro e bianco nella Figura 3.5, in coordinate polari,

specificando centro, coordinate dei punti di inizio e fine e dimensioni del filamento. Il provino completo è ottenuto in due fasi: una prima fase di ripetizione del singolo *layer* lungo l'asse z fino all'altezza della cella unitaria, con le opportune modifiche delle coordinate dei punti di inizio e fine delle linee, seguita dalla ripetizione del blocco di layer creato nella prima fase per un numero di ripetizioni calcolato in base all'altezza del componente.
La possibilità di utilizzare FullControl nell'ambiente di Excel permette di calcolare la lunghezza complessiva di filamento stampato per poi stimare la densità effettiva del componente finale come

$$\rho = \frac{w \cdot h \cdot l_{tot} \cdot \rho_m}{V_{tot}} \tag{3.3}$$

dove w, h e l_{tot} sono la larghezza, l'altezza e la lunghezza totale di filamento stampato, ρ_m è la densità del materiale di partenza e V_{tot} è il volume esterno del riempimento. Grazie a questa stima è possibile scegliere il valore adatto del parametro di cella d in modo da ottenere una densità prossima a 300 g/l. Per poter garantire l'affidabilità di questa metodologia, è stata effettuata una taratura a partire da un particolare con un riempimento cubico. Fissata la densità del materiale pari a quella del filamento, cioè 8.5 g/cm^3, è stato riprodotto il componente in FullControl e ne sono stati calcolati peso e densità. Infine, è stato applicato un coefficiente correttivo al peso calcolato in modo da allinearlo al peso del componente reale. Questa procedura ha permesso di ottenere una stima della densità del componente prima della creazione dei modelli numerici.

Circle/arc	50	50	0	18.6	0	360	CW		100	0.8	0.2	
Line	Cartesian	65.56	60.00	0	34.44	60.00		0	Print	0.8	0.2	
Line	Cartesian	31.52	50.00	0	68.48	50		0	Print	0.8	0.2	
Line	Cartesian	65.56	40.00	0	34.44	40.00		0	Print	0.8	0.2	
Line	Polar	50	50	18.48	-27.24	0	18.48	87.24	0	Print	0.8	0.2
Line	Polar	50	50	18.48	120.00	0	18.48	-60.00	0	Print	0.8	0.2
Line	Polar	50	50	18.48	267.24	0	18.48	152.76	0	Print	0.8	0.2
Line	Polar	50	50	18.48	207.24	0	18.48	92.76	0	Print	0.8	0.2
Line	Polar	50	50	18.48	60.00	0	18.48	240.00	0	Print	0.8	0.2
Line	Polar	50	50	18.48	-87.24	0	18.48	27.24	0	Print	0.8	0.2

Figura 3.6: Istruzioni per la creazione del layer in Figura 3.5.

3.3 Modello numerico del riempimento

Come nel caso dei profilati in alluminio, l'obiettivo della modellazione dei riempimenti è quello di analizzare diverse configurazioni della struttura al fine di determinarne la variante migliore in combinazione con il profilato. In quest'ottica, le varianti proposte nella Sezione 3.1 vengono analizzate tramite la simulazione di una prova di compressione a velocità costante pari a 5.7 m/s.
Anche in questo caso la compressione del provino viene effettuata tramite due pareti rigide: una inferiore fissa e una superiore mobile a cui vengono imposte le stesse condizioni di moto utilizzate nella simulazione dei profilati di alluminio. Entrambe le pareti vengono modellate con la *keyword* RIGIDWALL, perciò l'unico algoritmo di contatto definito è quello del contatto interno al tubolare. Come già osservato per i tubolari di alluminio, la definizione dei coefficienti di attrito deve essere attentamente valutata per assicurare un collasso corretto, quindi dopo alcuni tentativi viene scelto un coefficiente d'attrito tra piastre e riempimento di 0.4
Dall'evidenza sperimentale su strutture analoghe ai riempimenti presentati, testate a velocità inferiori rispetto a quelle appena citate, si osserva un collasso nella parte centrale del provino, tuttavia da una prima simulazione il collasso avviene all'interfaccia tra provino e piastra inferiore, come rappresentato in Figura 3.7. Per condizionare il collasso della struttura, rendendolo più aderente a quanto osservato sperimentalmente, si aggiunge un vincolo temporaneo, della durata di 2 ms, che blocca le rotazioni delle prime file di nodi di entrambe le estremità del provino. Questa assunzione dovrà essere successivamente verificata nella fase sperimentale, nel Capitolo 4, in relazione alle velocità effettivamente impiegate nelle prove.

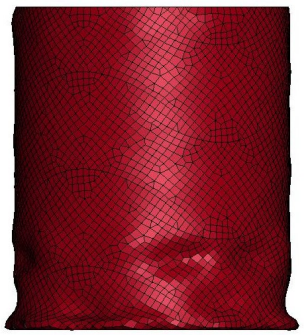


Figura 3.7: Collasso del provino privo di vincoli: si osserva un collasso all'estremità inferiore.

Un altro aspetto fondamentale da considerare nella modellazione del riempimento al variare dell'angolo α risiede nel cambiamento dello spessore effettivo delle pareti inclinate. Il processo di FFF consiste nella deposizione di filamenti con una larghezza fissa nel piano di stampa; perciò quando viene stampata una parete verticale essa

avrà uno spessore fisso coincidente con la larghezza del filamento estruso. Quando viene introdotta un'inclinazione della parete, dal momento che larghezza e altezza del filamento rimangono costanti sul piano di stampa, si osserva una diminuzione dello spessore misurato perpendicolarmente all'inclinazione della parete, la quale presenta il caratteristico profilo a scaletta. Per facilitare la comprensione di questo comportamento è possibile fare un esempio, il cui schema è riportato in Figura 3.8. Si considerino dei semplici blocchi aventi le dimensioni del filamento depositato, quindi alti 0.2 mm e larghi 0.85 mm, e che ne rappresentano la sezione.
Dallo schema presente in Figura 3.8 è possibile ricavare un'equazione in grado di stimare la larghezza del filamento in funzione dell'inclinazione della parete. La relazione tra inclinazione e spessore può essere espressa come

$$t = b \cdot cos(\alpha) + h \cdot sin\left(\frac{\pi}{2} - \alpha\right) \tag{3.4}$$

In definitiva aumentando l'angolo α, si osserverà una diminuzione dello spessore delle pareti della cella che deve essere considerata nella modellazione dei componenti variando lo spessore degli elementi in maniera opportuna. Nella Tabella 3.2 sono riportati gli spessori delle pareti inclinate calcolati dall'Equazione (3.4) e i valori misurati da pareti inclinate realizzate in laboratorio, che saranno utilizzati come spessore degli elementi shell. Da questi valori si osserva come l'Equazione (3.4) sia in grado di stimare con minore accuratezza lo spessore della parete all'aumentare dell'angolo α. La differenza tra i due spessori è ampiamente credibile in quanto l'equazione considera una sezione del filamento semplificata rispetto a quella reale dagli spigoli arrotondati, che risulta più influente all'aumentare dell'inclinazione della parete. Un altro possibile fattore che potrebbe influenzare lo spessore, all'aumentare di α, risiede nella diminuzione del supporto fornito dai *layer* sottostanti.

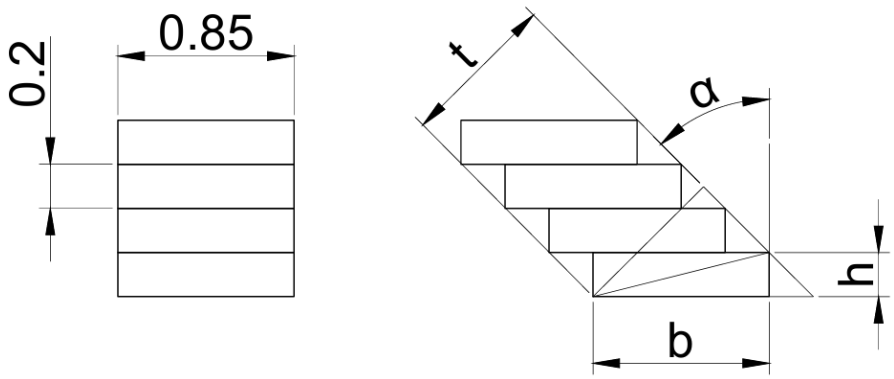


Figura 3.8: Schematizzazione dell'effetto dell'inclinazione della parete sul suo spessore nella stampa *FFF*.

α [°]	t_{eq} $[mm]$	t $[mm]$
45.26	0.74	0.7
35.26	0.81	0.8
25.26	0.854	0.85

Tabella 3.2: Angolo di inclinazione delle pareti e spessori dei riempimenti.

3.3.1 Creazione della geometria

La maggiore complessità geometrica del modello, superiore a quella dei profilati, ha imposto l'implementazione di una procedura di generazione della geometria in due fasi. La prima fase consiste nella creazione di una serie di celle cubiche elementari, le cui dimensioni sono regolate dai parametri di cella precedentemente descritti. La creazione della serie di cubi è eseguita in ambiente ANSYS Mechanical, mediante lo sviluppo di un codice in linguaggio APDL (*ANSYS Parametric Design Language*), a partire dalla cella elementare. Creata la geometria, essa viene esportata in formato "iges" per permetterne l'importazione in LS-Dyna, dove viene intersecata con il perimetro esterno del provino.
La creazione della geometria del componente vera e propria è composta da diverse operazioni. Si parte dall'importazione della serie di cubi in formato "iges", in Figura 3.9, nella quale le facce di ogni cubo sono delle superfici a sé stanti.

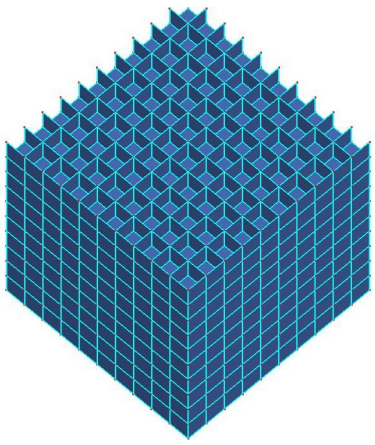


Figura 3.9: Serie di cubi importata in LS-Dyna.

Dopo l'importazione si creano un cilindro o parallelepipedo, che delimita la forma esterna del componente, e due piani distanti tra loro tanto quanto l'altezza del componente. Queste superfici sono rappresentate in colore rosso in Figura 3.10 e sono utili nell'eliminazione delle celle che non rientrano nel perimetro del componente.

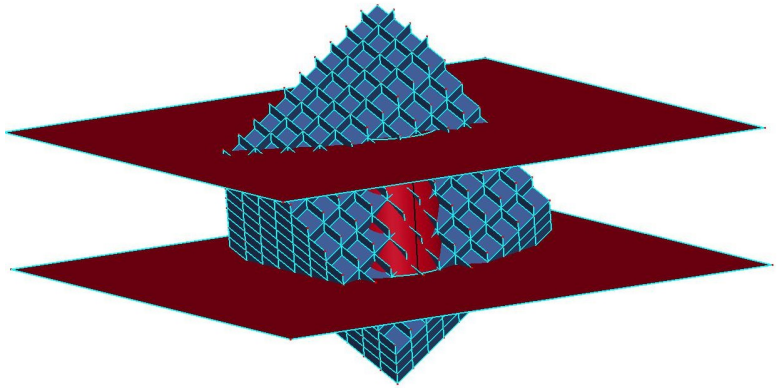
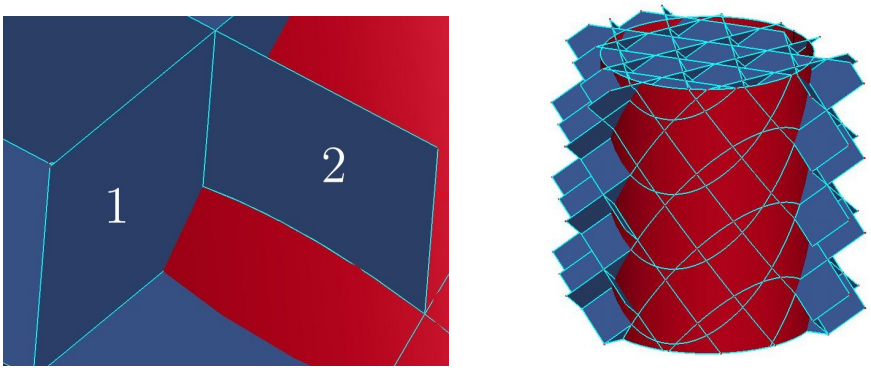


Figura 3.10: Superfici di delimitazione del componente

Eliminate tutte le celle in eccesso si procede al taglio delle superfici che intersecano il bordo del componente e all'eliminazione delle superfici al suo esterno. Questa fase viene effettuata con la funzione "Trim" che permette di dividere una superficie in base all'intersezione con una superficie di riferimento come mostrato in Figura 3.11. Con questa operazione è possibile dividere in due parti le superfici che intersecano la parte esterna del componente, in modo da eliminarne solamente la porzione eccedente. In Figura 3.11a è possibile apprezzare la differenza tra una superficie non tagliata e il risultato della funzione "Trim": la seconda presenta una linea, di colore azzurro, che identifica l'intersezione tra il cilindro esterno e la faccia della cella. Il risultato che si ottiene su una porzione del provino è rappresentato in Figura 3.11b, dove si notano tutte le linee di intersezione derivanti dall'eliminazione delle superfici tagliate.



(a) **(b)**

Figura 3.11: Operazione di taglio delle superfici delle celle: a) Risultato sulla singola superficie: 1) superficie non tagliata, 2) superficie tagliata, b) risultato dell'operazione di taglio su una porzione del provino.

L'ultimo passaggio consiste nella creazione delle superfici esterne del riempimento vere e proprie con la funzione "N Side", la quale permette di ricostruire le superfici mancanti a partire dai bordi risultanti dalla fase di taglio, come rappresentato in Figura 3.12. Questo passaggio è fondamentale: infatti, se si utilizzassero il cilindro o il parallelepipedo creati precedentemente, l'operazione di meshatura darebbe vita a due parti, il riempimento e la superficie esterna, i cui elementi non sarebbero collegati tra di loro. L'utilizzo della funzione "N Side" permette di creare una geometria che viene interpretata dalla funzione di meshatura come un'entità unica.

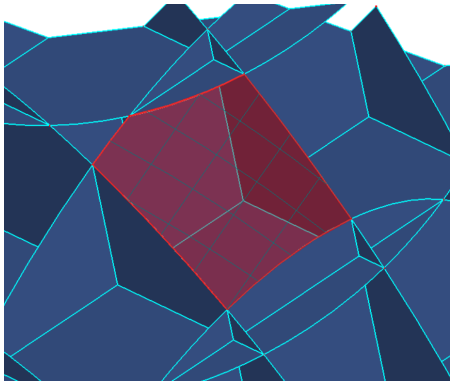
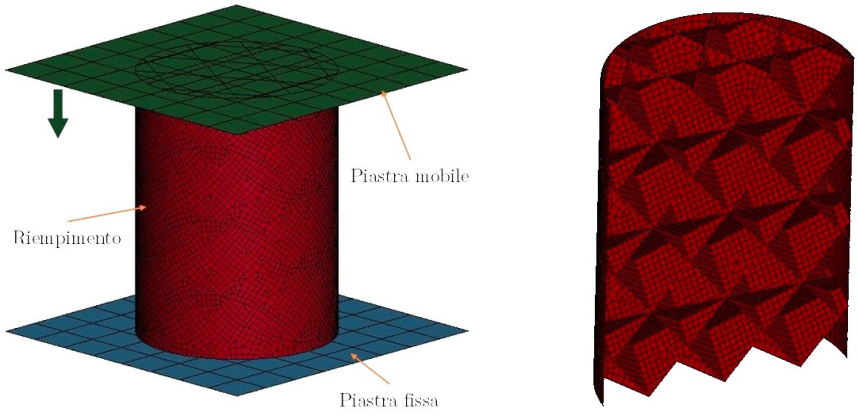


Figura 3.12: Creazione delle singole superfici esterne tramite la funzione "N Side".

Il risultato della procedura di costruzione viene poi meshato ottenendo il modello in Figura 3.13. Gli elementi utilizzati sono elementi *shell* completamente integrati di dimensione pari a 1 *mm* e spessore pari ai valori riportati in Tabella 3.2 in modo da rappresentare correttamente la struttura.



(a) **(b)**

Figura 3.13: a) Modello del riempimento di sezione circolare C_C_35 e b) sua sezione.

3.3.2 Modello del materiale

Il modello del materiale riveste particolare importanza nella creazione di questo modello in quanto vi è la necessità di rappresentare la natura trasversalmente isotropa del materiale stampato, sia in campo elastico sia in campo plastico. Prima di analizzare il modello numerico del materiale è importante comprenderne le basi teoriche da cui deriva, in tal senso è possibile far riferimento alla letteratura [19].
Il comportamento in campo elastico del materiale è rappresentato tramite una formulazione basata sulla definizione di una matrice di cedevolezza, ovvero l'inversa della matrice di rigidezza. Scelto come sistema di coordinate la terna delle direzioni di stampa, per un generico materiale ortotropo, la matrice di cedevolezza può essere definita come nell'Equazione (3.5).

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_{xx} & -v_{xy}/E_{yy} & -v_{xz}/E_{zz} & & & \\ -v_{yx}/E_{xx} & 1/E_{yy} & -v_{yz}/E_{zz} & & & \\ -v_{zx}/E_{xx} & -v_{zy}/E_{yy} & 1/E_{zz} & & & \\ & & & 1/G_{xy} & & \\ & & & & 1/G_{yz} & \\ & & & & & 1/G_{xz} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \end{Bmatrix} \tag{3.5}$$

L'introduzione dell'ipotesi di un materiale trasversalmente isotropo, motivata dalle proprietà dovute al processo *FFF* illustrate nella Sezione 1.2, permette di ridurre a cinque il numero di costanti indipendenti nella matrice di cedevolezza del materiale. La matrice di cedevolezza deve essere simmetrica, perciò $v_{ji}/E_{ii} = v_{ij}/E_{ij}$, inoltre per l'ipotesi di comportamento trasversalmente isotropo $E_{xx} = E_{yy}$, $G_{xz} = G_{yz}$, $\nu_{zx} = \nu_{zy}$ e $G_{xy} = \frac{E_{xx}}{2(1+v_{xy})}$.
Per quanto riguarda la modellazione del tratto plastico è necessario definire un criterio di snervamento e una legge di incrudimento. Il primo determina la superficie di snervamento, quindi la transizione tra campo elastico e campo plastico, in questo caso è stato scelto il criterio di Hill, mentre la seconda descrive come la superficie di snervamento si espande all'aumentare della deformazione, ed è implementata con una legge lineare isotropa.
Il criterio di Hill è basato sulla formulazione di una superficie di snervamento anisotropa e, in combinazione con la legge di incrudimento, può essere scritto come:

$$\begin{aligned} F\left(\sigma_{xx}-\sigma_{yy}\right)^2 + G\left(\sigma_{yy}-\sigma_{zz}\right)^2 + H\left(\sigma_{zz}-\sigma_{xx}\right)^2 + \\ +2L\tau_{xy}^2 + 2M\tau_{yz}^2 + 2N\tau_{xz}^2 = f\left(\varepsilon_{eq}^p, \dot{\varepsilon}_{eq}^p\right) \end{aligned} \tag{3.6}$$

Dove F, G, H, L, M e N sono funzioni delle tensioni di snervamento nelle direzioni di riferimento, mentre $f\left(\varepsilon_{eq}^p, \dot{\varepsilon}_{eq}^p\right)$ è la legge di incrudimento. Analizzando l'Equazione (3.6), si nota come essa sia simile al criterio di Von Mises, ma generalizzata per un caso anisotropo. Infatti al primo membro si trova una combinazione delle

tensioni nelle direzioni di riferimento, considerabile come una tensione equivalente, mentre al secondo membro si trova la legge di incrudimento che descrive l'aumento della tensione limite con la deformazione e la velocità di deformazione. L'uguaglianza tra i due membri descrive quindi la condizione di snervamento del materiale.
Il materiale polimerico scelto per la produzione dei provini è il Nylforce Carbon prodotto dalla FiberForce (Treviso, Italia), la cui matrice è costituita in PA12 ed è rinforzata con fibre di carbonio corte per un contenuto pari al 10 % in peso. Da alcuni studi precedentemente effettuati sul materiale [13, 34] vengono ricavate le sue proprietà. Nella Tabella 3.3 sono riportati densità, moduli elastici, coefficienti di Poisson e tensioni di snervamento.

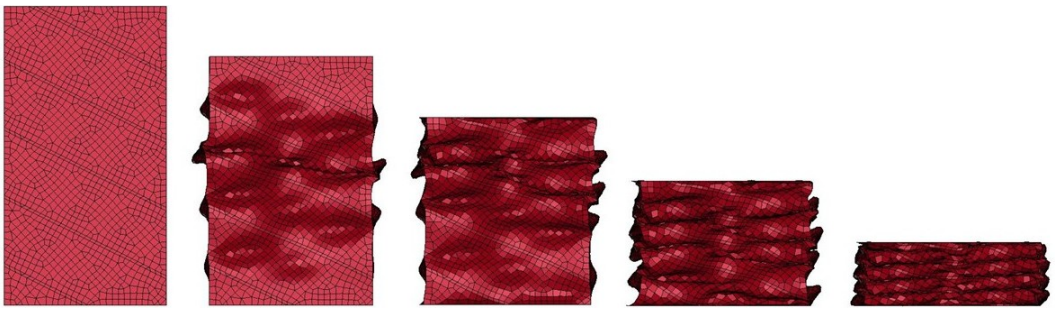
$\rho\ [g/cm^3]$	$E_{zz}\ [MPa]$	$E_{yy}\ [MPa]$	$E_{xx}\ [MPa]$	$G_{xz}\ [MPa]$	$G_{xy}\ [MPa]$	$G_{yz}\ [MPa]$
0.85	680	1950	1850	350	450	350
ν_{xz}	ν_{xy}	ν_{yz}	$\sigma_{zz}\ [MPa]$	$\sigma_{xx}\ [MPa]$	$\sigma_{yy}\ [MPa]$	$\sigma_{xz}\ [MPa]$
0.16	0.3	0.16	39	52	52	27

Tabella 3.3: Proprietà del Nylforce Carbon.

L'implementazione del modello analitico in LS-Dyna viene effettuata tramite il modello di materiale MAT_157. Questo modello permette di rappresentare il comportamento elastico tramite la definizione della matrice di rigidezza, quindi l'inversa della matrice di cedevolezza presentata nell'Equazione (3.5). Il comportamento in campo plastico è rappresentato tramite l'implementazione del criterio di Hill, attraverso l'inserimento delle tensioni di snervamento nelle direzioni del materiale, combinato con la legge di incrudimento che può essere definita con l'impiego di una curva tensione-deformazione plastica, in questo caso una legge lineare. La legge di incrudimento viene definita come una retta a partire dal suo punto di partenza, ad una tensione di 52 MPa pari a quella della direzione con resistenza maggiore, e dalla sua inclinazione pari a 80 MPa. Infine viene aggiunto un criterio di rottura del materiale tramite la *keyword* ADD_EROSION, la quale permette di impostare i limiti per i quali si ha la rottura degli elementi. Nel caso di questa *keyword*, la rottura degli elementi consiste nella loro completa eliminazione dalla simulazione. Questa *keyword* permette di scegliere diverse modalità per impostare i limiti di rottura, in questo caso si pongono come limiti la tensione di rottura principale massima $SIGP1 = 70\ MPa$ e la massima deformazione a rottura $EFFEPS = 1.2$. I limiti appena illustrati sono stati determinati in modo da ottenere un comportamento del modello congruente con quanto osservato durante prove sperimentali precedentemente effettuate, a velocità simili a quelle imposte nella modellazione. Infine si imposta il parametro $NCS = 2$ in modo da ottenere la rottura degli elementi solo al superamento di entrambe le condizioni.

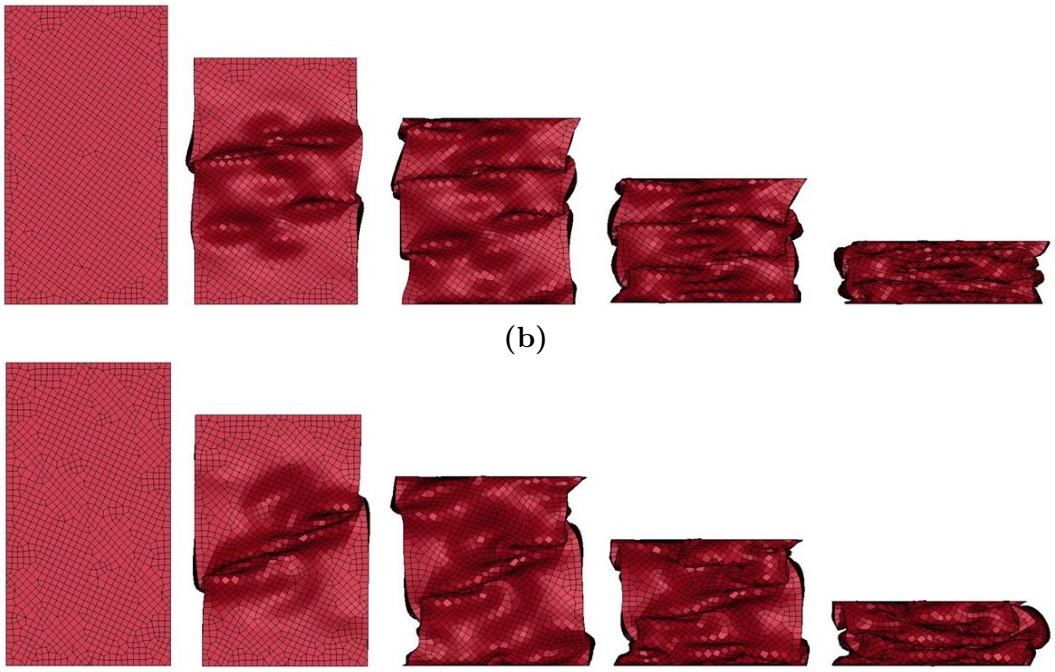
3.3.3 Risultati numerici

Come per i profilati di alluminio, dalle simulazioni vengono ricavati i collassi e i forza-corsa dei riempimenti per poterne valutare le performance.
Nella Figura 3.14 sono rappresentati i modi di collasso dei riempimenti di sezione quadrata, per i quali si osserva un collasso in tre fasi: una prima instabilità elastica locale delle pareti del riempimento, seguita dal collasso in alcune zone del riempimento, una fase di plateau nella quale si completa il collasso nelle altre zone del provino e infine si verifica la densificazione del componente. È interessante notare come il collasso nelle prime due fasi segua la disposizione delle celle del riempimento. Dal collasso dei riempimenti di sezione quadrata, è anche possibile apprezzare l'influenza dell'angolo di inclinazione delle pareti che si riflette in un collasso con una maggior formazione di pieghe all'aumentare dell'angolo α.
Dai diagrammi forza-corsa, in Figura 3.15, si possono distinguere le fasi della deformazione precedentemente illustrate: inizialmente si osserva un tratto rettilineo, che rappresenta l'iniziale deformazione elastica del provino e termina con il collasso delle pareti, seguito da una fase di plateau caratterizzata da oscillazioni poco marcate dovute al completamento del collasso delle celle, l'ultima fase consiste in un brusco aumento del carico dovuto alla densificazione del riempimento. È anche possibile apprezzare come al diminuire dell'angolo α si osservi un aumento del carico massimo, del carico medio e la rigidezza in campo elastico in quanto le pareti sono prossime all'essere verticali. Inoltre, sempre al diminuire dell'angolo α, diminuisce il numero di celle del riempimento, quindi ne aumentano le dimensioni, portando ad una maggior propensione della cella all'instabilità elastica. Il risultato di questa variazione della dimensione delle celle porta ad un plateau meno uniforme.
Per i provini di sezione circolare è possibile effettuare le stesse osservazioni già espresse per quelli di sezione quadrata, in quanto sia i collassi, riportati in Figura 3.16, sia i diagrammi forza-corsa, rappresentati in Figura 3.17, presentano le stesse caratteristiche. Infine, confrontando le due sezioni, si osserva come i riempimenti di sezione quadrata presentino una lieve inflessione globale, presumibilmente dovuta alla loro maggior snellezza rispetto ai riempimenti di sezione circolare.



(a)

Figura 3.14: Cont.



(b)

(c)

Figura 3.14: Collasso dei riempimenti di sezione quadrata: a) $\alpha = 45°$, b) $\alpha = 35°$, c) $\alpha = 25°$.

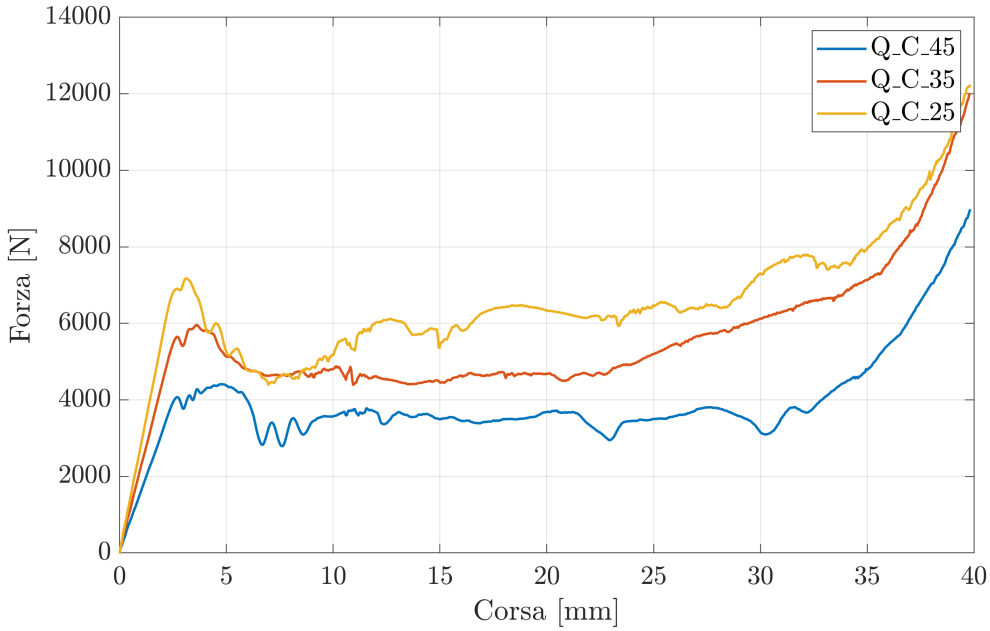


Figura 3.15: Caratteristiche forza-corsa dei riempimenti di sezione quadrata.

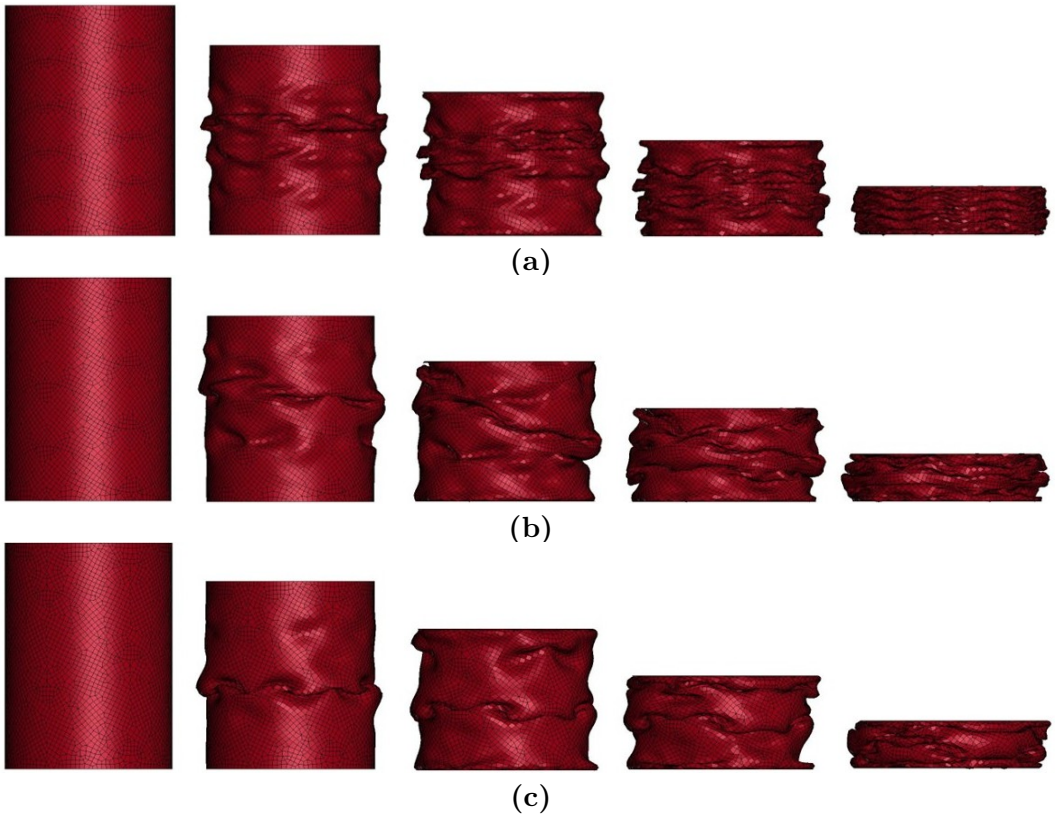


Figura 3.16: Collasso dei riempimenti di sezione circolare: a) $\alpha = 45°$, b) $\alpha = 35°$, c) $\alpha = 25°$.

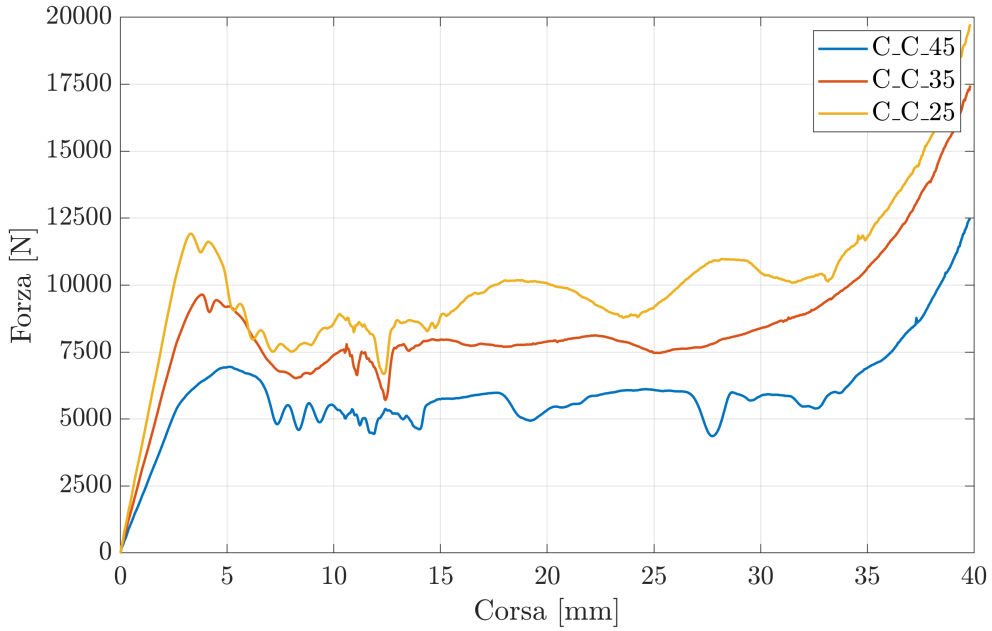


Figura 3.17: Caratteristiche forza-corsa dei riempimenti di sezione circolare.

Come nel caso dei profilati in alluminio, vengono ricavate le proprietà di assorbimento degli urti dai forza corsa, i carichi registrati e le tensioni ingegneristiche per entrambe le sezioni, inoltre sono calcolate le differenze relative di SEA e CFE della sezione circolare rispetto a quella quadrata a parità di α, rispettivamente denominate ΔSEA e ΔCFE. Tutti questi dati sono riportati nella Tabella 3.4. Per il calcolo di SEA e CFE è stato adottato lo stesso approccio illustrato per i profilati di alluminio, considerando una corsa di 35 mm, corrispondente ad una deformazione ε pari al 70 %, in modo da evitare di considerare la densificazione.
Dalle proprietà presentate si osserva un aumento della SEA al diminuire dell'angolo α per entrambe le sezioni, come precedentemente ipotizzato; mentre per quanto riguarda la CFE si osserva una sostanziale stabilità valori al variare di α.
Il confronto tra le due sezioni, a parità di angolo α, risulta particolarmente interessante; infatti, diversamente da quanto verificato per i profilati, non si riscontrano grandi differenze nella SEA e nella CFE. In particolare si osserva una SEA di poco superiore per la sezione circolare rispetto a quella quadrata, mentre la CFE risulta essere inferiore per la sezione circolare.

Provino	m $[g]$	SEA $[J/g]$	ΔSEA [%]	F_{max} $[N]$	σ_{max} $[MPa]$	F_m $[N]$	σ_m $[MPa]$	CFE [%]	ΔCFE [%]
Q_C_45	11.40	10.80	-	4411	5.63	3600	4.59	81.62	-
Q_C_35	11.75	14.99	-	5957	7.60	5181	6.61	86.97	-
Q_C_25	11.66	18.07	-	7178	9.16	6202	7.91	86.40	-
C_C_45	17.24	11.09	+ 2.7	6949	6.13	5633	4.97	81.06	-0.7
C_C_35	17.56	15.37	+ 2.5	9647	8.51	7982	7.04	82.74	-4.9
C_C_25	17.19	18.82	+ 4.2	11920	10.51	9541	8.41	80.04	-7.4

Tabella 3.4: Proprietà di assorbimento degli urti dei riempimenti in PA12 e differenze relative delle proprietà tra modelli di sezione circolare e quadrata a parità di angolo α.

In conclusione il modello è in grado di fornire delle caratteristiche forza-corsa in cui si osserva un primo carico di picco iniziale seguito da una fase di plateau con oscillazioni poco marcate, coerenti con il comportamento osservato in precedenti studi su questo tipo di riempimento [19]. La verifica della modalità di collasso viene invece rimandata al confronto con le prove sperimentali nel Capitolo 4, in quanto è necessario verificare che l'ipotesi espressa riguardo i vincoli sia corretta in relazione alle prove sperimentali.
Dai risultati appena presentati non è possibile stabilire quale delle due sezioni sia più adatta al miglioramento delle proprietà del componente, poiché entrambe presentano proprietà di assorbimento degli urti molto simili a parità di inclinazione delle pareti. Al contrario, i tubolari in alluminio hanno mostrato una differenza marcata tra le due sezioni in quanto le deformazioni nei profilati di sezione quadrata risultano concentrate negli spigoli e quindi mal distribuite. Traendo spunto da questo comportamento, la presenza del riempimento potrebbe permettere una maggior distribuzione delle deformazioni, indipendentemente dalla sezione, portando a

proprietà simili nei due casi.
La variazione dell'angolo α risulta essere molto influente sull'energia assorbita dal profilato, ad esempio il riempimento C_C_25 presenta una SEA maggiore del 22.4 % rispetto al riempimento C_C_35. Per questo motivo un riempimento con un inclinazione delle pareti di 25° potrebbe essere la soluzione migliore nell'ottica di un miglioramento delle proprietà di assorbimento degli urti del componente completo.
Anche in questo caso è necessario valutare nuovamente queste conclusioni in un modello del componente completo per poter analizzare l'interazione tra il profilato e il riempimento nei vari casi.

3.4 Analisi dell'interazione tra riempimento e profilato

Terminata la progettazione dei riempimenti si analizza il componente completo nel suo insieme, assemblando i due modelli realizzati nei capitoli precedenti. Questa analisi conclusiva risulta essere uno strumento importante sotto due aspetti. Il primo riguarda la possibilità di ottenere la rappresentazione del comportamento del componente completo, consentendo una stima dei carichi che si registrano durante la compressione. I risultati ottenuti sono utili alla verifica dell'adeguatezza dell'apparato sperimentale, garantendo che il sistema di prova sia correttamente dimensionato rispetto alle forze previste. In secondo luogo, l'analisi mira a ottimizzare l'interazione tra il profilato e il materiale di riempimento con l'obiettivo di individuare la configurazione ottimale in grado di massimizzare le prestazioni di assorbimento degli urti.
Questa fase di modellazione sarà principalmente focalizzata sull'analisi dell'interazione tra profilato e riempimento in tutte le loro possibili combinazioni, verrà esplorata anche la possibilità di modellare un incollaggio tra le due parti, che sarà anche analizzato sperimentalmente, per valutarne l'influenza sulle proprietà di assorbimento degli urti. Il risultato atteso è un aumento delle proprietà di assorbimento degli urti, con un notevole impatto sull'efficienza di carico.
Le combinazioni studiate sono riportate nella Tabella 3.5 dove sono presenti le dimensioni del profilato e i parametri di cella del riempimento. Anche in questo caso è importante introdurre una nomenclatura al fine di distinguere le diverse configurazioni, essa è così composta: la prima lettera indica il tipo di sezione, C per quella circolare e Q per quella quadrata, la seconda lettera indica il riempimento, in questo caso è contemplato solo quello cubico indicato con C, il primo numero indica l'angolo α e il secondo numero indica lo spessore del profilato.

Componente	$Dim\ [mm]$	$d\ [mm]$	$\alpha\ [°]$	$t\ [mm]$
Q_C_45_1	30	11.5	45.26	1
Q_C_35_1	30	11.5	35.26	1
Q_C_25_1	30	11.5	25.26	1
C_C_45_1	40	10	45.26	1
C_C_35_1	40	10	35.26	1
C_C_25_1	40	10	25.26	1
Q_C_45_1.5	30	11.5	45.26	1.5
Q_C_35_1.5	30	11.5	35.26	1.5
Q_C_25_1.5	30	11.5	25.26	1.5
C_C_45_1.5	40	10	45.26	1.5
C_C_35_1.5	40	10	35.26	1.5
C_C_25_1.5	40	10	25.26	1.5
Q_C_45_2	30	11.5	45.26	2
Q_C_35_2	30	11.5	35.26	2
Q_C_25_2	30	11.5	25.26	2
C_C_45_2	40	10	45.26	2
C_C_35_2	40	10	35.26	2
C_C_25_2	40	10	25.26	2

Tabella 3.5: Dimensioni dei componenti completi.

Il modello numerico del componente completo viene creato a partire dai modelli precedentemente analizzati, perciò i modelli di materiale, gli elementi utilizzati, le condizioni di carico e la definizione delle piastre tramite la *keyword* RIGIDWALL rimangono invariate. Viste le combinazioni analizzate è necessario un adattamento delle geometrie dei riempimenti in funzione delle dimensioni interne dei profilati di spessore 1.5 mm e 2 mm, in quanto i modelli dei riempimenti presentati nella Sezione 3.3 sono costruiti a partire dai profilati di spessore 1 mm. Il modello risultante è riportato in Figura 3.18 dove si distinguono il riempimento di colore rosso e il profilato di colore blu.
La modellazione dell'incollaggio viene effettuata tramite la *keyword* AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_TIEBREAK, la quale viene spesso utilizzata nella modellazione di componenti ibridi in alluminio e polimeri rinforzati con fibra di carbonio che prevedono un incollaggio [35–37]. Questa tipologia di contatto funziona in maniera analoga ai contatti illustrati nelle precedenti sezioni, inoltre permette di stabilire il comportamento dei nodi di contatto, in questo caso i nodi del tubolare e i nodi del perimetro esterno del riempimento. Sono presenti numerose opzioni disponibili, ad esempio, è possibile vincolare permanentemente tra loro i nodi che entrano in contatto durante la simulazione, impedendone il successivo distacco, oppure si possono definire le tensioni di rottura del legame tra i nodi, per

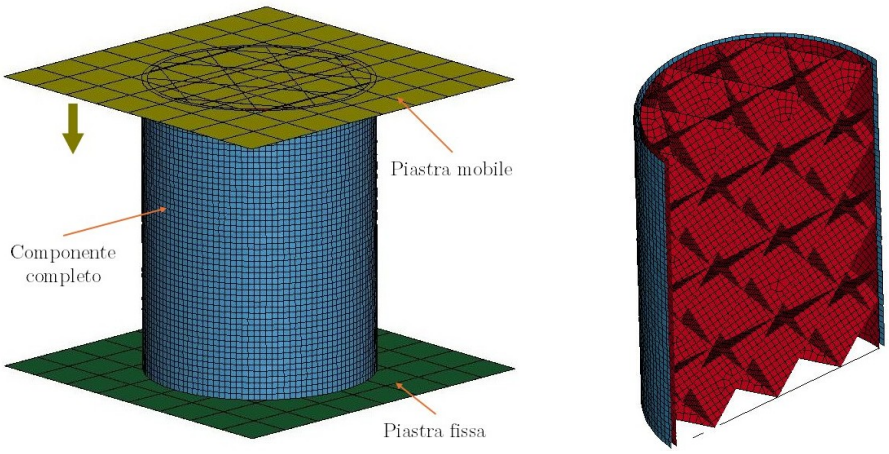


Figura 3.18: a) Modello del riempimento di sezione circolare C_C_35 e b) sua sezione.

simulare il comportamento di un collante. In questo caso è stato scelto di utilizzare il modello che rappresenta la rottura del legame, impostando il campo OPTION=2. Il criterio di rottura utilizzato da questa opzione è il seguente:

$$\left(\frac{|\sigma_n|}{\text{NFLS}}\right)^2 + \left(\frac{|\sigma_s|}{\text{SFLS}}\right)^2 \geq 1. \tag{3.7}$$

dove σ_n e σ_s sono le tensioni normale e tangenziale, mentre $NFLS = 25\ MPa$ e $SFLS = 20\ MPa$ sono le tensioni di rottura normale e tangenziale. I valori di rottura del collante sono stimati a partire dalla scheda tecnica della resina epossidica che verrà utilizza nella fase sperimentale, in particolare la scheda indica una resistenza a taglio di 26 MPa per l'incollaggio di alluminio abraso e di 1.6 MPa per l'incollaggio del nylon, che fa parte delle poliammidi. Per entrambi questi valori sono necessarie alcune considerazioni pratiche riguardo l'incollaggio. Il limite di rottura per il nylon non tiene conto del processo produttivo, infatti la produzione tramite FFF genera una superficie esterna con risalti evidenti, e della presenza delle fibre di carbonio che aumentano la rugosità della superficie. Entrambi i fattori migliorano la tenuta dell'incollaggio, perciò è opportuno considerare una resistenza maggiore. Oltre a questo aspetto, viene considerata anche un'incertezza sulla buona tenuta dell'incollaggio adottando una resistenza a taglio inferiore rispetto a quella indicata per l'incollaggio di alluminio abraso. Per questi motivi appare ragionevole assumere un valore di resistenza a taglio di 20 MPa per modellare l'incollaggio nel suo complesso, mentre la tensione di rottura normale viene assunta di poco superiore a quella a taglio, pari a 26 MPa. Infine il modello C_C_35_2 viene

modificato per esplorare la differenza tra un incollaggio che non presenta distacco e una totale assenza di collante. La prima modifica viene effettuata impostando il campo OPTION=1, per il quale i nodi in contatto rimangono permanentemente vincolati tra loro, mentre la seconda viene attuata sia ponendo a 0 le tensioni di rottura del contatto TIEBREAK sia modellando il contatto tra profilato e riempimento con la *keyword* AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE, che non prevede alcun legame tra profilato e riempimento.

3.4.1 Risultati numerici

In questa sezione verranno presentati i risultati numerici delle configurazioni precedentemente illustrate, per semplicità verranno riportati esclusivamente i collassi e diagrammi forza-corsa dei componenti con tubolare di spessore 1.5 mm, poiché le altre configurazioni presentano risultati simili.
Il collasso dei componenti di sezione quadrata, rappresentato in Figura 3.19, avviene prevalentemente secondo un modo assialsimmetrico, eccetto che per i componenti di spessore pari ad 1 mm che mostrano un collasso asimmetrico. Questo modo di collasso non è del tutto inatteso in quanto il riempimento potrebbe influenzare fortemente il comportamento del profilato di alluminio, come riportato nel lavoro proposto da Duarte [9]. In questo lavoro vengono analizzati i collassi di tubolari di sezione quadrata con diverse tipologie di riempimenti composti da schiuma di alluminio combinata con due resine polimeriche differenti. In particolare il riempimento composto da schiuma di alluminio e resina epossidica mostra un collasso di tipo assialsimmetrico, mentre gli altri riempimenti seguono il collasso asimmetrico dei profilati. Per questo motivo sarebbe opportuno avviare un'indagine sperimentale per valutare l'effettiva influenza del riempimento sul modo di collasso dei profilati di sezione quadrata.
Le caratteristiche forza corsa dei componenti di sezione quadrata, in Figura 3.20, mantengono il tipico andamento oscillante che caratterizza il comportamento dei profilati in alluminio, tuttavia l'ampiezza delle oscillazioni e la differenza tra il carico massimo e il carico nella zona ad esso successiva risultano essere ridotte rispetto ai soli profilati. Grazie all'inserimento del riempimento si riscontra anche un aumento generalizzato dei carichi. Infine si osserva come l'angolo di inclinazione delle pareti influenzi il carico massimo in maniera analoga a quanto riscontrato per i soli riempimenti, con un aumento del carico al diminuire dell'angolo α.
Il collasso dei componenti di sezione circolare, in Figura 3.21, non risulta essere influenzato dalla presenza del riempimento, infatti si osserva un collasso anulare che presenta le stesse caratteristiche di quello riscontrato nel caso dei soli tubolari. Per quanto riguarda le caratteristiche forza corsa, in Figura 3.22, è possibile esprimere le stesse considerazioni già illustrate per i componenti completi di sezione quadrata.

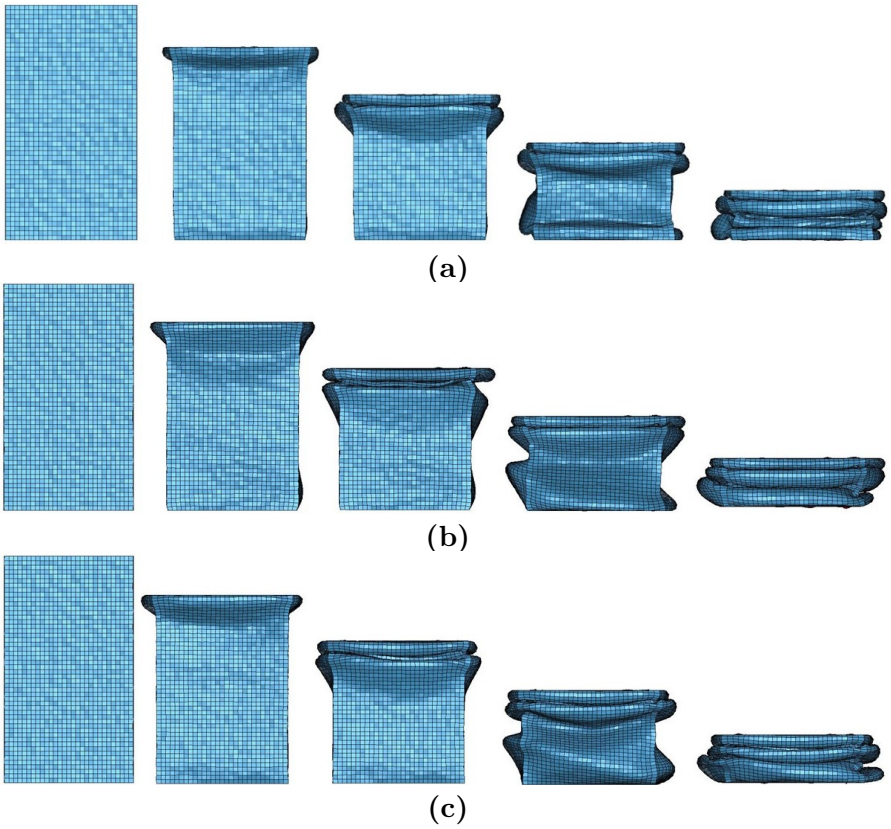


Figura 3.19: Collasso dei componenti completi di sezione quadrata: a) Q_C_45_1.5, b) Q_C_35_1.5, c) Q_C_25_1.5.

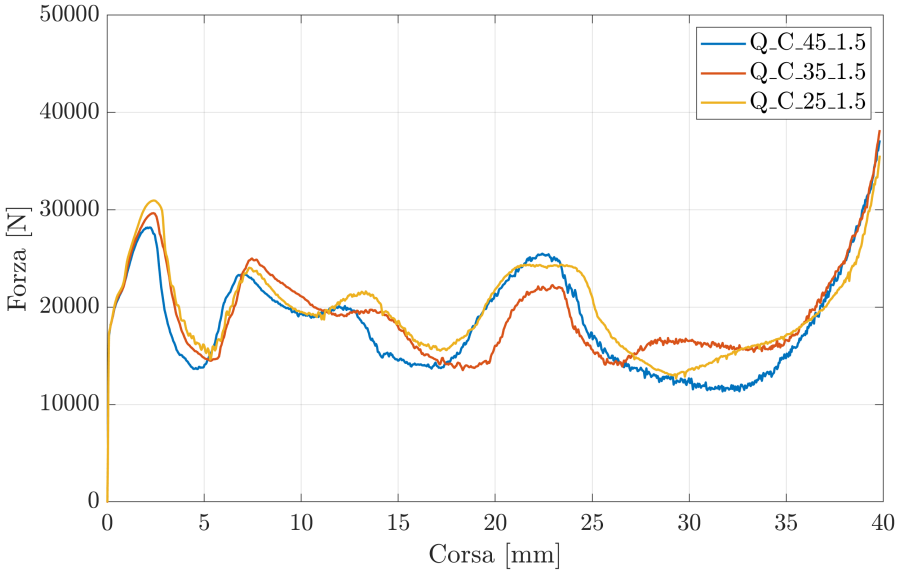


Figura 3.20: Caratteristiche forza-corsa dei componenti completi di sezione quadrata.

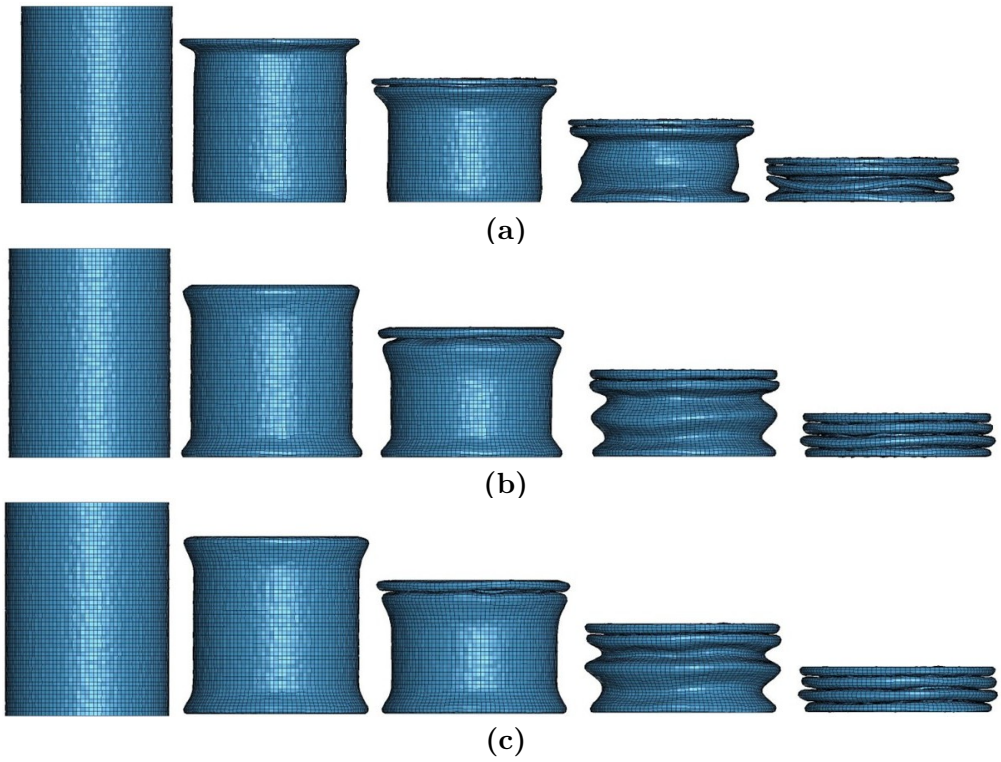


Figura 3.21: Collasso dei componenti completi di sezione circolare: a) C_C_45_1.5, b) C_C_35_1.5, c) C_C_25_1.5.

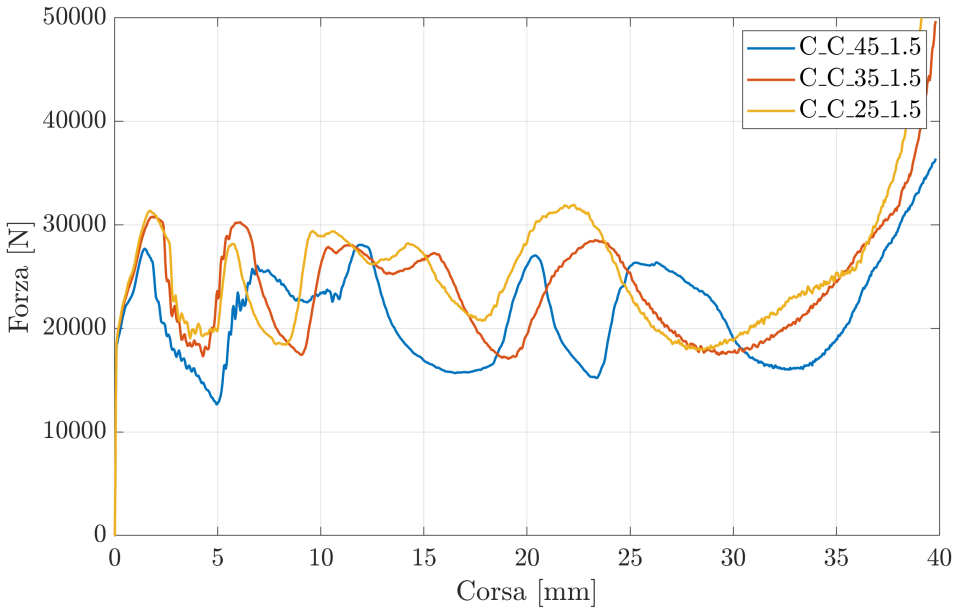


Figura 3.22: Caratteristiche forza-corsa dei componenti completi di sezione Circolare.

Dalle caratteristiche forza corsa sono ricavate le proprietà di assorbimento degli urti dei componenti completi e i carichi massimo e medio, riportate nella Tabella 3.6.

Provino	$m\ [g]$	$EA\ [J]$	$SEA\ [J/g]$	$F_{max}\ [N]$	$\sigma_{max}\ [MPa]$	$F_m\ [N]$	$\sigma_m\ [MPa]$	$CFE\ [\%]$
Q_C_45_1	27.00	423.09	15.67	18830	20.92	11929	13.25	63.35%
Q_C_35_1	27.40	478.678	17.47	20128	22.36	13479	14.98	66.97%
Q_C_25_1	27.30	486.213	17.81	21231	23.59	13733	15.26	64.69%
C_C_45_1	33.80	541.138	16.01	19925	15.86	15407	12.26	77.32%
C_C_35_1	34.10	607.321	17.81	21347	16.99	17334	13.79	81.20%
C_C_25_1	33.80	642.2	19.00	22072	17.56	18316	14.58	82.98%
Q_C_45_1.5	34.50	618.93	17.94	28185	31.32	17397	19.33	61.72%
Q_C_35_1.5	34.31	643.6556	18.76	29664	32.96	18042	20.05	60.82%
Q_C_25_1.5	34.26	676.2924	19.74	30958	34.40	19005	21.12	61.39%
C_C_45_1.5	41.08	723.008	17.60	27705	22.05	20672	16.45	74.62%
C_C_35_1.5	41.45	803.7155	19.39	30812	24.52	22848	18.18	74.15%
C_C_25_1.5	41.21	846.4534	20.54	31345	24.94	24158	19.22	77.07%
Q_C_45_2	40.6	896.042	22.07	37125	41.25	25162	27.96	67.78%
Q_C_35_2	40.9	891.62	21.80	37460	41.62	24906	27.67	66.49%
Q_C_25_2	40.9	903.481	22.09	39229	43.59	25368	28.19	64.67%
C_C_45_2	49.4	1073.956	21.74	38057	30.28	30509	24.28	80.17%
C_C_35_2	48.6	1106.622	22.77	39161	31.16	31608	25.15	80.71%
C_C_25_2	48.4	1153.372	23.83	40828	32.49	32930	26.21	80.66%

Tabella 3.6: Proprietà e carichi dei componenti completi.

I risultati evidenziano che, riducendo l'angolo α e fissando spessore e sezione, la SEA presenta un leggero aumento, mentre la CFE è poco influenzata. Analizzando i dati a parità di spessore del profilato non si nota una differenza rilevante tra le varie configurazioni in termini di SEA, tuttavia la sezione circolare presenta un aumento dell'assorbimento energetico specifico, seppur contenuto, e una CFE fortemente maggiore.
Per queste ragioni è lecito ipotizzare che, a parità di spessore e angolo α, il riempimento permetta di omogeneizzare l'assorbimento energetico indipendentemente dalla sezione considerata, contrariamente l'efficienza di carico resta fortemente dipendente dalla sezione del profilato.
Nel complesso le configurazioni di sezione circolare con angolo α pari a 25° mostrano migliori proprietà rispetto alle altre configurazioni, sia per la SEA sia per la CFE. Dai valori di SEA e CFE la soluzione migliore risulta essere la configurazione C_C_25_2 in quanto esibisce la SEA più alta e una CFE prossima a quella del provino C_C_25_1. Nonostante sia la soluzione migliore tra le tre, la C_C_25_2 esibisce carichi elevati, non compatibili con il sistema utilizzato per le prove dinamiche, perciò la variante che verrà analizzata nelle prove sperimentali sarà la C_C_25_1.5, la quale mostra comunque un buon assorbimento energetico e una

CFE di poco inferiore.
Prendendo come riferimento il componente C_C_25_1 è possibile anche fare un confronto con il profilato C_1 per valutare i benefici apportati dall'utilizzo del riempimento. Nella Tabella 3.7 sono riportate le proprietà del provino completo e delle sue componenti e anche la differenza percentuale tra le proprietà del solo profilato e quelle del componente completo. Dai dati mostrati emerge che l'impiego del riempimento permette ottenere un miglioramento contenuto dell'assorbimento energetico del profilato e un forte aumento della sua efficienza di carico. Da questa prima fase numerica, la soluzione adottata appare essere un buon strumento per migliorare il comportamento dei profilati.
Infine, analizzando le energie assorbite dei tre componenti, emerge un effetto di interazione positiva tra profilato e riempimento in quanto l'energia assorbita dal componente completo è superiore del 6.8% rispetto alla somma delle energie assorbite dei singoli componenti. Questo effetto dovrà essere considerato nella fase di preparazione del sistema utilizzato nelle prove dinamiche.

Provino	$m\ [g]$	$EA\ [J]$	$SEA\ [J/g]$	ΔSEA [%]	CFE [%]	ΔCFE [%]
C_1	16.54	278	16.80	-	47.1	-
C_C_25	17.19	324	18.82	-	80.04	-
C_C_25_1	33.80	642.20	19.00	13	82.98	76

Tabella 3.7: Proprietà del provino C_C_25_1 e delle sue componenti.

Per completare l'analisi numerica dei componenti è importante valutare anche i risultati della modellazione delle opzioni di incollaggio. Prima di descrivere i risultati è bene introdurre la nomenclatura utilizzata per le varie casistiche: il modello denominato C_C_35_2 è identico a quanto descritto nella parte introduttiva di questa sezione, quello denominato C_C_35_2_OP2_0 è una variante del precedente le cui tenzioni di rottura sono impostate a pari a 0 MPa, quello denominato C_C_35_2_OP1 è modellato impostando il campo OPTION=1, per il quale i nodi in contatto rimangono vincolati tra loro, infine quello denominato quello denominato C_C_35_2_NT è modellato tramite la *keyword* AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE.
Il collasso riscontrato per tutte le opzioni utilizzate è un collasso di tipo anulare, simile a quello riportato in Figura 3.21. È importante precisare che per i modelli C_C_35_2_OP2_0 e C_C_35_2_OP1 si verifica una rottura degli elementi del riempimento. Dalle caratteristiche forza corsa, in Figura 3.23, emergono alcuni aspetti interessanti, quali un carico di picco quasi identico per tutti i casi, eccetto il modello C_C_35_2_NT che registra un carico di picco inferiore, e degli andamenti di carico nella zona successiva al picco fortemente diversi tra loro, ma con un valore di carico medio apparentemente simile.

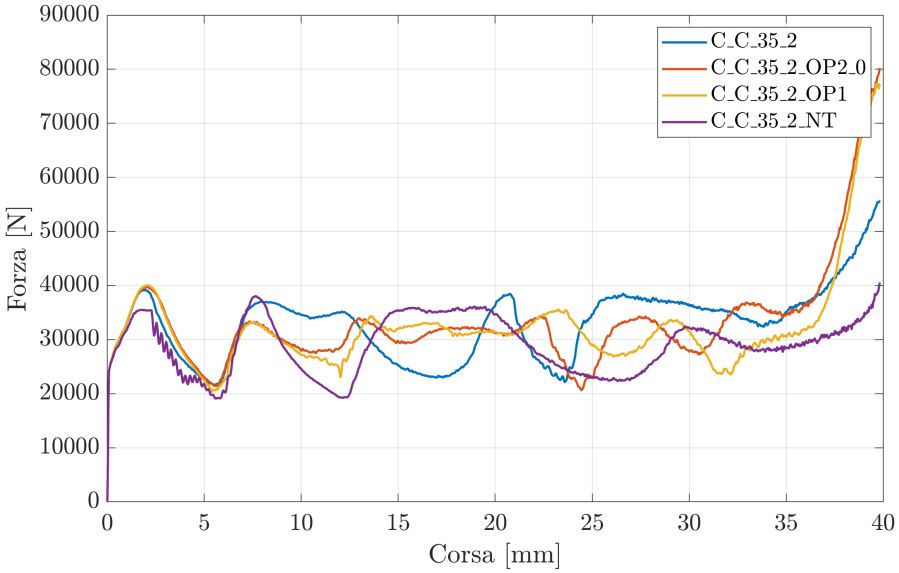


Figura 3.23: Caratteristiche forza corsa delle opzioni di contatto.

Per analizzare più accuratamente il comportamento delle diverse soluzioni è utile ricavare le proprietà di assorbimento degli urti e i carichi registrati. I valori ricavati dalle caratteristiche forza corsa per una corsa di 35 mm sono riportati nella Tabella 3.8. Osservando i risultati si conferma quanto osservato riguardo i carichi massimi e i carichi medi, con le prime tre opzioni che mostrano valori vicini tra loro e la terza che presenta valori inferiori. Questa tendenza si riscontra anche nell'assorbimento energetico. Infine, la CFE non presenta grandi variazioni tra le varie opzioni.

Opzione	m $[g]$	EA $[J/g]$	SEA $[J/g]$	F_{max} $[N]$	F_m $[N]$	CFE [%]
C_C_35_2	48.60	1110	22.8	39161	31608	80.71
C_C_35_2_OP2_0	48.60	1055	21.7	39688	30551	76.98
C_C_35_2_OP1	48.60	891.62	22.2	40046	29995	74.90
C_C_35_2_NT	48.60	903.48	20.7	35510	28626	80.61

Tabella 3.8: Proprietà e carichi delle opzioni di contatto.

In conclusione non si osserva una grande differenza tra i carichi e le proprietà dei primi tre modelli, principalmente per via della rottura degli elementi nei modelli C_C_35_2_OP2_0 e C_C_35_2_OP1. Sarebbe coerente prevedere un aumento dei carichi con l'aumentare della tensione di rottura del legame; tuttavia, dal momento che il contatto è puramente numerico, l'aumento della tensione di legame causa la rottura degli elementi del riempimento diminuendo il valore dei carichi medi registrati. Per questi motivi la modellazione del contatto tra profilato e riempimento deve essere rivalutata anche alla luce dei risultati sperimentali, così da comprendere quale opzione permette di rappresentare al meglio il comportamento reale del componente.

Capitolo 4

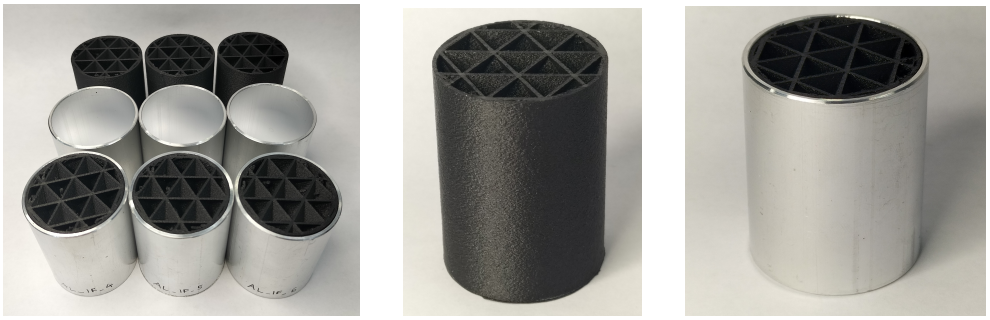
Analisi sperimentale

Terminata la fase di modellazione del componente e scelta la configurazione migliore tra quelle proposte viene condotta un'analisi sperimentale per valutare la correttezza dei modelli proposti e apportare delle modifiche ai modelli numerici laddove necessarie. Durante le prove verrà analizzata la configurazione C_C_25_1.5, per le ragioni illustrate nel Capitolo 3; inoltre viene studiato anche il comportamento del solo tubolare e del solo riempimento.
L'analisi sperimentale viene condotta secondo due regimi di carico, quasi statico e dinamico, per valutare diversi aspetti del collasso dei provini. Le prove in regime quasi statico sono utili sia alla preparazione del sistema utilizzato per le prove dinamiche sia alla valutazione dell'effetto della velocità di deformazione sul collasso dei componenti. Le prove dinamiche permettono di valutare il comportamento del componente ad una velocità fino a 18 m/s, paragonabile ad un impiego dei componenti come assorbitori di energia.
Da questa campagna sperimentale vengono ricavate le proprietà di assorbimento degli urti che vengono poi confrontate con quelle ottenute nei modelli agli elementi finiti. Infine, sulla base delle osservazioni derivanti dal confronto tra simulazioni e prove sperimentali, vengono proposte delle modifiche al modello numerico precedentemente analizzato in modo da renderlo più aderente alle prove sperimentali realizzate con la barra di Hopkinson.

4.1 Provini

Le parti che compongono i provini sono il tubolare in lega di allumino 6060, le cui dimensioni sono diametro esterno $D = 40\ mm$, spessore $t = 1.5\ mm$ e altezza $h = 50\ mm$. Prima delle prove, i tubolari vengono torniti alle loro estremità e successivamente sottoposti ad un trattamento di ricottura in modo da incrementarne l'allungamento a rottura evitando la comparsa di fratture in corrispondenza delle

pieghe. Il trattamento è composto da un riscaldamento in forno ad una temperatura di 260° per un tempo di 2 ore seguito da un raffreddamento all'interno del forno. Il riempimento è realizzato con il materiale precedentemente illustrato nella Sezione 3.3.2 e presenta le seguenti dimensioni: diametro $D = 37\ mm$, altezza $h = 50mm$ e parametri di cella $d = 10\ mm$ e $\alpha = 25°$. La produzione dei provini avviene utilizzando il GCode generato tramite FullControl in modo da sfruttarne i vantaggi presentati nella sezione 3.2; inoltre vengono aggiunti due *layer* pieni alla base, utilizzati per facilitare l'adesione del provino al sistema di prova, e un *brim*, cioè uno strato di materiale alla base del riempimento che si estende a partire dal suo perimetro esterno e permette di migliorare la qualità dei primi *layer* stampati. Il *brim* verrà rimosso prima dell'esecuzione delle prove.
La stampante utilizzata è una Ultimaker s2+ Connect, equipaggiata con un ugello di diametro pari a 0.8 mm. I parametri di stampa sono impostati come segue: temperatura dell'ugello pari a 245 $°C$, temperatura del piatto di stampa pari a quella ambiente, velocità di stampa pari a 30 mm/s e ventilazione disabilitata.
I singoli componenti vengono prima testati separatamente e poi nella configurazione finale, sia in condizioni quasi statiche sia in condizioni dinamiche. Viene anche esplorato l'utilizzo di un incollaggio delle due parti con una resina epossidica solo in condizioni dinamiche. Il numero di provini creati è pari a tre per ogni componente e per ogni condizione di carico analizzata, per un totale di 21 prove.
Per operare una distinzione tra i provini viene introdotta una nomenclatura: i provini denominati AL sono i tubolari di alluminio, quelli denominati IF sono i riempimenti, quelli denominati AL_IF sono i provini completi, infine quelli denominati AL_IF_G sono i provini incollati. In Figura 4.1 sono rappresentate le fotografie dei provini completi e delle loro componenti, mentre nella Tabella 4.1 sono riportate le caratteristiche dei provini testati e le condizioni di prova. Come si può notare dalle densità riportate nella tabella, la stima della densità effettuata al capitolo precedente è risultata accurata in quanto le densità sono prossime all'obiettivo prefissato nonostante l'aggiunta dei *layer* nella parte inferiore del provino.



(a) **(b)** **(c)**

Figura 4.1: a) provini oggetto delle prove sperimentali, b) riempimento, c) componente completo.

Provino	Altezza $[mm]$	Diametro $[mm]$	Massa $[g]$	Densità $[g/l]$	Prova
AL_1	50,15	40,00	24,12	383	QS
AL_2	50,15	40,00	24,13	383	QS
AL_3	49,90	40,00	24,02	383	QS
AL_4	50,05	40,00	24,07	383	DYN
AL_5	49,85	40,00	23,99	383	DYN
AL_6	49,90	40,00	24,02	383	DYN
IF_1	50,00	36,80	16,71	314	QS
IF_2	49,90	36,80	16,61	313	QS
IF_3	49,90	36,80	16,45	310	QS
IF_4	49,90	36,80	16,43	310	DYN
IF_5	50,00	36,85	16,70	313	DYN
IF_6	50,15	36,85	16,71	312	DYN
AL_IF_1	50,15	40,00	40,73	646	QS
AL_IF_2	50,05	40,00	40,70	647	QS
AL_IF_3	50,10	40,00	40,69	646	QS
AL_IF_4	50,15	40,00	40,60	644	DYN
AL_IF_5	50,25	40,00	40,82	646	DYN
AL_IF_6	50,20	40,00	40,80	647	DYN
AL_IF_G_1	50,10	40,00	40,80	648	DYN
AL_IF_G_2	50,15	40,00	40,62	645	DYN
AL_IF_G_3	50,20	40,00	40,63	644	DYN

Tabella 4.1: Dimensioni, densità e tipologia di prova dei provini. QS indica le prove quasi statiche, mentre DYN indica le prove dinamiche.

4.2 Prove quasi statiche

Le prove quasi statiche vengono svolte con la macchina di prova universale elettromeccanica Zwick Roell Z100, in grado di eseguire sia prove di compressione che di trazione. In Figura 4.2 è riportata una fotografia della macchina utilizzata, nella quale si distinguono la traversa mobile, di colore rosso, e le piastre di compressione, al centro della figura. Il componente oggetto della prova viene posto tra le due piastre e compresso ad una velocità di 0.5 mm/s fino al raggiungimento della densificazione, ponendo particolare attenzione alla lubrificazione di queste ultime in modo da limitare gli effetti dell'attrito tra componenti e piastre.
Come anticipato nell'introduzione al capitolo, i risultati in termini di energia assorbita ricavati dalle prove quasi statiche sui singoli componenti e su quelli completi verranno utilizzati per impostare il sistema con cui verranno effettuate le prove dinamiche.
Le registrazioni dei meccanismi di collasso vengono effettuate con una fotocamera PixeLINK PL-B777 ad un frame rate di 4 fps.



Figura 4.2: Macchina di prova Zwick Roell Z100.

Illustrata la modalità di prova si possono analizzare i modi di collasso, i grafici forza corsa e le proprietà dei componenti analizzati. Il collasso dei tubolari in alluminio avviene secondo il modo anulare con la formazione di tre pieghe, ad eccezione del provino AL_1 la cui piega all'estremità superiore risulta essere a diamante e non di tipo anulare. In Figura 4.3 è rappresentato il collasso del provino AL_2, dal quale si nota un'iniziale instabilità elastica ad entrambe le estremità del provino seguita dalla formazione progressiva delle pieghe fino al raggiungimento dello stato di densificazione.



Figura 4.3: Collasso del tubolare in alluminio AL_2 in condizioni di carico quasi statico.

Le caratteristiche forza corsa dei tre tubolari, rappresentate in Figura 4.4, mostrano un andamento simile per tutti i provini fino alla formazione della piega a diamante del provino AL_1. Oltre questo punto la caratteristica del provino AL_1 devia rispetto alle altre a causa della differente tipologia di piega sviluppata.

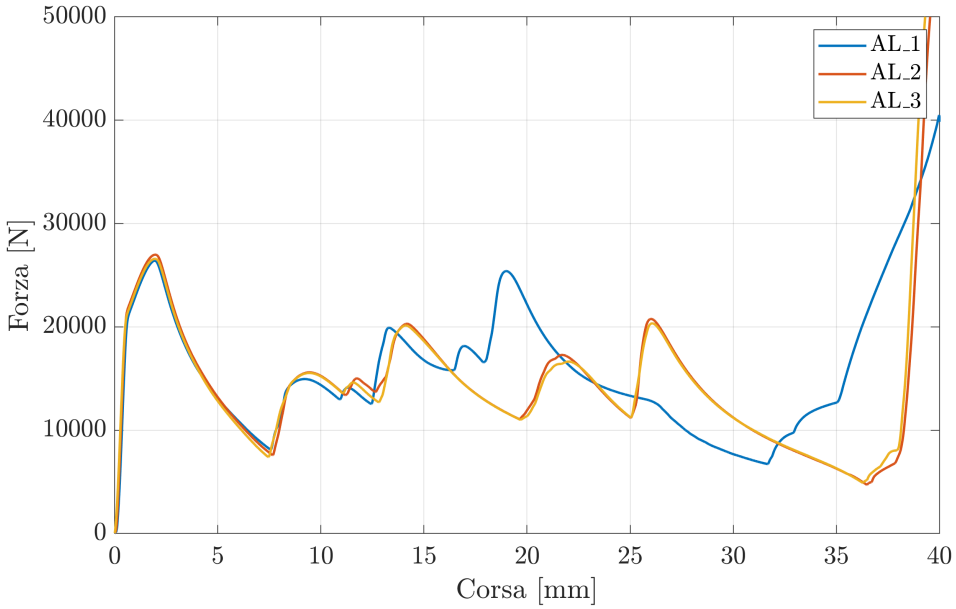


Figura 4.4: Caratteristica forza corsa dei profilati in alluminio in condizioni di carico quasi statico.

Per quanto riguarda i riempimenti in poliammide si osserva un'iniziale instabilità elastica della singola cella, alla quale segue il collasso plastico della parete. Questo comportamento si verifica per tutte le celle ad una determinata altezza risultando in un collasso strato per strato che coinvolge un numero limitato di celle e che si propaga agli strati indeformati all'aumentare della corsa della traversa della macchina. Il collasso del provino IF_1 è rappresentato nella Figura 4.5, nella quale il perimetro delle celle è evidenziato da dei punti bianchi.

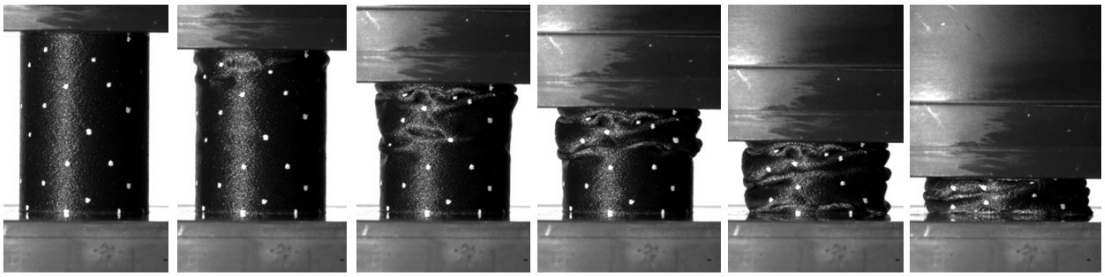


Figura 4.5: Collasso del riempimento IF_1 in condizioni di carico quasi statico.

Le caratteristiche forza corsa dei riempimenti, riportate in Figura 4.6, mostrano un comportamento coerente con quanto osservato nel collasso poichè esibiscono delle oscillazioni di carico coincidenti con l'instabilità elastica e il successivo collasso di ogni strato di celle. Inoltre, la graduale inflessione delle pareti delle celle porta ad una limitazione dell'ampiezza delle oscillazioni.

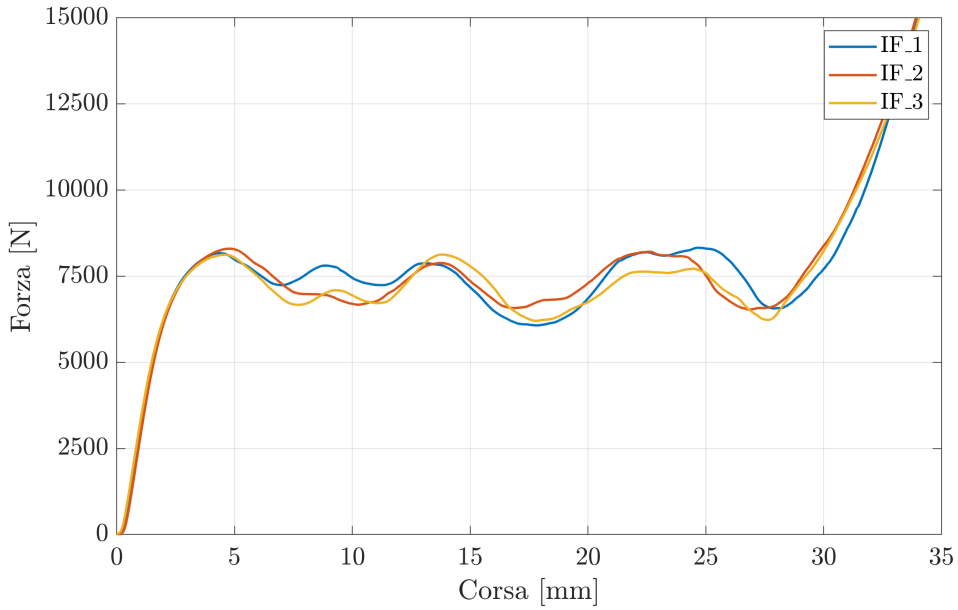


Figura 4.6: Caratteristiche forza corsa dei riempimenti in condizioni di carico quasi statico.

Gli ultimi componenti testati in condizioni quasi statiche sono i provini completi, il cui comportamento risulta essere interessante e permette di trarre alcune conclusioni utili all'impostazione del sistema utilizzato per le prove dinamiche. Il loro collasso è dominato dal comportamento del profilato in quanto non si osservano sostanziali variazioni rispetto a quanto osservato per i soli profilati di alluminio. Infatti si osserva l'iniziale instabilità elastica alle due estremità del provino, seguita dal

collasso plastico che porta alla formazione di tre pieghe. In Figura 4.7 è riportato il collasso del provino AL_IF_1, il quale rispecchia quanto appena affermato.

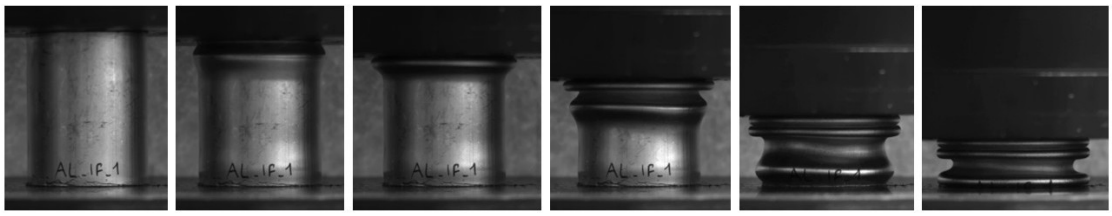


Figura 4.7: Collasso del provino completo AL_IF_1 in condizioni di carico quasi statico.

Dalle caratteristiche forza corsa dei provini completi, in Figura 4.8, si osserva un andamento caratterizzato dalle oscillazioni tipiche dei profilati cavi, confermando la preponderanza del tubolare sul riempimento. Nonostante questo comportamento, le oscillazioni appena precedenti i picchi più evidenti mostrano ampiezze inferiori con carichi dall'andamento gradualmente crescente. Si osserva anche un aumento generalizzato dei carichi, rispetto ai soli tubolari, dovuto all'utilizzo del riempimento. In particolare, la differenza tra il carico di picco e i carichi nella zona successiva ad esso risulta essere inferiore rispetto ai soli tubolari.

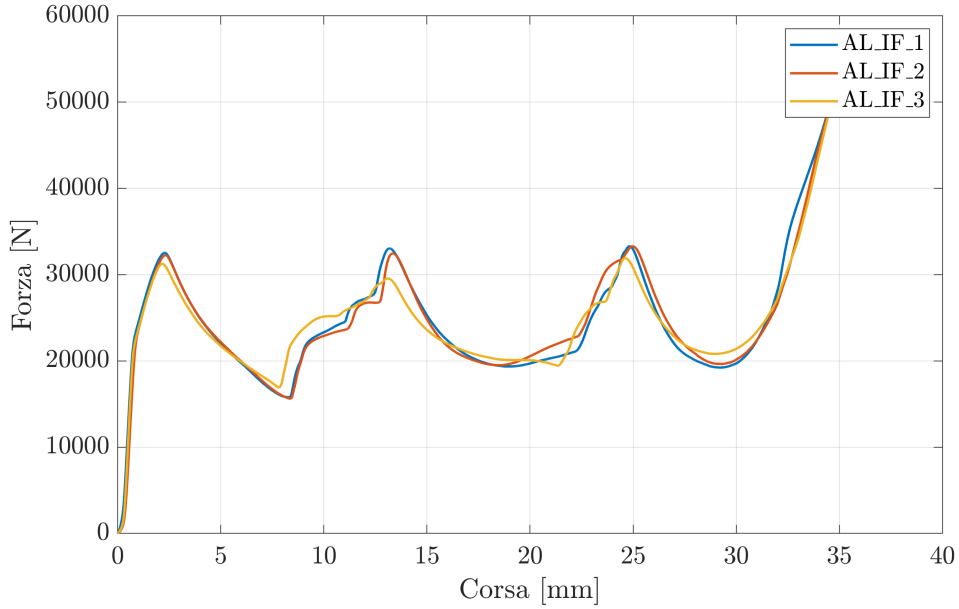


Figura 4.8: Caratteristiche forza corsa dei provini completi in condizioni di carico quasi statico.

Per poter analizzare in maniera più accurata il comportamento dei provini è utile ricavare l'energia assorbita e l'efficienza di carico, come fatto in precedenza per

i modelli numerici. Per comparare in maniera adeguata profilati, riempimenti e componenti completi, le rispettive proprietà di assorbimento degli urti vengono calcolate a alla stessa corsa, pari a 30 mm, ovvero la corsa oltre la quale si verifica la densificazione dei componenti completi. Nella tabella 4.2 sono riportati i carichi registrati, le loro proprietà e i valori medi per i tre tipi di provini.
Analizzando le proprietà medie dei provini si nota immediatamente un notevole aumento della CFE dei provini completi rispetto ai soli profilati, per un aumento di circa il 17 %, mentre la SEA diminuisce di circa il 10 %. Come precedentemente evidenziato durante la fase di modellazione nella Sezione 3.4, la somma delle energie assorbite dai singoli componenti risulta essere inferiore del 4 % rispetto a quella assorbita dal provino completo. Questo risultato suggerisce che l'effetto di interazione tra profilato e riempimento, riscontrato nell'analisi numerica, sia presente anche nella fase sperimentale.

Provino	F_{max} $[N]$	F_m $[N]$	EA $[J]$	SEA $[J/g]$	CFE [%]
AL_1	26411	15172	463	19.3	57.45
AL_2	26991	14974	460	19.17	55.48
AL_3	26595	14794	455	18.97	55.62
IF_1	8172	7352	213	12.73	89.96
IF_2	8300	7321	211	12.71	88.20
IF_3	8122	7142	208	12.62	87.93
AL_IF_1	32550	23438	697	17.12	72.01
AL_IF_2	32268	23612	700	17.21	73.18
AL_IF_3	31276	23643	699	17.17	75.59
Media AL	26666	14980	459	19	56.18
Media IF	8198	7272	211	13	88.70
Media AL_IF	32032	23564	699	17	73.59
Somma AL+IF	-	-	670	-	-

Tabella 4.2: Proprietà dei provini in condizioni di carico quasi statiche.

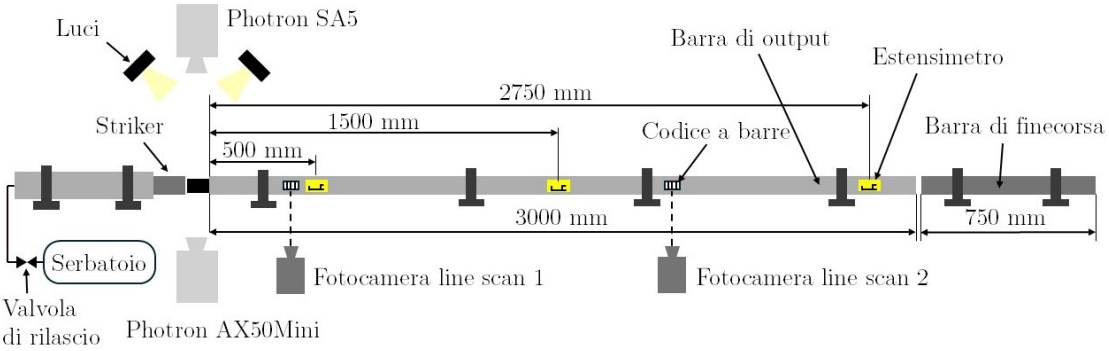
Dalle prove quasi statiche si possono già osservare alcuni risultati interessanti sul comportamento dei componenti, che dovranno essere rivalutati alla luce dei dati delle prove dinamiche. In primis, l'utilizzo del riempimento ha portato un considerevole beneficio all'efficienza di carico della struttura grazie al suo collasso progressivo. Diversamente da quanto emerso nelle analisi numeriche, dai dati si osserva come l'energia assorbita specifica sia inferiore rispetto al solo tubolare.
Il risultato più interessante è dato dalla differenza tra la somma delle energie assorbite dai singoli componenti e quella assorbita dal provino completo, questo comportamento indica che è presente un'interazione benefica tra riempimento e profilato, il cui risultato è un aumento dell'energia assorbita. L'interazione tra i due dovrà essere considerata nell'impostazione del sistema utilizzato per le prove dinamiche.

4.3 Prove dinamiche

Le prove dinamiche vengono effettuate con l'utilizzo di una barra di Hopkinson ad impatto diretto (anche detta *Direct Impact Hopkinson Pressure Bar, DIHPB*), della quale sono riportati una fotografia e uno schema in Figura 4.9.



(a)



(b)

Figura 4.9: a) fotografia del sistema di prova, b) schema del sistema di prova.

Il sistema è composto da tre barre aventi diametro pari a 50 *mm*: uno *striker* in acciaio che viene lanciato da un serbatoio contenente aria in pressione, la barra di output in alluminio che riceve l'impatto dello *striker*, dalla quale vengono estratte le misure delle forze in gioco, e un'ulteriore barra di acciaio fissata che funge da finecorsa per la barra di output e permette di scaricare a terra l'energia dell'impatto. Lo *striker* utilizzato nelle prove è una barra di acciaio lunga 500 *mm* avente una massa di 7.7 *kg*, che viene lanciato in direzione del provino grazie al rilascio dell'aria contenuta nel serbatoio tramite una valvola. Regolando la pressione all'interno del serbatoio è possibile modificare la velocità di impatto dello *striker* in modo da ottenere una corsa di compressione adeguata. La procedura per determinare la

velocità verrà illustrata successivamente.
La barra di output è una barra in lega di alluminio di lunghezza pari a 3000 *mm*, progettata per deformarsi esclusivamente in campo elastico, sulla quale sono posizionati tre estensimetri KYOWA KSPB-1-350-E4. Gli estensimetri registrano la deformazione della barra di output, dalla quale, conoscendo il modulo elastico del materiale, si ottiene la tensione al suo interno. Dalla tensione è possibile ricavare la forza agente sul provino utile a ricostruire la caratteristica forza corsa. Per ottenere lo spostamento della barra di output durante la prova, vengono utilizzate due videocamere *line scan* Chromasens allPIXA neo4k 15 GigE che registrano lo spostamento di altrettanti codici a barre applicati alla barra. Lo spostamento ottenuto dalle *line scan* è utile a calcolare la corsa effettiva del provino e a verificare la correttezza delle tensioni ricavate dagli estensimetri.
La misurazione della corsa del provino viene svolta tramite un software di tracking a partire dalle registrazioni della prova effettuate con la videocamera ad alta velocità Photron SA5, posta sopra il provino. Con il software viene rilevato lo spostamento dello striker a cui viene sottratto lo spostamento della barra di output determinato tramite le *line scan*, in questo modo si ottiene la corsa di compressione del provino. Il collasso dei provini viene registrato con una videocamera Photron AX50 Mini ad un frame rate inferiore rispetto alle *line scan*, ciò permette di utilizzare una risoluzione più alta e quindi di catturare il comportamento dell'intero provino.
L'ultimo componente fondamentale del sistema è una coppia di fotocellule che permette di attivare le videocamere e gli estensimetri al passaggio dello *striker*, in modo da acquisire solamente i filmati e i dati utili all'analisi delle prove. Le fotocellule sono anche utilizzate per determinare la velocità di impatto dello *striker*. In Figura 4.10 sono rappresentati alcuni dettagli del posizionamento di un provino nel quale si possono riconoscere le fotocellule e le videocamere utilizzate.

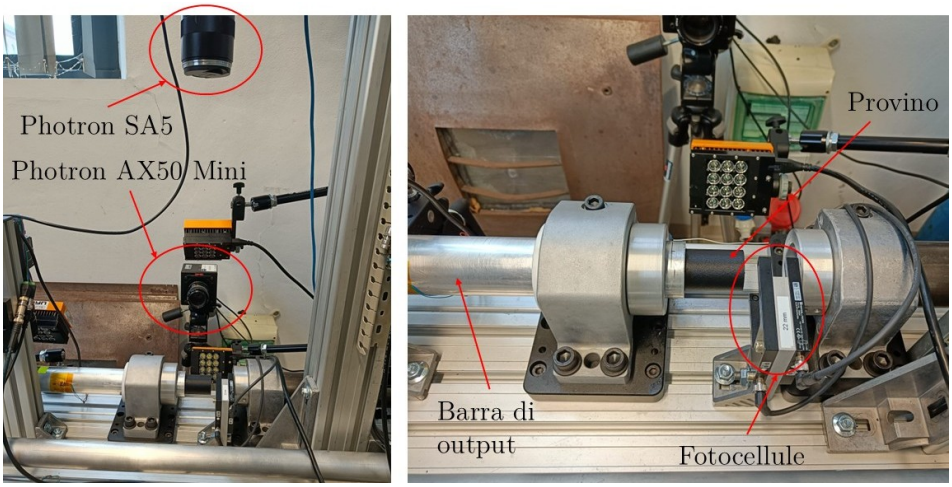


Figura 4.10: Dettaglio del posizionamento di un provino.

4.3.1 Estensimetri e videocamere *line scan*

Come anticipato per misurare la deformazione della barra di output vengono utilizzati tre estensimetri. Idealmente sarebbe sufficiente un unico estensimetro, posto in prossimità dell'interfaccia tra il provino e la barra di output, per misurare la deformazione della barra e ricavare la forza agente sul provino. Nella pratica, durante la deformazione del provino, si sviluppa un'onda d'urto che attraversa la barra di output alla velocità del suono. Visti i grandi valori di deformazione raggiunti dal provino, l'onda ha una lunghezza maggiore della barra e quindi viene riflessa sovrapponendosi a sé stessa, influenzando le misure degli estensimetri che registrano uno spostamento dovuto alla sovrapposizione delle due onde. Per questa ragione, un singolo estensimetro non sarebbe sufficiente.
Con l'impiego di tre estensimetri è possibile separare l'onda trasmessa alla barra di output da quella riflessa, in modo da eliminare l'influenza di quest'ultima dalle misurazioni. Secondo la procedura illustrata da Bussac [38] è possibile ricostruire l'onda a partire dai segnali degli estensimetri, conoscendo le proprietà del materiale, la funzione di dispersione riguardante la velocità di propagazione delle onde e la distanza tra gli estensimetri. Operando nel dominio delle frequenze è possibile separare l'onda trasmessa alla barra e quella riflessa in una sua specifica zona. Con questa procedura è possibile ricostruire l'andamento della tensione all'interfaccia tra provino e barra di output, ricavando la forza agente sul provino.
Per verificare la correttezza delle misurazioni ottenute dagli estensimetri vengono utilizzate le videocamere *line scan*, con le quali viene misurato lo spostamento in due punti della barra. Le *line scan* acquisiscono un'immagine nella quale ogni riga di pixel rappresenta la posizione istantanea del codice a barre, un esempio è riportato in Figura 4.11 dove si osservano le istantanee scattate durante la prova. Analizzando la differenza tra le varie righe è possibile determinare lo spostamento e la velocità di movimento della barra. Se la barra si muove, si osserva una sfasatura tra una riga di pixel e l'altra che corrisponde alla sua variazione di posizione tra due istanti di tempo di differenti, rapportando questa differenza all'intervallo di tempo trascorso si ottiene la velocità della barra.

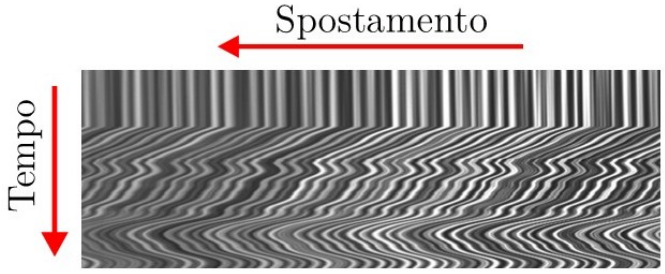


Figura 4.11: Immagine ricavata con l'utilizzo delle *line scan*.

Con l'utilizzo delle *line scan* è possibile fare un controllo per verificare la correttezza delle misurazioni ottenute dagli estensimetri, comparando gli spostamenti e le tensioni ricavati con le due misurazioni. Conoscendo velocità della barra, che coincide con la velocità delle particelle all'interno dell'onda d'urto, e l'impedenza meccanica del materiale è possibile calcolare la tensione agente su di essa con la seguente equazione:

$$\sigma = v \cdot Z \tag{4.1}$$

Dove z è l'impedenza meccanica della barra, calcolata come:

$$Z = \rho \cdot C \tag{4.2}$$

Dove ρ e C sono rispettivamente la densità del materiale e la velocità del suono nel materiale.

4.3.2 Impostazione del sistema di prova

L'ultimo aspetto da trattare prima di analizzare i risultati delle prove dinamiche è l'impostazione del sistema utilizzato. Per garantire una corsa di compressione sufficiente ad analizzare completamente il comportamento del provino è fondamentale impostare una velocità di impatto dello *striker* adeguata. La stima della velocità viene effettuata sulla base di un bilancio energetico a partire dall'energia assorbita dai provini analizzati in condizioni di carico quasi statiche.
L'energia totale dello *striker* è interamente energia cinetica e può essere calcolata come:

$$E_{tot} = \frac{1}{2}mv^2 \tag{4.3}$$

Dove $m = 7.7\ kg$ è la massa dello *striker*, mentre v è la sua velocità registrata dalle fotocellule, perciò dall'energia totale è possibile determinare la velocità necessaria affinché lo*striker* comprima in modo adeguato il provino.
Per determinare la velocità è necessario stimare l'energia totale dello *striker* a partire dai risultati delle prove quasi statiche dei provini completi. Come si osserva nella Figura 4.8, la compressione del provino completo termina con una corsa di 35 mm; perciò, per determinare l'energia totale, si ricavano i valori di energia assorbita dal tubolare e dal riempimento per una corsa di 35 mm. È fondamentale separare i contributi energetici di tubolare e riempimento per tener conto dell'aumento dei carichi dovuto alla maggior velocità di deformazione nelle prove dinamiche, in quanto i materiali dei due componenti mostrano un comportamento differente al suo aumentare. Il comportamento dell'alluminio solitamente mostra limitata dipendenza dalla velocità di deformazione [29], perciò si assume un aumento della sua energia assorbita pari al 5 %, mentre il riempimento esibisce un aumento dell'energia assorbita fino al 20 %, come evidenziato da studi precedenti su strutture

analoghe prodotte con lo stesso materiale utilizzato in questo lavoro [19, 27].
Infine l'energia assorbita dai due componenti deve essere maggiorata per tenere conto dell'effetto della loro interazione, considerando un aumento del 10 %, e delle dispersioni energetiche nel sistema, stimate come il 20 % dell'energia finora calcolata. In definitiva l'energia richiesta allo *striker* può essere così calcolata:

$$E_{tot} = 1.1 \cdot 1.2 \cdot (1.05\ E_t + 1.2\ E_r) = 1128\ J \tag{4.4}$$

Dove $E_t = 504\ J$ e $E_r = 271\ J$ sono le energie assorbite, rispettivamente dal tubolare e dal riempimento, durante le prove quasi statiche per una corsa di 35 mm. Quindi la velocità minima richiesta allo *striker* per comprimere adeguatamente il provino risulta essere:

$$v = \sqrt{2\frac{E_{tot}}{m}} = 17.12\ m/s \tag{4.5}$$

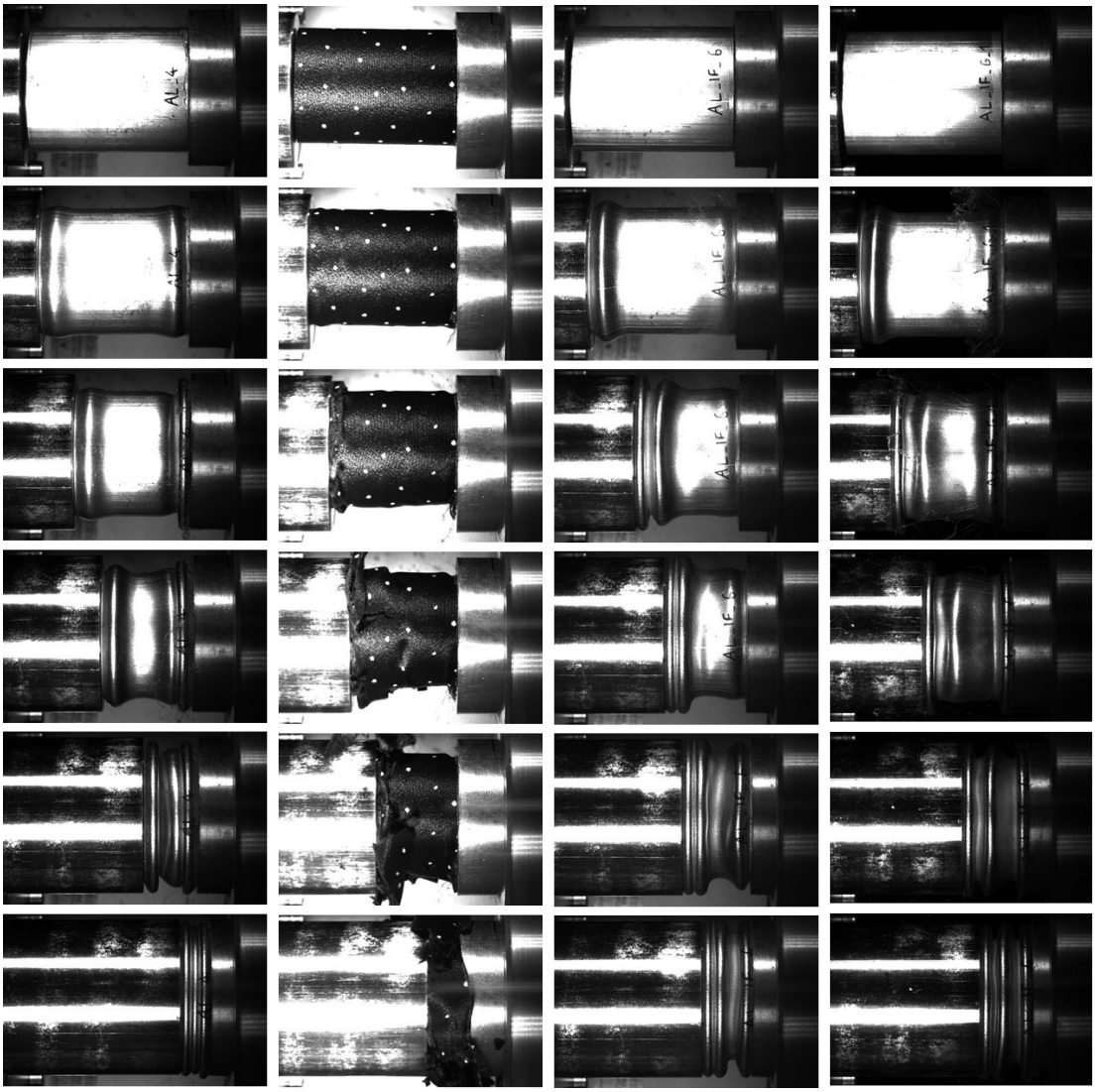
4.3.3 Risultati sperimentali

Descritto il sistema di prova è possibile analizzare i risultati delle prove, in Figura 4.13 sono riportati i collassi dei provini in condizioni di carico dinamico.
I profilati di alluminio esibiscono un collasso di tipo anulare, in Figura 4.13a, sostanzialmente immutato rispetto a quanto osservato nelle prove quasi statiche. Si osserva quindi l'iniziale instabilità elastica nelle zone terminali del provino e un totale di tre pieghe. Per quanto riguarda la caratteristica forza corsa, riportata in Figura 4.14a, si osserva un aumento minimo dei carichi che conferma quanto ipotizzato nell'impostazione del sistema di prova riguardo la scarsa dipendenza del comportamento dell'alluminio dalla velocità di deformazione.
Il collasso dei riempimenti, in Figura 4.13b, risulta essere interessante per comprendere l'influenza della velocità di deformazione su di essi. Differentemente dalle prove in condizioni di carico quasi statico, non si verifica una ripetizione delle fasi di instabilità elastica seguita dal collasso plastico delle pareti delle celle; bensì, ad una prima fase di instabilità elastica segue la rottura catastrofica di queste ultime. I diagrammi forza corsa, in Figura 4.14b, rispecchiano il comportamento osservato nel collasso: dopo il primo picco di carico si osservano carichi notevolmente inferiori rispetto alle prove in condizioni quasi statiche per via della comparsa delle fratture. Un altro aspetto che emerge rispetto alle prove quasi statiche è il notevole aumento del carico di picco. Questi risultati confermano la forte dipendenza del comportamento dei riempimenti dalla velocità di deformazione, sia dal punto di vista del collasso sia dal punto di vista delle forze registrate, che porta ad una rottura catastrofica del materiale.
Per i componenti completi è utile fare un'analisi confrontando sia quelli non incollati sia quelli incollati. I loro collassi, nelle Figure 4.13c e 4.13d mostrano un comportamento pressoché identico tra di loro, analogo al collasso in condizioni quasi statiche,

con la formazione di tre pieghe in entrambi i casi. È anche interessante notare come il collasso sia molto simile alle prove eseguite sui soli tubolari, seppur con una corsa di compressione inferiore, ciò indica una prevalenza del comportamento del tubolare sul riempimento. In Figura 4.12 sono rappresentati i provini completi non incollati al termine delle prove dinamiche, da essa è importante notare come il tubolare ed il riempimento interagiscano tra di loro, limitando la rottura catastrofica del riempimento. I diagrammi forza corsa, in Figura 4.14c, non evidenziano particolari differenze dovute all'utilizzo del collante, mentre risulta evidente l'effetto della velocità di deformazione che determina un aumento generalizzato dei carichi rispetto alle prove quasi statiche.
In linea generale le caratteristiche forza corsa rispecchiano i collassi osservati, con un carico oscillante tipico dei profilati di alluminio e una diminuzione del carico medio nei riempimenti dovuto alla frattura. Inoltre, le prove in condizioni dinamiche confermano quanto ipotizzato nella Sezione 4.3.2 riguardo la dipendenza dei materiali dalla velocità di deformazione. In particolare si confermano la minima dipendenza dell'alluminio con un lieve aumento dei carichi registrati e la forte dipendenza del riempimento che mostra un carico di picco notevolmente maggiore rispetto alle prove quasi statiche.

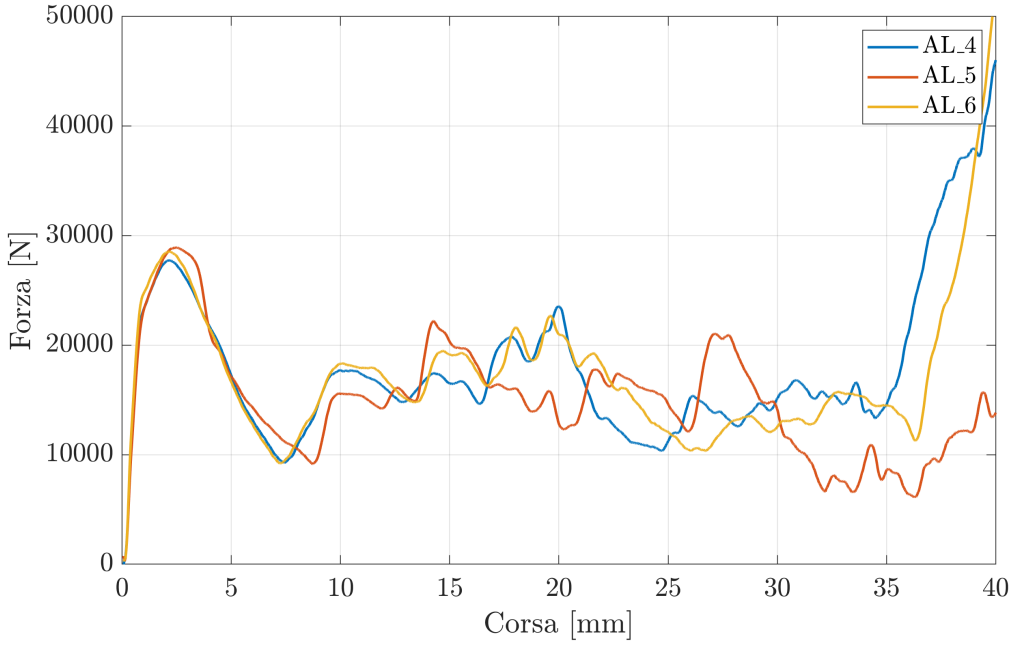


Figura 4.12: Provini completi non incollati al termine delle prove dinamiche.

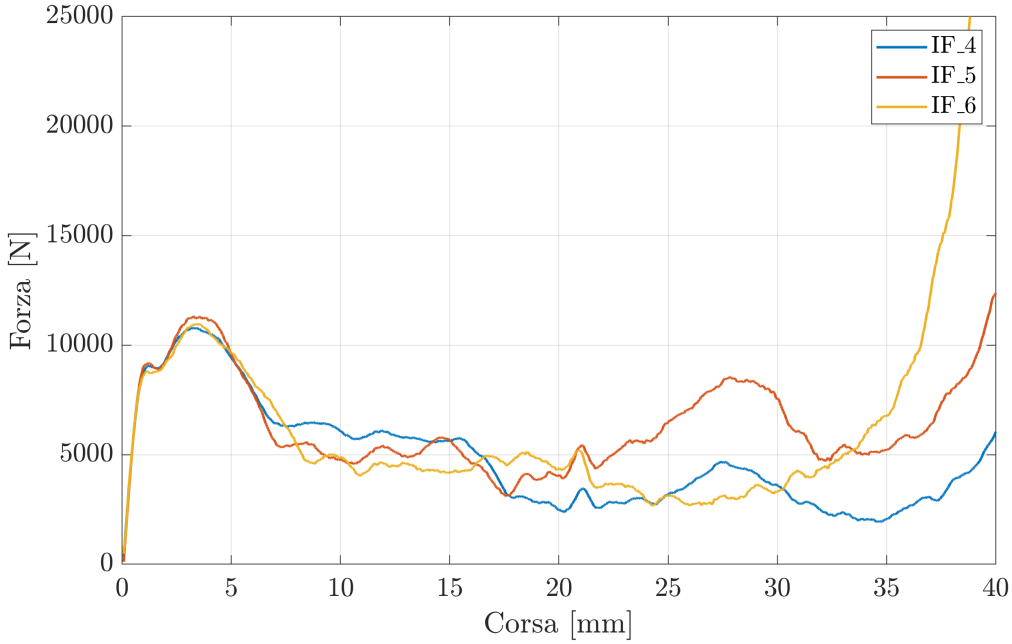


(a) **(b)** **(c)** **(d)**

Figura 4.13: Collasso dei provini in condizioni di carico dinamico: a) tubolare in alluminio AL_4, b) riempimento IF_4, c) componente completo AL_IF_6, d) componente completo con incollaggio AL_IF_G_1.

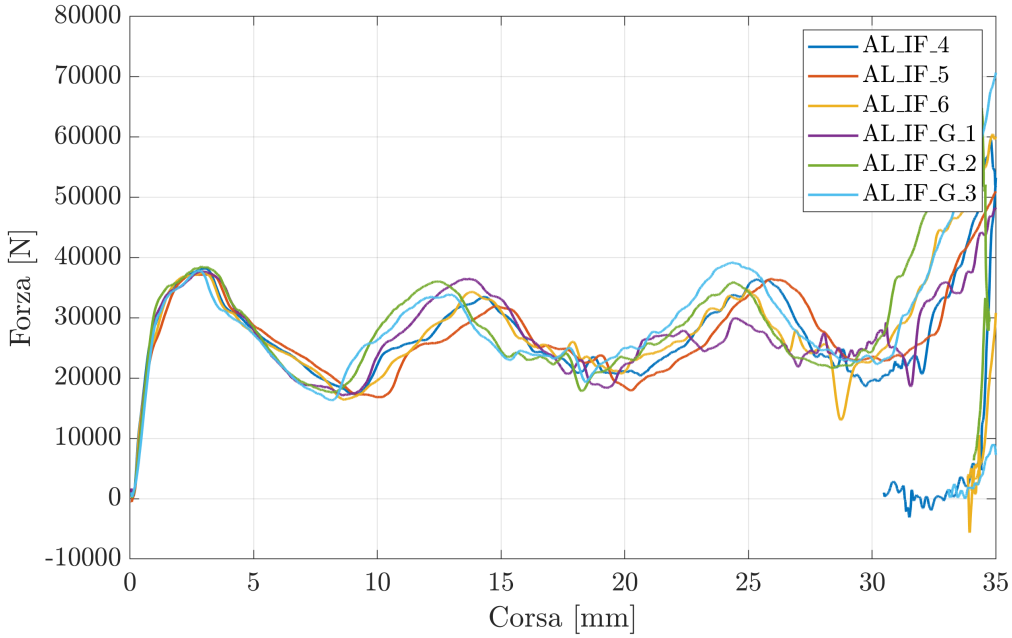


(a)



(b)

Figura 4.14: Cont.



(c)

Figura 4.14: Caratteristiche forza corsa dei provini in condizioni di carico dinamico: a) tubolari in alluminio, b) riempimenti, c) componenti completi senza e con incollaggio.

Dalle caratteristiche forza corsa vengono ricavate le proprietà di assorbimento degli urti per facilitare l'analisi dei risultati. Anche i questo caso le proprietà dei provini vengono calcolate ad una corsa di 30 mm, in corrispondenza della quale si trova l'inizio della densificazione dei provini completi. Nella tabella 4.3 sono riportati i carichi registrati, le loro proprietà e i valori medi per i tre tipi di provini. I tubolari di alluminio mostrano un limitato aumento dell'energia assorbita, circa pari all'8 %, e una CFE pressoché invariata rispetto alle prove quasi statiche. Le proprietà dei riempimenti risultano essere le più interessanti: il loro carico di picco è superiore del 34% rispetto alle prove quasi statiche, mentre la CFE è notevolmente inferiore per via della rottura riscontrata durante le prove. Per i provini completi si riscontra un notevole aumento dell'efficienza di carico, rispetto ai soli tubolari in alluminio, tuttavia l'energia assorbita specifica esibisce una diminuzione pari al 7 %. Infine confrontando i componenti completi con quelli a cui è stato applicato l'incollaggio, i secondi mostrano un aumento minimo di SEA e CFE.
In conclusione le prove dinamiche hanno confermato le ipotesi riguardanti la dipendenza dei materiali dalla velocità di deformazione. In particolare, rispetto alle prove quasi statiche, i profilati di alluminio mostrano un minimo aumento delle proprietà, mentre il materiale polimerico risulta fortemente influenzato, arrivando a

Provino	F_{max} $[N]$	F_m $[N]$	EA $[J]$	SEA $[J/g]$	CFE [%]	Velocità striker $[m/s]$
AL_4	27737	15939	489	20.33	57.46	16.87
AL_5	28917	16340	504	21	56.51	16.33
AL_6	28549	16328	502	20.88	57.19	18.29
IF_4	10793	5050	163	9.94	46.79	17.95
IF_5	11318	6032	189	11.3	53.29	17.95
IF_6	10967	4777	157	9.4	43.56	17.97
AL_IF_4	38199	26151	794	19.56	68.46	15.76
AL_IF_5	37191	26289	787	19.27	70.69	16.99
AL_IF_6	37494	26200	782	19.16	69.88	16.95
AL_IF_G_1	37693	25805	789	19.33	68.46	17.38
AL_IF_G_2	38477	26723	807	19.86	69.45	17.92
AL_IF_G_3	37824	27654	819	20.16	73.11	17.7
Media AL	28401	16202	498	20.74	57.05	17.16
Media IF	11026	5286	170	10.21	47.88	17.96
Media AL_IF	37628	26213	788	19.33	69.68	16.57
Media AL_IF_G	37998	26727	805	19.78	70.34	17.67
Somma AL+IF	-	-	668	-	-	-

Tabella 4.3: Proprietà dei provini in condizioni di carico dinamiche.

mostrare una rottura catastrofica che ne compromette le proprietà di assorbimento degli urti. L'utilizzo del riempimento all'interno del tubolare permette di migliorare notevolmente l'efficienza di carico della struttura, a discapito di un lieve peggioramento dell'assorbimento energetico specifico, dimostrandosi una soluzione valida nel migliorare le prestazioni dei profilati. Infine l'introduzione del collante porta dei benefici esigui alle proprietà di assorbimento degli urti, perciò non risulta essere particolarmente interessante nel perseguimento degli obiettivi di questo lavoro.
Per verificare la validità dei modelli precedentemente proposti è importante confrontare i risultati delle prove sperimentali con quanto emerso nella fase di modellazione, in modo da correggere eventuali incongruenze nei modelli numerici. I modelli dei profilati di alluminio rispecchiano in maniera fedele il comportamento reale per quanto riguarda l'andamento delle caratteristiche forza corsa, tuttavia i modelli hanno mostrato un collasso con la formazione di quattro pieghe, a dispetto delle tre pieghe osservate per i provini. Nonostante queste differenze nel collasso, la CFE è ben rappresentata, a differenza della SEA, i cui valori sono superiori nei provini analizzati sperimentalmente. Questa differenza si nota anche dai carichi registrati, i quali sono nettamente maggiori, ed è probabilmente dovuta a migliori proprietà meccaniche dell'alluminio utilizzato nella costruzione dei provini, rispetto a quelle ipotizzate nelle simulazioni iniziali.
Per i riempimenti è necessario ampliare l'analisi ai componenti completi, infatti le prove dinamiche dei riempimenti mostrano un comportamento caratterizzato da una rottura catastrofica che non è congruente con i modelli numerici e che limita fortemente i carichi nella fase successiva al picco di carico e di conseguenza anche

la SEA e la CFE. Questo comportamento non si verifica nei componenti completi, in quanto limitato dal profilato in alluminio, perciò è congruente ipotizzare che il comportamento del riempimento, quando accoppiato al profilato sia similare al comportamento mostrato dai modelli numerici. Un altro punto da considerare riguarda la posizione di inizio del collasso del provino. Nel modello preliminare era stato ipotizzato un collasso nella porzione centrale del provino, tuttavia la Figura 4.13b mostra che il collasso avviene a partire dall'estremità di impatto dello *striker*, quindi è necessario rivalutare la presenza dei vincoli alle estremità del riempimento. Oltre a quanto appena illustrato, è importante evidenziare l'ottima congruenza tra i carichi massimi della prova e dell modello, la quale conferma la bontà di quest'ultimo a meno dell'insorgenza di una rottura catastrofica.
Sia per i modelli sia per i provini completi, le caratteristiche forza corsa mostrano il tipico andamento oscillatorio dei profilati in alluminio, tuttavia dai collassi si osserva un numero differente di pieghe, quattro per i modelli e tre per i provini, che cambiano il numero di oscillazioni delle caratteristiche. Per queste ragioni il modello numerico dovrà essere rivisto anche in un'ottica di correzione del collasso in modo da ottenere lo stesso numero di pieghe osservato nelle prove dinamiche. Dal punto di vista delle proprietà i modelli e i provini completi presentano delle differenze nette in termini di carichi registrati, quindi anche nella SEA, per le differenze nelle proprietà dell'alluminio. D'altro canto, la CFE risulta essere congruente tra i due casi.
Tenendo presente tutte le considerazioni appena espresse, nella prossima sezione verrà proposta una serie di modifiche al modello preliminare in modo da allinearne i risultati con quanto osservato nelle simulazioni numeriche.

4.4 Modello numerico di validazione

Nella precedente sezione sono state evidenziate alcune incongruenze tra i modelli preliminari presentati nei Capitoli 2 e 3 e i risultati sperimentali, perciò è necessario adattare i modelli dei singoli componenti e di quello completo in modo da correggere tali incongruenze. A tale scopo verranno nuovamente analizzati brevemente i modelli dei singoli componenti e verranno proposte le modifiche adatte.
La prima modifica, apportata a tutti i componenti, riguarda le condizioni di carico delle prove simulate. Nei modelli preliminari è stata modellata una compressione ad una velocità costante pari a 5.7 m/s, la quale, oltre all'entità della velocità notevolmente inferiore rispetto alle prove sperimentali, risulta essere differente rispetto ad una massa che impatta con una velocità iniziale prestabilita. Per rappresentare l'impatto dello *striker* in maniera più accurata è possibile utilizzare la *keyword* RIGIDWALL_PLANAR_FINITE_MOVING, la quale permette di creare una parete rigida a cui vengono assegnate una massa e una velocità iniziale.

Impostando la massa pari a quella dello striker, cioè 7.7 kg, e la velocità iniziale secondo le velocità medie delle prove nella Tabella 4.3, è possibile ricreare una condizione aderente alle prove sperimentali.
I modelli dei profilati metallici, come precedentemente osservato, hanno delle proprietà meccaniche ipotizzate inferiori a quelle reali, in quanto i carichi osservati nelle simulazioni sono notevolmente inferiori rispetto alle prove sperimentali. Per stimare le proprietà della lega di alluminio sarebbero necessarie delle prove di trazione su provini ricavati a partire dai tubolari. Al fine di semplificare la trattazione e di ridurre le prove sperimentali, le proprietà dell'alluminio vengono modificate iterativamente a partire dal modello inizialmente ipotizzato, ricercando la miglior corrispondenza possibile tra modello numerico e prove sperimentali. In particolare i valori di tensione della curva tensione deformazione plastica vengono innalzati fino ad ottenere una buona corrispondenza tra le caratteristiche forza corsa delle simulazioni e quelle sperimentali. Nella Figura 4.15 è riportata la curva risultante dalla modifica posta a confronto con la curva utilizzata nelle simulazioni preliminari, già illustrata in Figura 2.15, per entrambe sono anche riportati i punti utilizzati come input del modello di materiale. In linea generale, il primo punto della curva, cioè il carico di snervamento del materiale, è stato determinato in modo da ottenere una corrispondenza dei punti in cui la caratteristica forza corsa devia dal comportamento lineare, tra modello numerico e risultati sperimentali. I restanti punti della curva sono stati determinati scalando, del rapporto tra i carichi di snervamento delle curve, la curva utilizzata nei modelli preliminari; i valori così ricavati sono stati ulteriormente incrementati per ricalcare l'andamento dei forza corsa delle prove sperimentali.

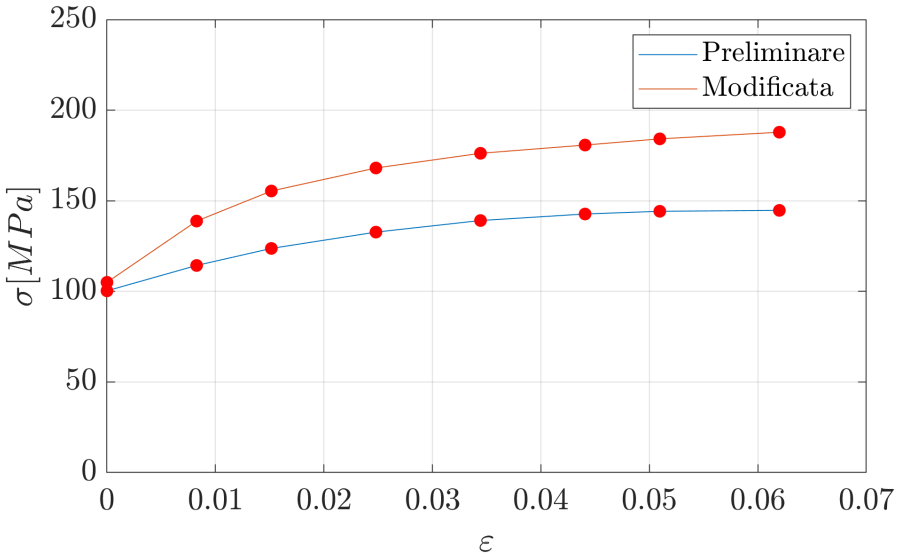


Figura 4.15: Curve di tensione deformazione plastica dei modelli numerici.

Questa modifica viene accompagnata alle condizioni di carico precedentemente descritte. Per evidenziare l'impatto della modifica della curva del materiale, verranno presentati sia i risultati del modello appena descritto sia quelli del modello in cui viene utilizzata la stessa curva dei modelli preliminari.
Nella Figura 4.16 vengono confrontati i collassi dei profilati con l'utilizzo delle due diverse curve, i quali risultano essere entrambi secondo il modo anulare. Analizzando i due collassi si nota come il profilato modellato con la stessa curva dei modelli preliminari presenti quattro pieghe, mentre l'impiego di una nuova curva ha permesso di ottenere tre pieghe come riscontrato nelle prove sperimentali.



(a) **(b)**

Figura 4.16: Collasso dei modelli al variare della curva tensione deformazione plastica: a) modello con curva preliminare, b) modello con curva modificata.

Le caratteristiche forza corsa dei due modelli e dei provini sono rappresentate in Figura 4.17, dove il modello preliminare è denominato AL_N_P e quello corretto è denominato AL_N. I risultati evidenziano come il modello che utilizza la curva preliminare esibisca dei livelli di forza nettamente inferiori rispetto a quello con la curva modificata. Confrontando i risultati sperimentali con il modello numerico modificato, è possibile apprezzare come la modifica della curva del materiale abbia permesso di rappresentare in maniera migliore il comportamento dei profilati. In particolare il modello è in grado di rappresentare correttamente il carico di picco e i carichi nella zona successiva ad esso.
Le proprietà di assorbimento degli urti e i carichi registrati, riportati nella Tabella 4.4 e calcolate per una corsa pari a 30 mm, sono ampiamente congruenti con le proprietà e i carichi mediamente registrati nelle prove sperimentali.
In definitiva la modifica della curva tensione deformazione plastica ha permesso di mitigare le problematiche evidenziate nella sezione precedente sia per il collasso dei profilati sia per le loro proprietà. Ciò ha anche confermato le migliori proprietà della lega utilizzata nella costruzione dei provini rispetto al materiale utilizzato come riferimento nelle simulazioni preliminari.

Provino	F_{max} $[N]$	F_m $[N]$	EA $[J]$	SEA $[J/g]$	CFE [%]	Velocità striker $[m/s]$
Media sperimentali	28401	16202	498	20.74	57.05	17.16
AL_N	27520	16435	501	21.8	59.72	17

Tabella 4.4: Proprietà dei modelli numerici dei profilati e delle prove sperimentali.

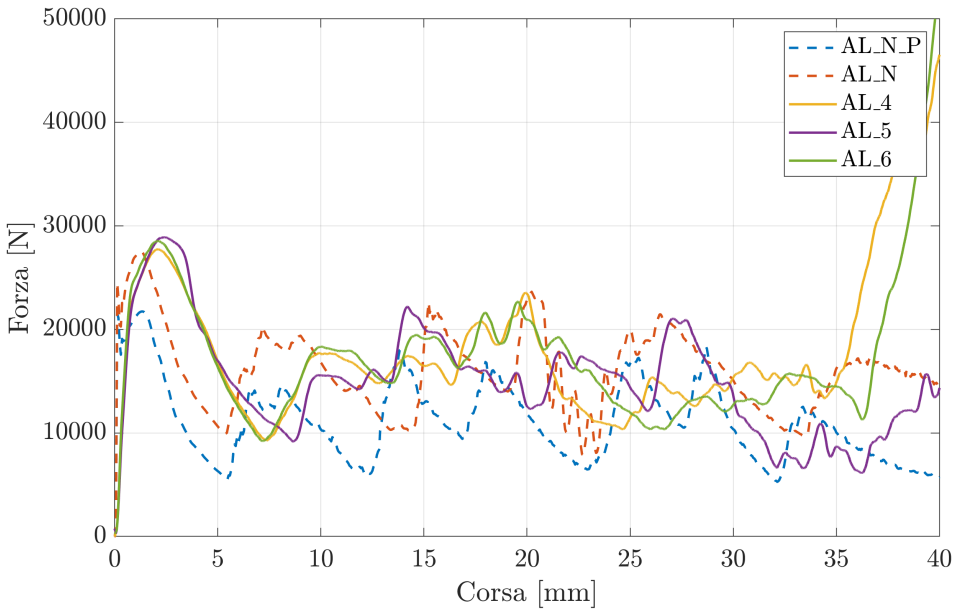


Figura 4.17: Caratteristiche forza corsa dei modelli numerici dei profilati e delle rispettive prove sperimentali.

Corretto il comportamento dei soli profilati in alluminio, viene rivista la modellazione del riempimento per avvicinarne il comportamento ai risultati sperimentali. In particolare, i risultati sperimentali hanno evidenziato una sostanziale differenza nel collasso rispetto ai modelli numerici, mostrando una rottura catastrofica. Per questo motivo viene ridotta la deformazione limite oltre la quale si ha la rottura degli elementi. Nonostante la riduzione della tensione limite di rottura degli elementi si riscontrano dei carichi, nella zona successiva al primo picco, nettamente superiori rispetto ai risultati. Per questa ragione viene anche ridotta la dimensione della mesh ad una dimensione di 0.5 mm. A seguito dell'affinamento della mesh è stato impostato un valore del parametro $EFFEPS$ pari a 0.3, per avvicinare al meglio il comportamento del modello a quello riscontrato nelle prove sperimentali. Nella Figura 4.18 è rappresentato il collasso del riempimento, il quale presenta una rottura catastrofica come evidenziato dalle prove sperimentali. Nonostante ciò il comportamento non è esattamente fedele a quanto osservato nelle prove sperimentali. Il comportamento del modello è una diretta conseguenza del criterio di erosione, il quale comporta l'eliminazione degli elementi che superano i limiti di tensione e deformazione imposti, escludendone un eventuale contributo nella fase di compressione successiva.
La caratteristica forza-corsa del nuovo modello è confrontata con i risultati sperimentali nella Figura 4.19, dalla quale si osserva come il modello presenti un'ottima corrispondenza nell'andamento fino al carico massimo per poi divergere fortemente dal comportamento sperimentale per un breve tratto. Questa divergenza è spiegabile attraverso il collasso del modello, infatti, appena dopo l'instabilità elastica

corrispondente al picco di carico, si osserva l'erosione istantanea degli elementi nella parte superiore del provino da cui deriva una rapida diminuzione del carico. Dalla caratteristica forza corsa del nuovo modello sono ricavate le proprietà di assorbimento degli urti e i carichi massimo e medio per una corsa compressione di 30 mm. Le proprietà e i carichi del modello risultano essere congruenti con i risultati sperimentali, in particolare si osserva una sovrastima del carico medio pari al 12% che si riflette in una limitata sovrastima della SEA e della CFE. Nel complesso il modello del riempimento è in grado di riprodurre correttamente le proprietà osservate nelle prove sperimentali, mentre il collasso risulta differente. Un criterio di rottura rappresenterebbe il collasso in maniera più realistica, tuttavia richiederebbe un'ampia analisi sperimentale per determinare i parametri. In definitiva risulta coerente accettare la semplificazione introdotta dal criterio di erosione in quanto le proprietà di assorbimento degli urti del modello sono congruenti con quelle osservate sperimentalmente.



Figura 4.18: Collasso del modello numerico del riempimento modificato.

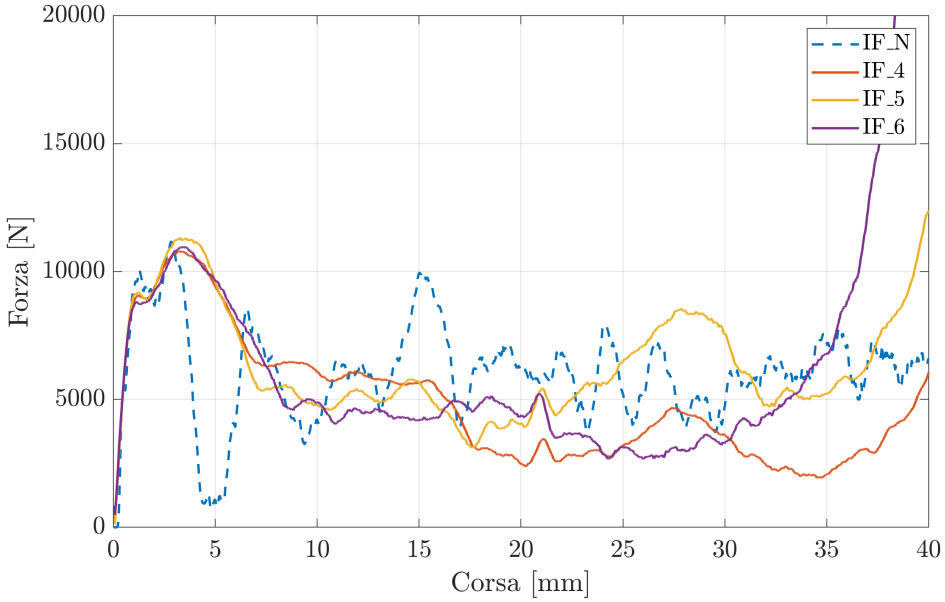


Figura 4.19: Caratteristiche forza corsa dei modelli numerici dei riempimenti e delle rispettive prove sperimentali.

Provino	F_{max} $[N]$	F_m $[N]$	EA $[J]$	SEA $[J/g]$	CFE [%]	Velocità striker $[m/s]$
Media sperimentali	11026	5286	170	10.21	47.88	17.96
IF_N	11169	5960	179	10.6	53.36	18

Tabella 4.5: Proprietà delle prove sperimentali e del modello numerico dei riempimenti.

Il modello del componente completo viene anch'esso rivisto assemblando i due nuovi modelli dei singoli componenti, ponendo attenzione al contatto tra le due parti. Le prove sperimentali hanno dimostrato la scarsa influenza dell'incollaggio, perciò il contatto tiebreak viene sostituito con un contatto di tipo AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE, il quale non prevede un legame tra i nodi esterni del riempimento e quelli del profilato.
Il collasso riscontrato per questo modello è del tutto similare a quello riscontrato per il solo tubolare, quindi un collasso anulare con la formazione di tre pieghe. Per quanto riguarda le caratteristiche forza corsa, in Figura 4.20, si osserva un andamento coerente con le prove sperimentali, il quale non rappresenta al meglio la zona di carico appena successiva al carico massimo. Le proprietà ricavate dalla caratteristica forza corsa del modello completo e i carichi riscontrati, riportate nella Tabella 4.6, risultano essere di poco differenti rispetto alle proprietà medie dei provini. In particolare, la SEA del modello numerico risulta essere inferiore del 5 % rispetto a quella osservata dalle prove sperimentali, mentre la CFE è pressoché invariata. In definitiva l'unione dei modelli numerici dei singoli componenti permette di rappresentare in maniera adeguata il comportamento dei provini analizzati sperimentalmente, seppur con minime differenze, sia nel loro collasso sia nelle loro proprietà.

Provino	F_{max} $[N]$	F_m $[N]$	EA $[J]$	SEA $[J/g]$	CFE [%]	Velocità striker $[m/s]$
Media sperimentali	37628	26213	788	19.33	69.68	16.57
AL_IF_N	35787	25258	756	18.35	70.58	17

Tabella 4.6: Proprietà delle prove sperimentali e del modello numerico dei componenti completi.

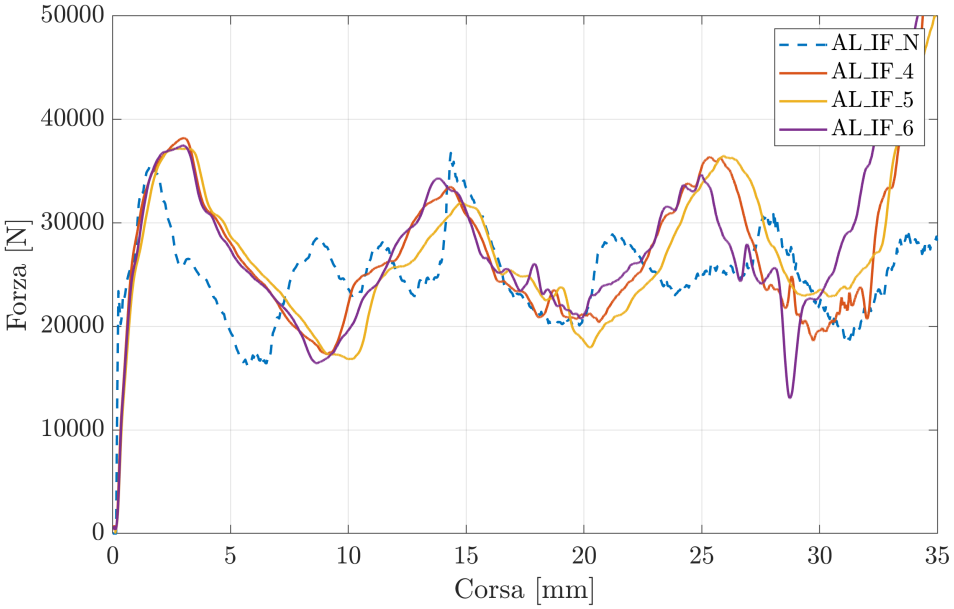


Figura 4.20: Caratteristiche forza corsa dei modelli numerici dei componenti completi e delle rispettive prove sperimentali.

Conclusioni

L'obiettivo di questo lavoro è quello di migliorare le proprietà di assorbimento degli urti dei profilati di alluminio, largamente impiegati in questo campo, tramite l'utilizzo di un riempimento in materiale polimerico prodotto tramite *Fused Filament Fabrication*. La progettazione iniziale del componente è basata sulla creazione di un suo modello numerico. In questa fase vengono inizialmente analizzati i singoli componenti per crearne dei modelli numerici in grado di rappresentarne il comportamento e per esplorare diverse configurazioni geometriche dei profilati e del riempimento. L'analisi numerica preliminare si conclude con la modellazione del componente completo, grazie alla quale viene scelta la combinazione di profilato e riempimento in grado di garantire le migliori prestazioni di assorbimento degli urti. Da questa prima fase di modellazione sono emersi diversi aspetti come le migliori proprietà dei provini di sezione circolare, rispetto a quelli di sezione quadrata, la variazione delle proprietà in funzione dell'angolo di inclinazione delle pareti e l'interazione benefica tra profilato e riempimento. Le simulazioni indicano che l'utilizzo del riempimento permette di incrementare sia l'assorbimento energetico specifico si l'efficienza di carico del componente.
Terminata la modellazione numerica vengono eseguite le prove sperimentali, in condizioni di carico quasi statico e dinamico, della soluzione migliore secondo i risultati numerici. Le prove dinamiche, eseguite con una barra di Hopkinson ad impatto diretto, confermano il notevole incremento dell'efficienza di carico del componente. Diversamente, l'energia assorbita specifica mostra una diminuzione contenuta rispetto al solo tubolare, ciò indica la possibilità che la combinazione di densità del riempimento e spessore del tubolare non sia ottimale. In tal senso, è possibile considerare la SEA come una media degli assorbimenti energetici dei singoli componenti, pesata rispetto alla loro massa. Perciò attraverso un corretto bilanciamento dello spessore del tubolare e della densità del componente, quindi agendo su massa e resistenza dei singoli componenti, è possibile condizionare l'assorbimento energetico specifico del componente completo. Le prove sperimentali hanno altresì permesso di evidenziare alcune correzioni utili a migliorare funzionamento dei modelli numerici, come la necessità di cambiare le proprietà meccaniche dell'alluminio e la modifica dei limiti di rottura del materiale stampato tramite

FFF. Modificati i modelli numerici si evidenzia una buona congruenza con le proprietà e i carichi registrati nelle prove sperimentali, tuttavia il modello numerico numerico del riempimento presenta un comportamento a rottura differente rispetto a quanto osservato sperimentalmente. Per questo motivo è evidente come il criterio di erosione non rappresenti al meglio il comportamento a rottura del riempimento in condizioni di alte velocità di deformazione, quindi sarebbe opportuna la valutazione di un criterio di frattura più accurato, eventualmente anisotropo.
In conclusione, questo lavoro mostra come sia possibile sfruttare le potenzialità dell'*additive manufacturing*, per produrre strutture dalla geometria complessa e dalle elevate proprietà meccaniche specifiche, al fine di migliorare le performance dei sistemi di assorbimento degli urti. Con l'utilizzo dell'analisi agli elementi finiti è anche possibile prevedere in maniera sufficientemente accurata il comportamento di queste strutture, permettendo di usare le simulazioni a scopo progettuale o di verifica dei componenti.

Bibliografia

[1] Ahmad Yunus Nasution, Togu Siregar e Tania Nasution. «Analysis Of Energy Absorption In Crash Box With Variation Of Trigger Hole Cyrcle Model Using Experimental Tests». In: *Simetrikal: Journal of Engineering and Technology* 3 (lug. 2024), pp. 9–18. DOI: 10.32734/jet.v3i1.16807.

[2] Guangyong Sun, Dongdong Chen, Guohua Zhu e Qing Li. «Lightweight hybrid materials and structures for energy absorption: A state-of-the-art review and outlook». In: *Thin-Walled Structures* 172 (2022), p. 108760. ISSN: 0263-8231. DOI: https://doi.org/10.1016/j.tws.2021.108760.

[3] Ali Alavi Nia e Jamal Haddad Hamedani. «Comparative analysis of energy absorption and deformations of thin walled tubes with various section geometries». In: *Thin-Walled Structures* 48.12 (2010), pp. 946–954. ISSN: 0263-8231. DOI: https://doi.org/10.1016/j.tws.2010.07.003.

[4] Yu Rong, Jingxi Liu, Wei Luo e Wentao He. «Effects of geometric configurations of corrugated cores on the local impact and planar compression of sandwich panels». In: *Composites Part B: Engineering* 152 (2018), pp. 324–335. ISSN: 1359-8368. DOI: https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2018.08.130.

[5] Ngoc San Ha e Guoxing Lu. «Thin-walled corrugated structures: A review of crashworthiness designs and energy absorption characteristics». In: *Thin-Walled Structures* 157 (2020), p. 106995. ISSN: 0263-8231. DOI: https://doi.org/10.1016/j.tws.2020.106995.

[6] Ben Jiang, Weinan Gao, Zhimin Xie, Damiano Pasini e Huifeng Tan. «Thin-walled tubular structures integrating origami patterns and tension-dominated bulkheads for enhanced energy absorption». In: *Thin-Walled Structures* 215 (2025), p. 113433. ISSN: 0263-8231. DOI: https://doi.org/10.1016/j.tws.2025.113433.

[7] Ahmad Baroutaji, Mustafa Sajjia e Abdul-Ghani Olabi. «Metallic Thin-Walled Tubes for Crashworthiness Applications: A Reference Guide». In: *Reference Module in Materials Science and Materials Engineering*. Elsevier,

2017. ISBN: 978-0-12-803581-8. DOI: https://doi.org/10.1016/B978-0-12-803581-8.09267-5.

[8] Isabel Duarte, Matej Vesenjak, Lovre Krstulović-Opara e Zoran Ren. «Compressive performance evaluation of APM (Advanced Pore Morphology) foam filled tubes». In: *Composite Structures* 134 (2015), pp. 409–420. ISSN: 0263-8223. DOI: https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2015.08.097.

[9] Isabel Duarte, Lovre Krstulović-Opara, João Dias-de-Oliveira e Matej Vesenjak. «Axial crush performance of polymer-aluminium alloy hybrid foam filled tubes». In: *Thin-Walled Structures* 138 (2019), pp. 124–136. ISSN: 0263-8231. DOI: https://doi.org/10.1016/j.tws.2019.01.040.

[10] Oraib Al-Ketan, Dong-Wook Lee, Reza Rowshan e Rashid K. Abu Al-Rub. «Functionally graded and multi-morphology sheet TPMS lattices: Design, manufacturing, and mechanical properties». In: *Journal of the Mechanical Behavior of Biomedical Materials* 102 (2020), p. 103520. ISSN: 1751-6161. DOI: https://doi.org/10.1016/j.jmbbm.2019.103520.

[11] Genzhu Feng, Shi Li, Lijun Xiao e Weidong Song. «Mechanical properties and deformation behavior of functionally graded TPMS structures under static and dynamic loading». In: *International Journal of Impact Engineering* 176 (2023), p. 104554. ISSN: 0734-743X. DOI: https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2023.104554.

[12] Yu Duan, Yi Ding, Zhiyong Liu, Naidan Hou, Xianhang Zhao, Huifang Liu, Zhenqiang Zhao, Bing Hou e Yulong Li. «Effects of cell size vs. cell-wall thickness gradients on compressive behavior of additively manufactured foams». In: *Composites Science and Technology* 199 (2020), p. 108339. ISSN: 0266-3538. DOI: https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2020.108339.

[13] Francesco Bandinelli, Lorenzo Peroni e Alberto Morena. «Elasto-Plastic Mechanical Modeling of Fused Deposition 3D Printing Materials». In: *Polymers* 15.1 (2023). ISSN: 2073-4360. DOI: 10.3390/polym15010234.

[14] Yu Zhao, Yuansong Chen e Yongjun Zhou. «Novel mechanical models of tensile strength and elastic property of FDM AM PLA materials: Experimental and theoretical analyses». In: *Materials & Design* 181 (2019), p. 108089. ISSN: 0264-1275. DOI: https://doi.org/10.1016/j.matdes.2019.108089.

[15] W. Abramowicz. «Thin-walled structures as impact energy absorbers». In: *Thin-Walled Structures* 41.2 (2003). Buckling strength and Failure Mechanics of Thin walled structures, pp. 91–107. ISSN: 0263-8231. DOI: https://doi.org/10.1016/S0263-8231(02)00082-4.

[16] Guoxing Lu e Tongxi Yu. «6 - Axial crushing of thin-walled members». In: *Energy Absorption of Structures and Materials*. A cura di Guoxing Lu e Tongxi Yu. Woodhead Publishing Series in Metals and Surface Engineering. Woodhead Publishing, 2003, pp. 144–173. ISBN: 978-1-85573-688-7. DOI: https://doi.org/10.1533/9781855738584.144.

[17] Francesco Bandinelli, Martina Scapin e Lorenzo Peroni. «Effects of anisotropy and infill pattern on compression properties of 3D printed CFRP: mechanical analysis and elasto-plastic finite element modelling». In: *Rapid Prototyping Journal* 30.11 (giu. 2024), pp. 142–158. ISSN: 1355-2546. DOI: 10.1108/RPJ-11-2023-0385.

[18] Kladovasilakis N., Tsongas K., Kostavelis I. e et al. «Effective mechanical properties of additive manufactured triply periodic minimal surfaces: experimental and finite element study». In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 121 (2022), pp. 7169–7189. DOI: https://doi.org/10.1007/s00170-022-09651-w.

[19] Francesco Bandinelli, Lorenzo Peroni e Martina Scapin. «Experimental investigation of 3D printed infill structures for crash absorbing applications». In: *Materials Letters* 354 (2024), p. 135373. ISSN: 0167-577X. DOI: https://doi.org/10.1016/j.matlet.2023.135373.

[20] Michał Kucewicz, Paweł Baranowski, Jerzy Małachowski, Arkadiusz Popławski e Paweł Płatek. «Modelling, and characterization of 3D printed cellular structures». In: *Materials & Design* 142 (2018), pp. 177–189. ISSN: 0264-1275. DOI: https://doi.org/10.1016/j.matdes.2018.01.028.

[21] Michał Kucewicz, Paweł Baranowski e Jerzy Małachowski. «A method of failure modeling for 3D printed cellular structures». In: *Materials & Design* 174 (2019), p. 107802. ISSN: 0264-1275. DOI: https://doi.org/10.1016/j.matdes.2019.107802.

[22] Albert Forés-Garriga, Giovanni Gómez-Gras e Marco A. Pérez. «Additively manufactured three-dimensional lightweight cellular solids: Experimental and numerical analysis». In: *Materials & Design* 226 (2023), p. 111641. ISSN: 0264-1275. DOI: https://doi.org/10.1016/j.matdes.2023.111641.

[23] Chenxi Peng, Phuong Tran e Adrian P. Mouritz. «Compression and buckling analysis of 3D printed carbon fibre-reinforced polymer cellular composite structures». In: *Composite Structures* 300 (2022), p. 116167. ISSN: 0263-8223. DOI: https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2022.116167.

[24] W. Abramowicz e N. Jones. «Transition from initial global bending to progressive buckling of tubes loaded statically and dynamically». In: *International Journal of Impact Engineering* 19.5 (1997), pp. 415–437. ISSN: 0734-743X. DOI: https://doi.org/10.1016/S0734-743X(96)00052-8.

[25] K.R.F. Andrews, G.L. England e E. Ghani. «Classification of the axial collapse of cylindrical tubes under quasi-static loading». In: *International Journal of Mechanical Sciences* 25.9 (1983). Special Issue Structural Crashworthiness Conference, pp. 687–696. ISSN: 0020-7403. DOI: https://doi.org/10.1016/0020-7403(83)90076-0.

[26] D. Al Galib e A. Limam. «Experimental and numerical investigation of static and dynamic axial crushing of circular aluminum tubes». In: *Thin-Walled Structures* 42.8 (2004), pp. 1103–1137. ISSN: 0263-8231. DOI: https://doi.org/10.1016/j.tws.2004.03.001.

[27] Francesco Bandinelli, Alberto Ciampaglia, Raffaele Ciardiello, Lorenzo Peroni, Marco Peroni e Martina Scapin. «High strain rate testing of carbon-epoxy laminate crash boxes filled with polymeric cellular 3D-printed cores». In: *International Journal of Impact Engineering* 205 (2025), p. 105401. ISSN: 0734-743X. DOI: https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2025.105401.

[28] Dennis F. Shanahan. «Human Tolerance and Crash Survivability». In: *Pathological Aspects and Associated Biodynamics in Aircraft Accident Investigation*. A cura di Francisco Rios Tejada. RTO Educational Notes EN-HFM-113. NATO Research e Technology Organisation, 2005. URL: https://publications.sto.nato.int/publications/STO%20Educational%20Notes/RTO-EN-HFM-113/EN-HFM-113-$$ALL.pdf#page=51.

[29] Zhaoji Li, T.X. Yu, Lirong Wan, Qingliang Zeng e Dong Ruan. «Non-dimensional parameters governing the crashworthy performance of tubes with complex cross-sections». In: *International Journal of Mechanical Sciences* 278 (2024), p. 109476. ISSN: 0020-7403. DOI: https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2024.109476.

[30] Ankit Rohatgi. *WebPlotDigitizer*. Ver. 5.2. URL: https://automeris.io.

[31] Qingliang Zeng, Zhaoji Li, Peng Liu, Naihao Gong e Lirong Wan. «Axially crashworthy performance of thin-walled tubes with various configurations under the same scale». In: *Forces in Mechanics* 21 (2025), p. 100334. ISSN: 2666-3597. DOI: https://doi.org/10.1016/j.finmec.2025.100334.

[32] Lorenzo Peroni. «Collasso plastico di strutture in parete sottile: modelli ed indagini sperimentali». Tesi di dott. Politecnico di Torino, 2003.

[33] Andrew Gleadall. «FullControl GCode Designer: Open-source software for unconstrained design in additive manufacturing». In: *Additive Manufacturing* 46 (2021), p. 102109. ISSN: 2214-8604. DOI: https://doi.org/10.1016/j.addma.2021.102109.

[34] Francesco Bandinelli, Edoardo Tito, Emmanuele Parisi, Lorenzo Peroni e Martina Scapin. «Recycling a carbon fiber-reinforced polyamide through 3D printing: A mechanical and physicochemical analysis». In: *Composites Part B: Engineering* 294 (2025), p. 112147. ISSN: 1359-8368. DOI: https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2025.112147.

[35] Sheikh Hoque e Alexander Rauscher. «Axial Crushing of an Aluminum-CFRP Hybrid Component: FE-Modeling, Simulation and Experimental Validation». In: *13 th European LS-DYNA Conference, Ulm, Germany*. 2021.

[36] Bingquan Lu, Chuanliang Shen, Junyuan Zhang, Danfeng Zheng e Tianqi Zhang. «Study on energy absorption performance of variable thickness CFRP/aluminum hybrid square tubes under axial loading». In: *Composite Structures* 276 (2021), p. 114469. ISSN: 0263-8223. DOI: https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2021.114469.

[37] Corin Reuter e Thomas Tröster. «Crashworthiness and numerical simulation of hybrid aluminium-CFRP tubes under axial impact». In: *Thin-Walled Structures* 117 (2017), pp. 1–9. ISSN: 0263-8231. DOI: https://doi.org/10.1016/j.tws.2017.03.034.

[38] Marie-Noëlle Bussac, Pierre Collet, Gérard Gary e Ramzi Othman. «An optimisation method for separating and rebuilding one-dimensional dispersive waves from multi-point measurements. Application to elastic or viscoelastic bars». In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 50.2 (2002), pp. 321–349. ISSN: 0022-5096. DOI: https://doi.org/10.1016/S0022-5096(01)00057-6.