

POLITECNICO DI TORINO

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica



**Politecnico
di Torino**

Tesi di Laurea Magistrale

Modellazione agli elementi finiti del test di impatto di un provino composito ed ottimizzazione dei parametri dell'impattatore

Relatore

Prof. Davide Salvatore PAOLINO

Candidato

Riccardo DESTEFANIS

Tutor Aziendale

Giuseppe GALIZIA

Correlatore

Lorenzo VIGNA

Anno Accademico 2020-2021

Sommario

I materiali compositi, grazie alle loro buone proprietà meccaniche abbinate alla loro leggerezza, hanno avuto una notevole diffusione in molti settori industriali. Tra le proprietà più apprezzate di un materiale composito è possibile elencare: l'elevata resistenza alla trazione, l'elevata rigidità, la bassa densità, l'elevata resistenza alla fatica, l'elevata resistenza all'impatto. Tra gli svantaggi vale la pena considerare la degradazione delle matrici polimeriche, il costo elevato e la complessità di taluni processi produttivi. La quantità di energia assorbita dai compositi è generalmente elevata. Ciò rende i compositi una buona scelta per la progettazione di crash box e altri elementi destinati ad assorbire l'energia cinetica del veicolo in caso di urto per ridurre i possibili danni sui passeggeri, consentendo anche una riduzione dei pesi quando sostituiscono componenti metallici analoghi.

L'elevata capacità di assorbimento di energia di molti materiali compositi è una caratteristica che non è ancora stata largamente applicata nell'industria poiché la ricerca sperimentale sul così detto crashworthiness di materiali compositi, ovvero sulla loro capacità di proteggere gli occupanti di un veicolo in caso di urto, è ancora in fase di sviluppo e attualmente non c'è uno standard di prova per la loro caratterizzazione a urto. Fra le varie prove ipotizzate vi è quella proposta dal Politecnico di Torino in collaborazione con Instron, che prevede la caduta di un impattatore su un provino rettangolare piano causandone la rottura. Una delle problematiche di questa tipologia di prove è evitare che il provino presenti l'instabilità al carico di punta. Per ovviare a questo problema Instron e Politecnico di Torino hanno sviluppato un supporto anti-buckling con l'obiettivo di evitare l'insorgere di questa condizione. In alcune prove sperimentali effettuate con la procedura presentata si è evidenziata una concentrazione degli sforzi sulla parte superiore del provino che ha portato ad una rottura prematura che inficia il calcolo della dell'energia assorbita in prova. Questa tesi ha come obiettivo indagare la risposta di un provino rettangolare, in materiale composito, sottoposto alla prova di crashworthiness proposta da Instron e Politecnico di Torino così da ottimizzare i parametri dell'impattatore in modo che si abbia una corretta rottura del provino.

Il lavoro si divide in tre principali argomenti:

- Realizzazione di un modello numerico che simuli una prova di crashworthiness

del provino in materiale composito;

- Validazione sperimentale del modello numerico tramite prova sperimentale di crash con ausilio della *Digital Image Correlation* (DIC);
- Ottimizzazione dei parametri geometrici dell'impattatore.

La realizzazione del modello numerico è stata condotta ponendo particolare attenzione al contatto tra l'impattatore e la parte superiore del provino. Dalla simulazione agli elementi finiti si è riscontrato che il provino è soggetto: all'indentazione, dovuta al contatto con l'impattatore, e all'instabilità al carico di punta.

Tramite l'attività sperimentale, svolta con l'ausilio della *Digital Image Correlation*, si sono estrapolate le mappe di deformazione del provino sottoposto a una prova di compressione in condizioni quasi statiche, che hanno permesso di validare il modello agli elementi finiti. Anche nelle mappe ottenute dalla DIC si è osservato il fenomeno del *buckling*.

Infine, con l'ausilio del modello agli elementi finiti, si sono ricavati i fattori geometrici influenti sullo stress nella parte superiore del provino. L'influenza di tali fattori è stata investigata sfruttando la tecnica del *Design Of Experiment* e l'analisi dei risultati ha consentito di identificare il raggio di curvatura dell'impattatore che minimizza lo stress sul provino nella maggior parte dei materiali considerati.

Indice

Elenco delle tabelle	6
Elenco delle figure	7
1 Prove di crashworthiness su materiali compositi	10
1.1 Supporto anti-buckling e procedura sperimentale	13
1.2 Risultati sperimentali	15
2 Modellazione numerica agli elementi finiti	18
2.1 Teoria degli elementi finiti a tre dimensioni	19
2.2 Introduzione al software Ansys e fasi dell'analisi FEM	22
2.3 Generazione geometria e mesh	22
2.3.1 Convergenza delle tre tipologie di mesh	28
2.4 Definizione del materiale del provino	31
2.5 Definizione delle zone di contatto,dei vincoli e dei carichi	31
2.5.1 Modello con geometria completa	32
2.5.2 Modello con geometria semplificata	37
2.6 Meccanismi di frattura dei materiali compositi	37
2.6.1 Analisi su scala micro e meso	38
2.6.2 Analisi su scala macro	38
2.7 Risultati della simulazione numerica	41
2.7.1 Deformazione verticale	43
2.7.2 IRF	46
3 Validazione sperimentale	49
3.1 Teoria della DIC	49
3.1.1 Geometria di un sistema stereo visione	51
3.2 Prova sperimentale DIC 2D	53
3.2.1 Modalità di prova	54
3.3 Risultati attività sperimentale	55
3.4 Prova sperimentale DIC 3D	60

4	Ottimizzazione dell'impattatore	68
4.1	Risultati ottenuti dal DOE	69
4.2	Analisi della variazione dell'IRF massimo in funzione del raggio dell'impattatore e dello spessore del provino per diversi materiali . .	75
4.2.1	Fibra di carbonio tessuto con matrice in resina epossidica . .	79
4.2.2	Fibra di carbonio unidirezionale con matrice in resina epossidica	80
4.2.3	Fibra di vetro tessuto con matrice in resina epossidica	81
4.2.4	Fibra di vetro unidirezionale con matrice in resina epossidica	82
4.2.5	Fibra di carbonio tessuto con orientazione + - 45° con matrice in resina epossidica	83
4.2.6	Conclusioni	83
5	Conclusioni finali e principali risultati	88
	Bibliografia	90

Elenco delle tabelle

2.1	Parametri del materiale FR-4 necessari per eseguire la simulazione numerica.	32
2.2	Vantaggi e svantaggi delle due formulazioni di contatto: Penalty e Lagrange	36
4.1	Fattori e relativi livelli.	70
4.2	Proprietà del composito in fibra di carbonio tessuto e matrice in resina epossidica.	77
4.3	Proprietà del composito in fibra di carbonio unidirezionale e matrice epossidica.	77
4.4	Proprietà del composito in fibra di vetro unidirezionale e matrice in resina epossidica.	78
4.5	Tabella ottenuta dal passaggio 1 della procedura per ricavare il raggio ottimale. (Fibra di carbonio tessuto e UD)	84
4.6	Tabella ottenuta dal passaggio 1 della procedura per ricavare il raggio ottimale. (FR-4 e fibra di vetro UD)	85
4.7	Tabella ottenuta dal passaggio 1 della procedura per ricavare il raggio ottimale. (Fibra di carbonio $\pm 45^\circ$)	86
4.8	Tabella dei raggi ottimali	87

Elenco delle figure

1.1	Supporto per i test di crashworthiness sviluppato dalla collaborazione tra Instron e Politecnico di Torino.	14
1.2	Risultato ottenuto con il supporto sviluppato dalla collaborazione di Instron ed il Politecnico di Torino durante un test d'impatto con un'energia di 800 J e una massa di caduta di 60.39 kg.	15
1.3	Provino in vetronite FR4 usato per le prove di <i>crashworthiness</i> . . .	16
1.4	Foto di un provino rotto correttamente e di uno rotto incorrettamente	17
2.1	Geometrie utilizzate per la realizzazione del modello numerico. . . .	23
2.2	Tre tipologie di mesh prese in considerazione per la soluzione della simulazione agli elementi finiti.	27
2.3	Andamento tensione massima in funzione del numero di nodi presenti nel provino con una mesh omogenea.	28
2.4	Andamento tensione massima in funzione del numero di nodi presenti nel provino con una mesh caratterizzata dal bias factor.	29
2.5	Andamento tensione massima in funzione del numero di nodi presenti nel provino con una mesh sphere of influence.	29
2.6	Mesh del provino, a sinistra mesh della geometria semplificata a destra della geometria completa.	30
2.7	Carichi e vincoli presenti nel modello a geometria completa.	33
2.8	Carichi e vincoli presenti nel modello a geometria semplificata. . . .	37
2.9	Sistema di coordinate di un composito tessuto.	39
2.10	Criteri di rottura più utilizzati e relative equazioni.	42
2.11	Mappe di deformazione ϵ_{yy} a corsa crescente dell'impattatore ottenute dalla simulazione numerica completa.	43
2.12	Grafico della deformazione verticale ϵ_{yy} minima a compressione in funzione della corsa dell'impattatore della simulazione numerica a geometria completa.	44
2.13	Mappe di deformazione ϵ_{yy} a diversi istanti temporali ottenute dalla simulazione numerica semplificata.	45

2.14	Confronto deformazione a compressione delle due simulazioni in funzione della corsa dell'impattatore.	46
2.15	IRF della simulazione completa.	47
2.16	IRF della simulazione semplificata.	47
2.17	Grafico IRF massimo delle due simulazioni.	48
3.1	singola camera e doppia camera nel DIC	52
3.2	Sistemi di riferimento associati ad un sistema stereo visivo e le tre trasformazioni per cambiare sistema di riferimento	53
3.3	Attrezzatura utilizzata per l'attività sperimentale nei laboratori del DIMEAS (Dipartimento di Ingegneria Meccanica e Aerospaziale) del Politecnico di Torino.	55
3.4	Preparazione del pattern sul provino tramite areografo.	56
3.5	Provino montato sul supporto e set-up della prova sperimentale . .	56
3.6	Grafico corsa-carico della prova sperimentale.	57
3.7	Provino che presenta rottura dopo la prova.	58
3.8	Confronto fra rottura del provino durante la prova sperimentale e risultati IRF del modello numerico.	59
3.9	Mappa di deformazione ottenuta mediante la DIC 2D.	59
3.10	Sut-up della prova sperimentale con le due telecamere del sistema DIC 3D.	61
3.11	Piastrina di calibrazione e software di calibrazione	61
3.12	Curva del carico in funzione dello spostamento della prova sperimentale con sistema DIC 3D.	62
3.13	Mappe di deformazione ϵ_{yy} (direzione verticale, corrispondente all'applicazione del carico), da una corsa di 0.45 mm all'istante prima della rottura del provino, ottenute dalla DIC 3D.	63
3.14	Mappe di deformazione fuori dal piano, da una corsa di 0.45 mm all'istante prima della rottura del provino, ottenute dalla DIC 3D. .	64
3.15	Confronto fra mappa di deformazione verticale ottenuta con DIC 3D e dalla simulazione numerica	66
3.16	Confronto fra mappa dello spostamento fuori dal piano ottenuta con DIC 3D e dalla simulazione numerica	67
4.1	Andamento della forza media misurata durante una prova di crash al variare dello spessore del provino testato.	70
4.2	risultati ANOVA.	71
4.3	Diagramma di Pareto che mostra la dimensione dell'effetto dei fattori. .	72
4.4	Grafico che mostra l'IRF in funzione dei vari parametri di input. . .	72
4.5	Grafico che mostra l'IRF in funzione dell'interazione dei parametri di input.	73

4.6	Grafico dell'IRF in funzione del raggio	74
4.7	Mappe di vari sforzi sul provino in vetronite FR4 con impattatore con raggio da 0.5 m.	74
4.8	Grafico dell'IRF massimo in funzione del raggio dell'impattatore e dello spessore del provino ottenuto tramite un DOE <i>space-filling</i> <i>design</i>	76
4.9	Grafico che mostra la distribuzione dei fattori per il DOE fattoriale.	76
4.10	Grafico IRF in funzione di raggio e spessore per fibra di carbonio tessuto	79
4.11	Grafico IRF in funzione di raggio e spessore per fibra di carbonio UD	80
4.12	Grafico IRF in funzione di raggio e spessore per fibra di vetro tessuto	81
4.13	Grafico IRF in funzione di raggio e spessore per fibra di vetro UD .	82
4.14	Grafico IRF in funzione di raggio e spessore per fibra di carbonio +45°	83

Capitolo 1

Prove di crashworthiness su materiali compositi

Negli ultimi anni ha avuto luogo una notevole diffusione dei materiali compositi nel settore automobilistico e aerospaziale grazie alle loro eccellenti proprietà meccaniche abbinate a basse densità.

I numerosi studi effettuati negli ultimi decenni hanno consentito un'ampia conoscenza dei materiali compositi, delle loro proprietà e dei processi produttivi. Oggi questa conoscenza rende abbastanza facile il processo di progettazione di una struttura realizzata mediante materiali compositi, anche grazie ai numerosi strumenti e software utilizzabili per la progettazione. Tuttavia, la resistenza a crash dei materiali compositi è un campo in cui la ricerca è ancora in evoluzione a causa della difficoltà di previsione della frattura durante il crash e all'assenza di un metodo di prova standard per la caratterizzazione della energia specifica di assorbimento (SEA)[1].

Con il termine "crashworthiness" si intende l'abilità di una struttura di proteggere gli occupanti in situazioni di urto, comunemente chiamati col termine inglese *crash*. Quando avvengono degli impatti, le strutture devono deformarsi irreversibilmente in un breve lasso di tempo (millisecondi) per assorbire l'energia dell'impatto. I componenti progettati per l'assorbimento dell'energia degli impatti sono tipicamente realizzati con metalli, che possono assorbire un'elevata quantità di energia prima della loro rottura definitiva. Inoltre la previsione del comportamento di questo tipo di materiali è piuttosto semplice con gli attuali algoritmi di simulazione, che consentono di modellare con buona precisione la progressione del danno dei metalli. È ben noto in letteratura che i materiali compositi hanno buone capacità di assorbimento dell'energia quando sottoposti a crash e offrono migliori prestazioni rispetto ai metalli in termini di assorbimento energetico specifico. Tuttavia, la simulazione del fenomeno di crash in materiali compositi è estremamente difficile

perché possono verificarsi diversi meccanismi di cedimento e ciascuno di essi ha una propria efficienza in termini di assorbimento di energia. La metodologia seguita per la progettazione di componenti in materiale composito segue solitamente il cosiddetto "building block approach", ovvero un progressivo incremento della complessità dello studio partendo da test su provini per passare via via a strutture più complesse (elementi, componenti, assieme) e concludere con l'intero veicolo. In questo lavoro ci si soffermerà sulla tipologia di prova più semplice, quella su un provino destinata a caratterizzare il materiale.

Ci sono diversi fattori che possono influenzare i meccanismi di rottura di un composito durante il crash, come la geometria, la matrice e le fibre utilizzate, la progettazione del layup e il processo di fabbricazione. Le modalità di danneggiamento possono essere suddivise in alcune categorie, anche se non è stata ancora sviluppata una corretta categorizzazione con una nomenclatura ampiamente accettata. I principali studi sulle modalità di rottura dei compositi sottoposti al fenomeno di crash sono stati condotti da Farley e Jones [2] e Hull [3], che hanno suddiviso le modalità di rottura in quattro categorie principali:

- *tearing* (strappo o taglio trasversale), con formazione della frattura all'interno dello strato di tessuto, causando la rottura sia della matrice che delle fibre
- *foiling, splaying* o *lamina bending* (apertura, piegatura della lamina o delaminazione), caratterizzata dalla separazione di due strati del laminato che si piegano in due direzioni opposte. L'energia è per lo più dissipata nella rottura della matrice a causa della delaminazione
- frattura fragile o frammentazione che provoca la formazione di piccoli frammenti e crepe all'interno del tessuto della fibra
- *folding* instabilità caratterizzata dalla flessione locale della struttura, analogamente a quanto avviene durante il *plastic folding* dei metalli duttili.

Una struttura composita soggetta a crash di solito comporta una combinazione di modalità di rottura ed è difficile prevedere quale modalità si verificherà in una struttura prima di eseguire un test. Inoltre, ogni meccanismo di rottura ha una capacità differente di assorbire energia attraverso deformazioni e rotture. Le prove sperimentali disponibili non sono adeguate alla caratterizzazione del crashworthiness dei materiali compositi [4]; la disponibilità di prove sperimentali che possano caratterizzare le proprietà meccaniche necessarie per effettuare simulazioni numeriche di crash renderebbero maggiormente efficiente il processo di progettazione.

Nei materiali compositi a fibra lunga soggetti a crash, le modalità di rottura più tipiche sono il *tearing* e il *foiling* [1]. La modalità di rottura dovuta al *foiling* è tipica delle parti progettate come assorbitori d'urto[1]. Questi componenti hanno solitamente una geometria tubolare o scatolare per evitare l'insorgere di instabilità

a compressione, che porterebbe a rotture improvvise e con scarso assorbimento di energia, sono ampiamente utilizzati nei settori automobilistico e aerospaziale. Mentre le modalità di frattura *tearing* possono verificarsi in piccole aree di questi componenti quando sottoposti a crash, la maggior parte del materiale assorbe energia per *foiling*. Per questo motivo lo studio della delaminazione, è di particolare interesse. Negli ultimi 30 anni sono stati condotti diversi studi per misurare l'assorbimento di energia di provini compositi piani, che possono facilmente mostrare delaminazione se si riesce ad evitare l'instabilità del provino dovuta al carico di punta attraverso un apposito supporto. Il design del supporto è estremamente importante per ottenere la modalità di rottura desiderata del provino. Il primo dispositivo progettato per testare la resistenza agli urti di provini piani di materiale composito è stato sviluppato dalla NASA nei primi anni '90 [5].

Questo dispositivo era costituito da quattro colonne verticali, che avevano la funzione di evitare che il provino potesse subire instabilità dovuta al carico di punta, e da due piastre orizzontali attraverso le quali il carico veniva applicato al provino. Le curve carico-spostamento ottenute erano simili a quelle misurate con campioni di forme diverse, come tubi e coni. Tuttavia, l'assorbimento di energia specifica è stato superiore al previsto a causa dell'eccessivo vincolo del provino fornito dal sistema anti-instabilità.

Un altro interessante supporto è stato costruito da Feraboli per superare i problemi evidenziati da quello della NASA [6]. Con questo dispositivo nel 2009 diversi provini in fibra di carbonio sono stati portati a rottura con successo sotto carico quasi statico, ottenendo la modalità di rottura desiderata. L'elemento chiave di questa attrezzatura è il sistema anti-instabilità: mantiene una parte del provino non supportata, diminuendo l'effetto vincolante del supporto e lasciando spazio sufficiente per avere delaminazione ed eliminare i detriti. Altri ricercatori hanno progettato dispositivi simili per testare provini piani con buoni risultati sia in condizioni di carico quasi statico che dinamico, dimostrando l'efficacia dell'utilizzo di un provino piano per caratterizzare il materiale. Tuttavia, nessuna delle configurazioni di prova finora riportate è considerata uno standard per la misurazione della SEA.

E' proprio da questi presupposti che nasce il lavoro di Instron in collaborazione con il Politecnico di Torino, infatti l'obiettivo del progetto è di realizzare un dispositivo innovativo per testare: il comportamento durante il crash di provini compositi piani sotto carico dinamico ed, in particolare, che sia in grado di caratterizzare il meccanismo di rottura per *foiling*.

1.1 Supporto anti-buckling e procedura sperimentale

Per eseguire prove di compressione su provini piani in materiale composito con carico applicato lungo il piano medio del provino, Instron ha sviluppato un supporto anti-buckling (ovvero per evitare l'instabilità elastica dovuta al carico di punta) utilizzabile in condizioni di prova quasi statica o di impatto. Il supporto è costituito da sei colonnine di diametro 10 mm realizzate per ridurre il fenomeno di instabilità (noto anche con il termine anglosassone: *buckling*). Le colonne sono disposte quattro ai lati del provino e due centrali di lunghezza ridotta e supportano il provino ad un'altezza di 10 mm dalla base del supporto in modo da lasciare un'adeguata altezza per far sì che il provino riesca a rompersi e che i detriti prodotti dalla prova possano uscire dal supporto, così da non creare un impedimento alla delaminazione della parte inferiore del provino. Le colonne sono connesse alla parte inferiore del supporto tramite una struttura in alluminio che presenta dei fori filettati che permettono il serraggio di quattro viti. È necessaria una certa cura durante il serraggio delle viti, infatti si vuole garantire una forza di serraggio adeguata, senza però generare troppo attrito tra il provino e le colonnine che porterebbe a una sovrastima dell'energia assorbita dal provino. Nei vari test sperimentali si è adoperata una coppia di serraggio pari ad 1 Nm, corrispondente a una forza di chiusura del provino di 4 kN, che è risultata essere la più bassa coppia in grado di garantire una sufficiente rigidità laterale. Il carico viene trasmesso al provino tramite uno speciale impattatore a forma di disco piatto dal diametro di 50 mm che colpisce e colpisce la parte superiore, il carico viene applicato verticalmente in modalità quasi-statica o di impatto.

L'obiettivo della procedura sperimentale è di misurare la forza durante un evento di crash e l'energia assorbita da un provino piano in materiale composito. Questo consente di calcolare l'energia specifica di assorbimento (SEA):

$$SEA = \frac{E}{\rho A \delta} = \frac{\int F dx}{\rho A \delta} \quad (1.1)$$

dove:

- E: energia assorbita durante la prova di impatto
- ρ : densità del materiale
- A: sezione trasversale del provino
- δ : è la lunghezza della parte che ha subito rottura del provino
- F: è la forza misurata durante la prova di impatto.

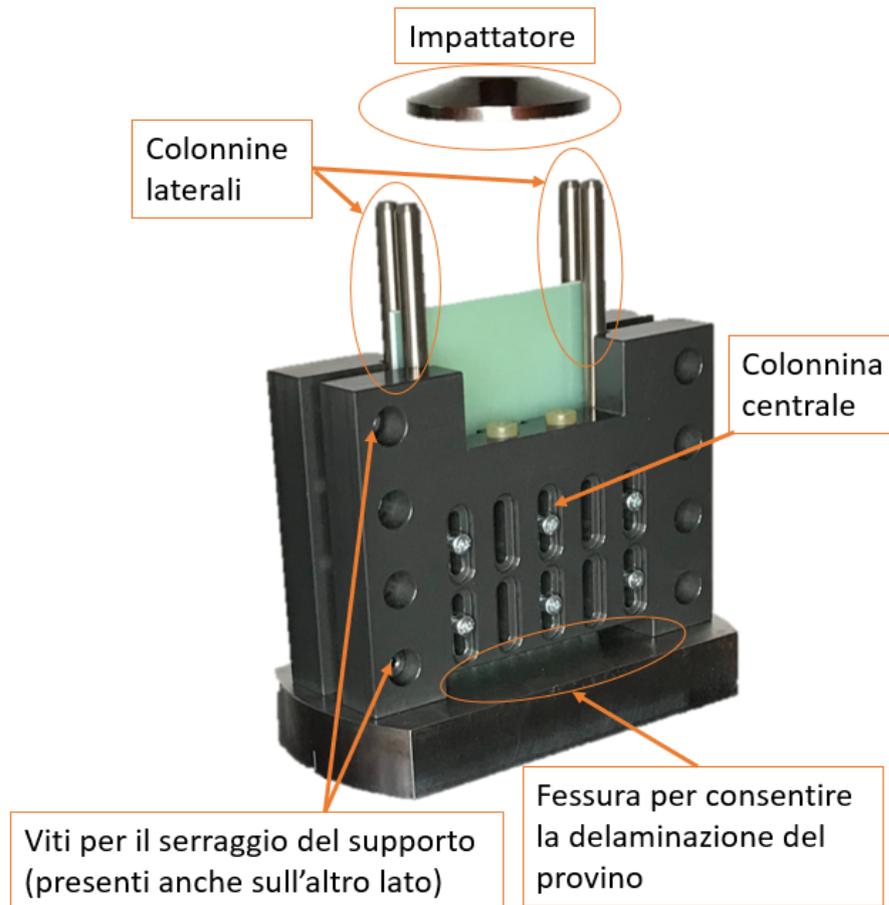


Figura 1.1: Supporto per i test di crashworthiness sviluppato dalla collaborazione tra Instron e Politecnico di Torino.

Le prove di impatto sono realizzate tramite una torre di caduta, nei test realizzati si è utilizzata una torre di caduta Instron 9450. Tramite questa strumentazione è possibile acquisire una curva tempo-forza (riportate nella Fig. 1.3) e calcolare lo spostamento della massa in caduta tramite una doppia integrazione del segnale della forza rispetto al tempo, il tutto viene realizzato direttamente dal sistema di acquisizione secondo la (1.2):

$$\delta(t) = \delta_0 + v_0 t + \frac{gt^2}{2} - \int_0^t \left(\int_0^t \frac{F(t)}{m} dt \right) dt \quad (1.2)$$

dove δ_0 e v_0 sono lo spostamento e la velocità iniziali, t è il tempo, m la massa e g l'accelerazione di gravità.

Da questa curva si può estrarre facilmente una forza media di rottura e di conseguenza calcolare la SEA.

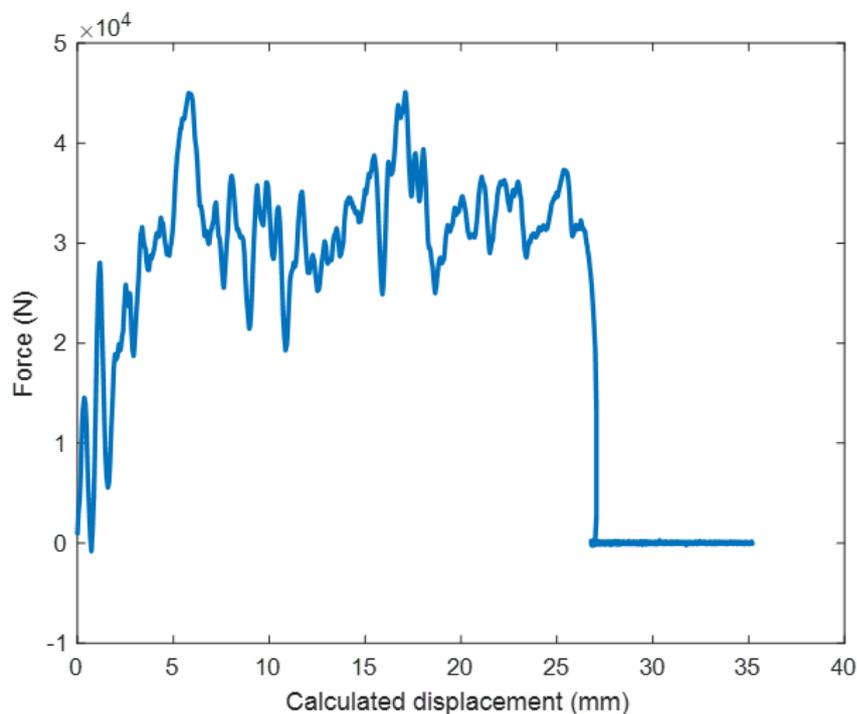


Figura 1.2: Risultato ottenuto con il supporto sviluppato dalla collaborazione di Instron ed il Politecnico di Torino durante un test d’impatto con un’energia di 800 J e una massa di caduta di 60.39 kg.

Le prova sperimentale presentata nel paragrafo precedente viene eseguita utilizzando un provino piano rettangolare dalle dimensioni di altezza 150 mm, larghezza 100 mm e con uno spessore che può variare dai 2 ai 10 mm. Il provino presenta nella parte inferiore una geometria a denti di sega che ha la funzione di inizializzare (*trigger*) la rottura progressiva per delaminazione del provino.

1.2 Risultati sperimentali

La modalità con cui la prova viene eseguita prevede che la massa in caduta vada in contatto con il provino per mezzo di un impattatore, ovvero di un apposito inserto disegnato per trasmettere il carico tollerando l’urto. E’ previsto che il provino non si rompa al contatto con l’impattatore ma sul lato opposto, indebolito dal trigger, per poter interessare l’intera larghezza del provino. In questo modo si può calcolare SEA del materiale conoscendo il volume di materiale deformato durante la prova ed evitando modalità di frattura miste (ovvero delaminazione più strappo). Si è notato in lavori precedenti che i risultati migliori vengono ottenuti

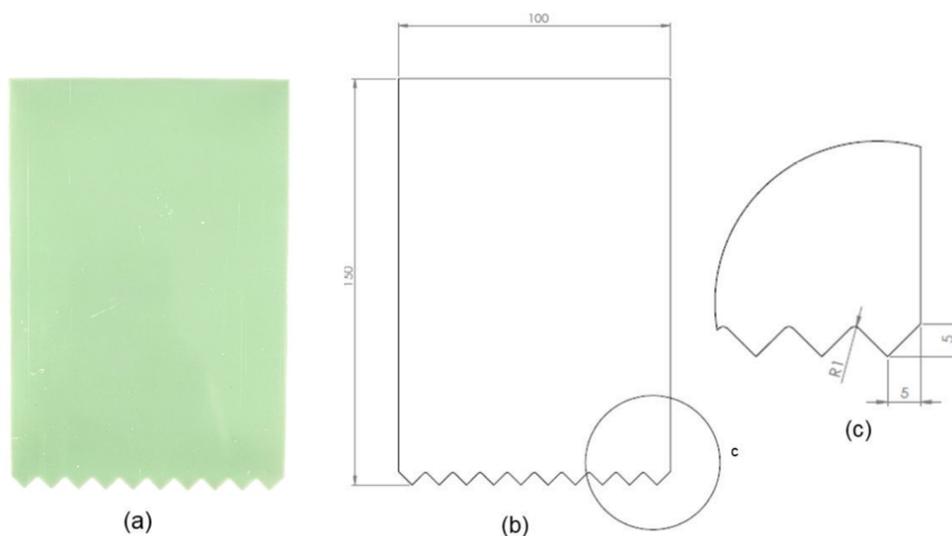
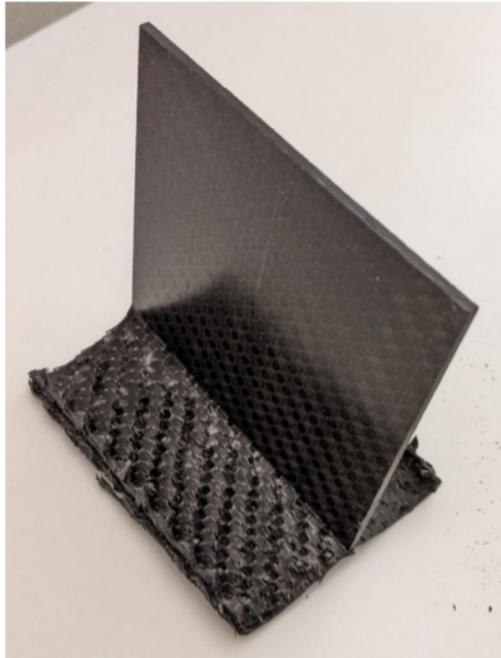


Figura 1.3: Provino in vetronite FR4 usato per le prove di *crashworthiness* (le dimensioni sono in mm): (a) foto del provino, (b) disegno quotato del provino, (c) dettaglio della geometri del *trigger*.

con un impattatore di forma piana per distribuire il carico uniformemente sul bordo superiore del provino. I primi test, effettuati con un impattatore a forma di disco da 50 mm, hanno fornito buoni risultati, ma messo in luce un problema di rottura del provino al contatto con l'impattatore, infatti in alcune prove sperimentali si è riscontrato un danneggiamento, simile ad una rottura per tranciatura, nella parte superiore del provino; questo danneggiamento non è desiderato in quanto potrebbe compromettere i valori della forza media e quindi andare ad inficiare il calcolo della SEA. Per far fronte a questa problematica si è ipotizzato di realizzare un inserto che avesse un diametro maggiore rispetto all'impattatore precedente e che presentasse una curvatura nella parte finale invece di una testa piatta, queste modifiche sono state pensate con l'obiettivo di ridurre e ridistribuire gli stress sulla parte superiore del provino. E' stato dunque realizzato un inserto con un raggio di 70 mm e una curvatura (il valore della curvatura è stato omesso per motivi di riservatezza). Effettuando alcune prove sperimentali si sono riscontrati buoni risultati con questo nuovo impattatore, dunque si è deciso di avviare una ricerca del raggio di curvatura ottimale in modo da minimizzare la possibilità di incorrere in una frattura per tranciatura nella parte superiore invece di ottenere delaminazione nella parte inferiore. Per fare ciò si è deciso di realizzare un modello numerico che simulasse una prova di crash, la descrizione della realizzazione del modello numerico viene presentata nel Capitolo 2



(a) Rottura desiderata di un provino in fibra di carbonio



(b) Rottura indesiderata di un provino in fibra di vetro

Figura 1.4: Nell'immagine (a) si osserva una rottura per delaminazione nella parte inferiore del provino, mentre nell'immagine (b) si osserva anche una rottura per tranciatura, non desiderata, nella parte superiore del provino dovuta al contatto con l'impattatore.

Capitolo 2

Modellazione numerica agli elementi finiti

Ottimizzare la forma dell'impattatore significa minimizzare la sollecitazione nel materiale con cui viene in contatto per ridurre la possibilità di ottenere una rottura sulla parte superiore del provino, che come spiegato al capitolo precedente si desidera ottenere sul lato inferiore dove è presente il *trigger*. Tale valutazione può essere eseguita tramite una simulazione numerica agli elementi finiti che tenga conto dell'interazione tra i due corpi in contatto e delle peculiarità di comportamento del materiale composito. La simulazione viene effettuata in condizioni statiche utilizzando un solutore implicito dal momento che non è necessario riprodurre i meccanismi di deformazione dopo la rottura del materiale, ma solo quantificare lo stress e la relativa sollecitazione sul materiale che causa l'inizio della frattura. Questo consentirà inoltre di validare il modello per mezzo di una prova sperimentale quasi-statica. Per la modellazione agli elementi finiti si è scelto di adottare un'analisi strutturale tridimensionale che adotta elementi solidi. Sebbene i provini a disposizione per le prove sperimentali rispondessero alle condizioni di guscio (*shell*), in quanto presentano uno stato di tensione piano e lo spessore è più piccolo di almeno dieci volte le altre dimensioni caratteristiche e quindi si sarebbe potuto utilizzare elementi bidimensionali per diminuire il tempo computazionale; la scelta di elementi tridimensionali risulta migliore in previsione di una successiva analisi che coinvolga anche provini di spessori maggiori, infatti il supporto che si intende analizzare ha la caratteristica di poter testare provini con spessori che possono variare tra 2 mm e 10 mm, inoltre è necessario verificare il comportamento in condizioni in cui non fosse garantito un carico unidirezionale generato da un non perfetto allineamento dell'impattatore con la mezzeria del provino, eventualità che può capitare per via del gioco tra la massa impattante e le sue guide verticali, necessario per impedire che lo strisciamento relativo possa causare assorbimento di

parte dell'energia di impatto.

Per la realizzazione del modello numerico è stato usato il software Ansys, nello specifico Ansys Mechanical e il tool ACP che permette di effettuare simulazioni agli elementi finiti utilizzando materiali compositi.

2.1 Teoria degli elementi finiti a tre dimensioni

Sebbene a livello concettuale le analisi agli elementi finiti 3D siano piuttosto semplici in quanto sono una diretta estensione del caso 2D, a livello computazionale invece aggiungono un notevole incremento di lavoro rispetto al caso 2D.

Lo spostamento di un punto di un solido può essere descritto dal vettore spostamento:

$$\mathbf{u} = [u, v, w]^T \quad (2.1)$$

dove u, v, w sono gli spostamenti del punto nelle direzioni degli assi cartesiani x, y, z rispettivamente.

Le deformazioni sono definite dalle sei componenti definite dalla teoria dell'elasticità:

$$\boldsymbol{\epsilon} = [\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z, \gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \gamma_{yz}] \quad (2.2)$$

con:

$$\begin{aligned} \epsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x}; & \epsilon_y &= \frac{\partial v}{\partial y}; & \epsilon_z &= \frac{\partial w}{\partial z} \\ \gamma_{xy} &= \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}; & \gamma_{xz} &= \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x}; & \gamma_{yz} &= \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \end{aligned} \quad (2.3)$$

dove $\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z$ sono le deformazioni normali mentre $\gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \gamma_{yz}$ sono le deformazioni tangenziali.

Gli sforzi sono definiti da sei componenti:

$$\boldsymbol{\sigma} = [\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}]^T \quad (2.4)$$

dove $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ sono gli stress normali e $\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$ sono gli stress tangenziali. La relazione fra gli sforzi e le deformazioni è espressa in generale da una matrice 6X6 simmetrica con 21 parametri indipendenti. Per materiali ortotropi con principali

direzioni di ortotropia x', y', z' le equazioni costitutive sono scritte come:

$$\begin{aligned}
 \epsilon'_1 &= \frac{1}{E_1} \sigma'_1 - \frac{\nu_{21}}{E_2} \sigma'_2 - \frac{\nu_{31}}{E_3} \sigma'_3, \\
 \epsilon'_2 &= \frac{1}{E_2} \sigma'_2 - \frac{\nu_{12}}{E_1} \sigma'_1 - \frac{\nu_{32}}{E_3} \sigma'_3, \\
 \epsilon'_3 &= \frac{1}{E_3} \sigma'_3 - \frac{\nu_{13}}{E_1} \sigma'_1 - \frac{\nu_{23}}{E_2} \sigma'_2, \\
 \gamma_{12} &= \frac{\tau_{12}}{G_{12}}, \\
 \gamma_{13} &= \frac{\tau_{13}}{G_{13}}, \\
 \gamma_{23} &= \frac{\tau_{23}}{G_{23}}.
 \end{aligned} \tag{2.5}$$

Nella descrizione della formulazione degli elementi finiti verrà usato come esempio un tetraedro con quattro nodi, ciò nonostante le equazioni sono generali e potranno essere applicate a qualsiasi elemento 3D con n nodi. Il campo degli spostamenti di ciascun elemento è interpolato come:

$$\mathbf{u} = \begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} N_1 u_1 + N_2 u_2 + N_3 u_3 + N_4 u_4 \\ N_1 v_1 + N_2 v_2 + N_3 v_3 + N_4 v_4 \\ N_1 w_1 + N_2 w_2 + N_3 w_3 + N_4 w_4 \end{Bmatrix} = \sum_{i=1}^4 \mathbf{N}_i \mathbf{a}_i^{(e)} = \mathbf{N} \mathbf{a}^{(e)} \tag{2.6}$$

dove:

$$\mathbf{N} = [\mathbf{N}_1 \quad \mathbf{N}_2 \quad \mathbf{N}_3 \quad \mathbf{N}_4]; \quad \mathbf{N}_i = \begin{bmatrix} N_i & 0 & 0 \\ 0 & N_i & 0 \\ 0 & 0 & N_i \end{bmatrix} \tag{2.7}$$

e

$$\mathbf{a}^{(e)} = \begin{Bmatrix} \mathbf{a}_1^{(e)} \\ \mathbf{a}_2^{(e)} \\ \mathbf{a}_3^{(e)} \\ \mathbf{a}_4^{(e)} \end{Bmatrix}; \quad \mathbf{a}_i^{(e)} = \begin{Bmatrix} u_i \\ v_i \\ w_i \end{Bmatrix} \tag{2.8}$$

sono la matrice delle funzione di forma e il vettore spostamento per l'elemento e un nodo i , rispettivamente.

La forma analitica della funzione di forma N_i si può ottenere scegliendo lo spostamento u si può scrivere

$$u = \alpha_1 + \alpha_2 x + \alpha_3 y + \alpha_4 z \tag{2.9}$$

I parametri α_i si ottengono sostituendo le coordinate dei nodi nell'Eq.(2.9) e poi imponendo che gli spostamenti siano uguali ai rispettivi valori nodali:

$$\begin{aligned} u_1 &= \alpha_1 + \alpha_2 x_1 + \alpha_3 y_1 + \alpha_4 z_1 \\ u_2 &= \alpha_1 + \alpha_2 x_2 + \alpha_3 y_2 + \alpha_4 z_2 \\ u_3 &= \alpha_1 + \alpha_2 x_3 + \alpha_3 y_3 + \alpha_4 z_3 \\ u_4 &= \alpha_1 + \alpha_2 x_4 + \alpha_3 y_4 + \alpha_4 z_4 \end{aligned} \quad (2.10)$$

L'equazione (2.10) può essere usata per trovare i valori di $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \alpha_4$. Sottraendo questi valori in (2.9) e riordinando i termini:

$$u = \sum_{i=1}^4 \frac{1}{6V^{(e)}} (a_i + b_i x + c_i y + d_i z) u_i \quad (2.11)$$

La funzione di forma N_i si ottiene comparando l'equazione (2.11) con la (2.6):

$$N_i = \frac{1}{6V^{(e)}} (a_i + b_i x + c_i y + d_i z) \quad (2.12)$$

dove $V^{(e)}$ è il volume dell'elemento e

$$a_i = \det \begin{vmatrix} x_j & y_j & z_j \\ x_k & y_k & z_k \\ x_l & y_l & z_l \end{vmatrix} \quad b_i = -\det \begin{vmatrix} 1 & y_j & z_j \\ 1 & y_k & z_k \\ 1 & y_l & z_l \end{vmatrix} \quad (2.13)$$

$$c_i = \det \begin{vmatrix} x_j & 1 & z_j \\ x_k & 1 & z_k \\ x_l & 1 & z_l \end{vmatrix} \quad d_i = -\det \begin{vmatrix} x_j & y_j & 1 \\ x_k & y_k & 1 \\ x_l & y_l & 1 \end{vmatrix} \quad (2.14)$$

Sostituendo la (2.6) in (2.2) si ottiene:

$$\boldsymbol{\epsilon} = \sum_{i=1}^n \left\{ \begin{array}{c} \frac{\partial N_i}{\partial x} u_i \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} v_i \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} w_i \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} u_i + \frac{\partial N_i}{\partial x} v_i \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} u_i + \frac{\partial N_i}{\partial x} w_i \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} v_i + \frac{\partial N_i}{\partial y} w_i \end{array} \right\} = \sum_{i=1}^n \mathbf{B}_i \mathbf{a}_i^{(e)} = \mathbf{B} \mathbf{a}^{(e)} \quad (2.15)$$

dove \mathbf{B} è la matrice delle deformazioni dell'elemento.

Tramite il principio dei lavori virtuali per un singolo elemento:

$$\int \int \int_{V^{(e)}} \delta \boldsymbol{\epsilon}^T \boldsymbol{\sigma} dV = \int \int \int_V \delta \mathbf{u}^T \mathbf{b} dV + \int \int_A \delta \mathbf{u}^T \mathbf{t} dA + [\delta \mathbf{a}^{(e)}]^T \mathbf{q}^{(e)} \quad (2.16)$$

dove V e A sono rispettivamente il volume e l'area dell'elemento, mentre \mathbf{b} sono le forze di volume, \mathbf{t} le forze di superficie, e \mathbf{p} i carichi puntuali sul nodo, $\mathbf{q}^{(e)}$ è il vettore delle forze nodali che equilibrano gli spostamenti virtuali $\delta \mathbf{a}^{(e)}$.

Andando a sostituire le equazioni delle deformazioni e degli stress e riordinando l'equazione (2.16) si ottiene:

$$\mathbf{K}^{(e)} \mathbf{a}^{(e)} - \mathbf{f}^{(e)} = \mathbf{q}^{(e)} \quad (2.17)$$

dove \mathbf{K} è la matrice di rigidità dell'elemento e \mathbf{f} sono le forze che agiscono sull'elemento.

2.2 Introduzione al software Ansys e fasi dell'analisi FEM

Dopo aver introdotto la teoria degli elementi finiti a tre dimensioni per analisi strutturali, nei prossimi paragrafi verranno introdotti i passi operativi che hanno portato alla realizzazione mediante il software Ansys del modello della prova di crash sul provino in materiale composito.

Il procedimento per lo studio di un problema strutturale agli elementi finiti si articola in tre fasi:

- fase di *pre-processing*: dove è costruito il modello ad elementi finiti. In particolare viene generata la geometria del modello, vengono definiti i materiali e le loro proprietà, viene eseguita la mesh ed infine vengono inseriti i vincoli, le zone di contatto e i carichi;
- fase di *processing*: è la fase dove il programma gestisce i calcoli numerici sugli elementi seguendo la teoria dell'analisi agli elementi finiti;
- fase di *post-processing*: è la fase dove vengono analizzati i risultati ottenuti dalla fase di *processing*.

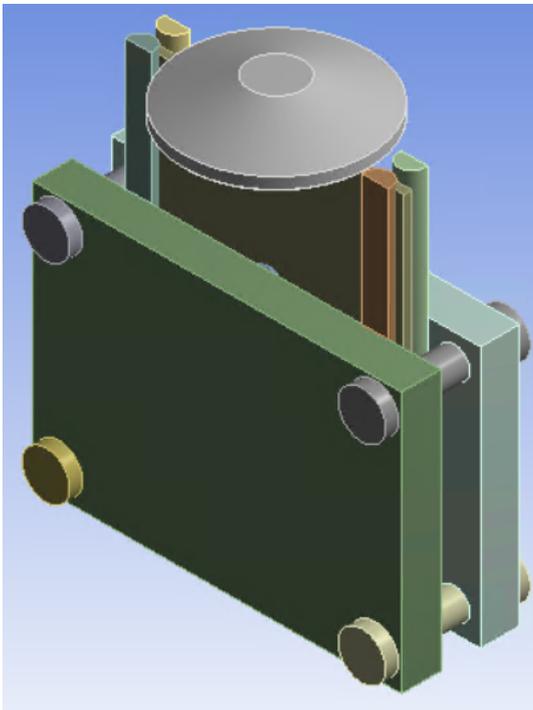
2.3 Generazione geometria e mesh

Per la realizzazione della geometria sono state ipotizzate due geometrie distinte:

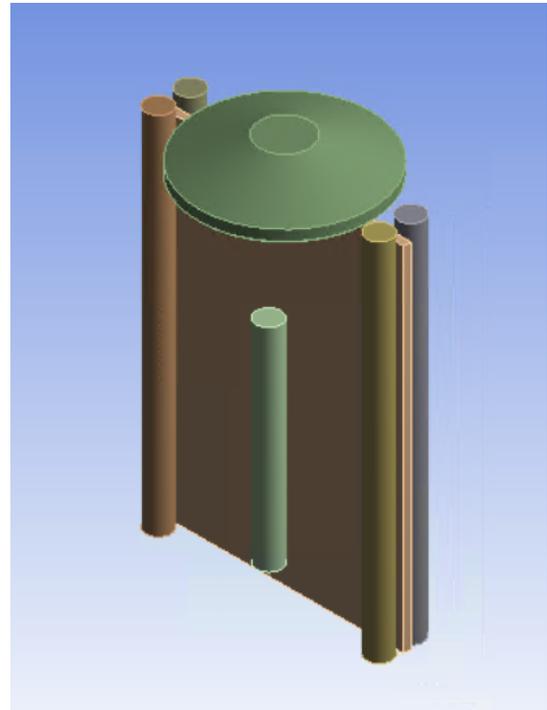
- la prima comprende tutto il supporto, è una geometria più completa in quanto presenta tutti gli elementi presenti nella realtà e per questo richiederà un tempo computazionale maggiore,

- la seconda presenta solamente l'impattatore, il provino e le colonnine di supporto, richiederà un tempo computazionale inferiore dato che sono presenti meno elementi.

La scelta di adottare due geometrie diverse risponde all'esigenza di due distinti obiettivi dell'analisi agli elementi finiti che si vuole condurre: si vuole infatti portare avanti un'analisi che venga validata tramite prove sperimentali in quasi statica, per questo scopo la geometria completa si presta maggiormente in quanto sarà più precisa di quella semplificata, il secondo obiettivo è di ottimizzare, tramite un'analisi parametrica, i parametri geometrici dell'impattatore che minimizzi gli stress nella parte superiore del provino, per questo obiettivo, che richiede numerose simulazioni, la geometria semplificata essendo meno onerosa a livello computazionale si presta maggiormente, a patto che restituisca comunque risultati attendibili.



(a) Geometria completa



(b) Geometria semplificata

Figura 2.1: Geometrie utilizzate per la realizzazione del modello numerico.

Quando un dominio continuo viene scomposto in elementi e nodi discreti il risultato di tale decomposizione è chiamato mesh. Un processo di mesh ha due scopi principali:

- discretizzare un dominio continuo in un insieme di elementi e nodi, in modo che il problema abbia un numero finito di incognite;
- approssimare la soluzione del sistema assemblando un insieme di semplici sotto-modelli per elementi.

Anche se il processo di meshing viene eseguito automaticamente dal computer è necessario un intervento manuale per generare una buona mesh. Da un lato, gli elementi in una mesh dovrebbero essere abbastanza piccoli da generare risultati con un livello di accuratezza accettabile; d'altra parte, le dimensioni degli elementi dovrebbero essere abbastanza grandi da rendere gestibile la quantità di calcolo. Per migliorare la fedeltà della simulazione, di solito sono necessari piccoli elementi quando le variabili di stato sono molto sensibili alle posizioni spaziali e i loro valori cambiano rapidamente. Per ridurre il tempo di calcolo, vengono consigliati elementi di grandi dimensioni laddove le variabili di stato sono insensibili ai cambiamenti spaziali. E' evidente che l'obiettivo sia quello di cercare di ottenere un'adeguata densità di mesh che riesca a garantire una buona accuratezza risparmiando il maggior tempo di calcolo possibile, il problema è dunque trovare la giusta densità di mesh.

Oltre alla densità della mesh bisogna considerare l'ordine degli elementi. Gli elementi che presentano un nodo sul lato vengono chiamati elementi quadratici, mentre quelli che non lo presentano vengono chiamati lineari, nomi che richiamo il grado dell'equazione polinomiale che approssima il campo di spostamento all'interno di ciascun elemento della mesh. Riducendo il numero dei nodi sui lati si riducono i gradi di libertà.

Dunque l'accuratezza della discretizzazione in una simulazione FEM dipende da due fattori. Il primo fattore è la dimensione e la forma degli elementi; più è fine e maggiore è la regolarità degli elementi allora migliore sarà il risultato della simulazione. Il secondo fattore è il grado polinomiale dell'elemento. Le variabili di stato in un dominio continuo vengono approssimate da funzioni matematiche con un certo grado polinomiale, l'accuratezza della soluzione dipende dal grado polinomiale. Nel linguaggio FEM si chiama *h-refinement* l'approccio di ridurre la dimensione degli elementi in una mesh con l'obiettivo di migliorare l'accuratezza; mentre si chiama *p-refinement* l'approccio di aumentare il grado del polinomio degli elementi per ottenere una maggiore accuratezza, per aumentare il grado del polinomio si introducono più nodi su ciascun elemento.

Esistono diversi tipi di elementi. La scelta dipende dal problema e dalle caratteristiche del solutore, per analisi strutturali e di fatica sono da preferirsi elementi

hexahedral, mentre gli elementi *tetrahedron* sono validi per modellare campi di sforzo uniformi, ma perdono in accuratezza quando sono presenti dei gradienti di stress.

I principali parametri per capire la qualità di una griglia sono:

- *Skewness*: è una delle principali misure di qualità per una mesh. La *skewness* determina quanto vicino all'ideale (cioè equilatero o equiangolo) una faccia o una cella sia. I metodi per misurare la *skewness* sono:
 - Metodo basato sul volume equilatero (si applica solamente alle mesh triangolari e tetragonali):

$$Skewness = \frac{Dimensione\ ottimale\ di\ cella - Dimensione\ di\ cella}{Dimensione\ ottimale\ di\ cella}$$

dove, la dimensione ottimale della cella è la dimensione di una cella equilatera con lo stesso circumraggio.

- Basato sulla deviazione da un angolo equilatero normalizzato. Questo metodo si applica a tutte le forme di cella:

$$Skewness = \max \left[\frac{\theta_{max} - \theta_e}{180 - \theta_e}, \frac{\theta_e - \theta_{min}}{\theta_e} \right]$$

dove: θ_{max} è l'angolo maggiore nella cella, θ_{min} è l'angolo minore nella cella e θ_e è l'angolo per ottenere una cella equiangolare (60° per i triangoli, 90° per i quadrati).

E' buona norma avere $Skewness < 0.75$

- *Aspect Ratio*: è la misura della deviazione di un elemento mesh dall'aver tutti i lati di uguale lunghezza. Un elevato *aspect ratio* si verifica quando si lavora con elementi lunghi e sottili. Una maglia con elementi uniformi i cui bordi hanno lunghezze simili di solito porta a una migliore precisione dei risultati della simulazione. Una mesh generata dal computer può includere alcuni elementi i cui bordi sono molto diversi tra loro in lunghezza, di conseguenza l'accuratezza della simulazione si deteriora. La definizione dell'*aspect ratio* varia a seconda dei tipologia di elementi, per elementi piani:

$$Aspect\ ratio = \frac{E}{h}$$

Dove E è il lato più lungo, mentre h quello più corto.

E' buona norma avere l'*aspect ratio* < 10 .

- *Jacobian ratio*: gli elementi non lineari si adattano meglio alla geometria curva rispetto agli elementi lineari con le stesse dimensioni. I nodi centrali sui bordi di un elemento non lineare vengono posizionati sulla geometria effettiva del modello. Tuttavia, se i confini sono molto netti, i nodi centrali possono provocare elementi distorti; questo causa il problema che i bordi sono sovrapposti l'uno con l'altro. Questo può essere identificato dal *Jacobian ratio*.

Per un elemento esaedro con 20 nodi viene calcolato il determinante della matrice Jacobiana in corrispondenza di ogni nodo e viene chiamato R_J .

R_J in un dato punto rappresenta la grandezza della funzione di mappatura tra le coordinate naturali dell'elemento e lo spazio reale.

Il rapporto Jacobiano dell'elemento è il rapporto tra il massimo e il minimo valore di R_J . Se il massimo e il minimo hanno segni opposti, il rapporto Jacobiano è arbitrariamente assegnato a -100 (e l'elemento è chiaramente inaccettabile). Per altre tipologie di elementi la procedura è la medesima, ma i nodi su cui si calcola R_J variano. Nel caso si abbia una distorsione dell'elemento il Jacobiano diventa negativo, mentre nel caso ideale è pari a uno.

Seguendo le indicazioni appena riportate si è scelto di procedere in questo modo per ottenere una mesh adeguata:

- Si è svolta una prima simulazione con una mesh grossolana, con l'obiettivo di ricavare in maniera veloce i campi di tensione e deformazione in modo da vedere dove c'erano i gradienti maggiori, così da applicare in quelle zone una mesh più fine.
- Si è scelto di utilizzare tre tipologie di mesh sul provino differenti in modo da verificare quale di queste portasse a convergenza con un minor tempo computazionale.

La simulazione grossolana ha evidenziato che i gradienti di variazione maggiori, sia di stress che di deformazione, erano localizzati nella parte superiore del provino nella zona di contatto con l'impattatore. Si sono utilizzati sul provino elementi Hex20, ovvero un esaedro con 20 nodi, che sono elementi più precisi rispetto ai *tetrahedra*[7], si sono scelti questo tipo di elementi in quanto il provino è il componente più critico della simulazione ed è quello che si intende modellare con maggior accuratezza. Una volta scelto il tipo di elementi si sono applicate tre tipologie di mesh differenti:

- La prima è una mesh uniforme in cui si è applicato un affinamento della dimensione dell'elemento fino a giungere a convergenza. Questo tipo di mesh richiede sicuramente un tempo computazionale maggiore rispetto alle altre tipologie di mesh, in quanto applica un affinamento su tutto il provino e non

solo su una parte di esso, ma restituisce risultati consistenti, vista l'omogeneità della mesh, che possono essere utilizzati per verificare la bontà delle altre mesh.

- La seconda tipologia presenta un affinamento dell'elemento verso la parte superiore del provino, dove ci sono i gradienti di variazione di tensione e deformazione maggiori. Questa tipologia di mesh è gestita tramite il *Bias Factor*, ovvero il rapporto tra l'elemento più grande e quello più piccolo, aumentando il *bias factor* viene generata una mesh in cui si ha un affinamento dell'altezza dell'elemento salendo verso la parte superiore del provino.
- La terza tipologia sfrutta la *sphere of influence*, un'opzione di Ansys in cui il software applica un affinamento della mesh in una zona sferica definita dall'utente. Si è scelto di posizionare la sfera di affinamento della mesh nella zona del contatto tra parte superiore del provino e impattatore, ovvero nella zona dove la variazione di tensione e deformazione sono maggiori.

Sia la mesh che presenta il *Bias Factor* sia quella con la *sphere of influence* hanno l'obiettivo di localizzare l'affinamento della mesh esclusivamente nella zona dove si hanno i gradienti maggiori di tensione e deformazione così da ridurre i tempi computazionali. Nel paragrafo seguente si effettuerà un'analisi di convergenza delle tre mesh presentate per valutare quale fra queste si presta meglio al problema.



(a) Prima tipologia di mesh:
mesh uniforme

(b) Seconda tipologia di mesh:
mesh con *bias factor*

(c) Terza tipologia di mesh:
mesh con *sphere of influence*

Figura 2.2: Tre tipologie di mesh prese in considerazione per la soluzione della simulazione agli elementi finiti.

2.3.1 Convergenza delle tre tipologie di mesh

Per verificare l'accuratezza dei risultati ottenuti con le varie tipologie di mesh si è eseguita un'analisi convergenza della mesh, si è analizzato l'andamento della tensione massima nella parte superiore del provino al variare del numero di nodi. La prima tipologia di mesh, ovvero la mesh uniforme presenta una buona convergenza ad una tensione massima del provino a 284 MPa, la convergenza si raggiunge con 148760 nodi per un tempo computazionale piuttosto lungo. Per quanto riguarda la

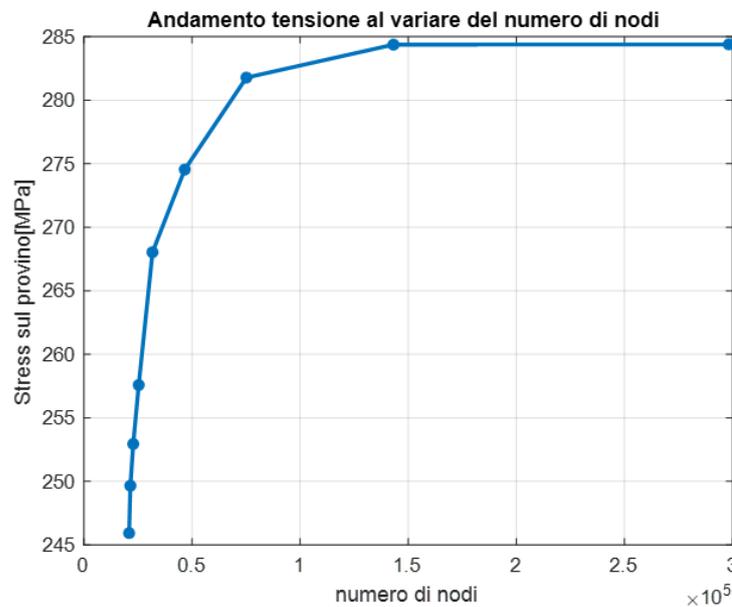


Figura 2.3: Andamento tensione massima in funzione del numero di nodi presenti nel provino con una mesh omogenea.

seconda tipologia di mesh, quella caratterizzata dal *bias factor* (Fig. 2.4) si osserva che non arriva a convergenza, questo risultato è probabilmente dovuto al fatto che aumentando il bias factor la qualità della mesh diminuisce in quanto gli elementi nella parte superiore del provino diventano sempre più deformati e l'*Aspect ratio* diventa sempre più lontano dell'unità. Infine la terza tipologia di mesh risulta essere la migliore, infatti mostra una convergenza a valori di tensione massima paragonabili con la prima tipologia di mesh: 280.3 MPa, col vantaggio che sono necessari molti meno nodi per arrivare a convergenza: 77355 nodi e quindi un tempo computazionale decisamente inferiore. Questa tipologia di mesh è stata adottata per eseguire la simulazioni numeriche successive.

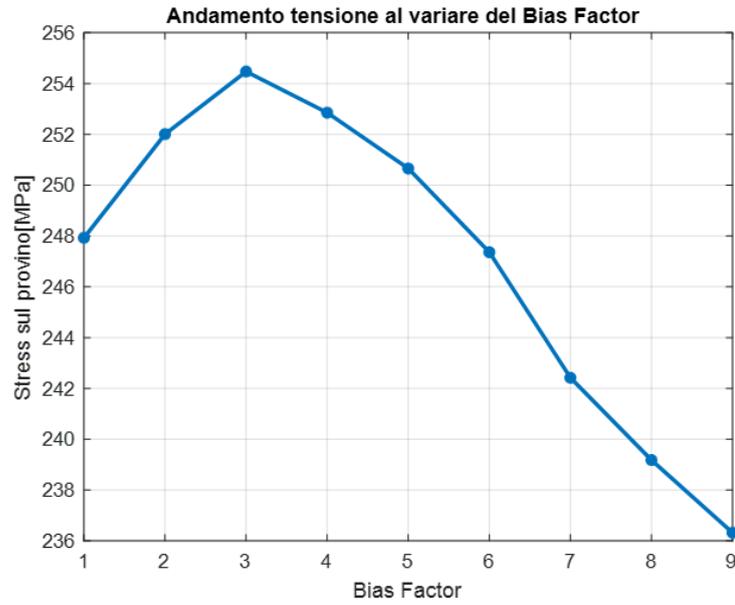


Figura 2.4: Andamento tensione massima in funzione del numero di nodi presenti nel provino con una mesh caratterizzata dal bias factor.

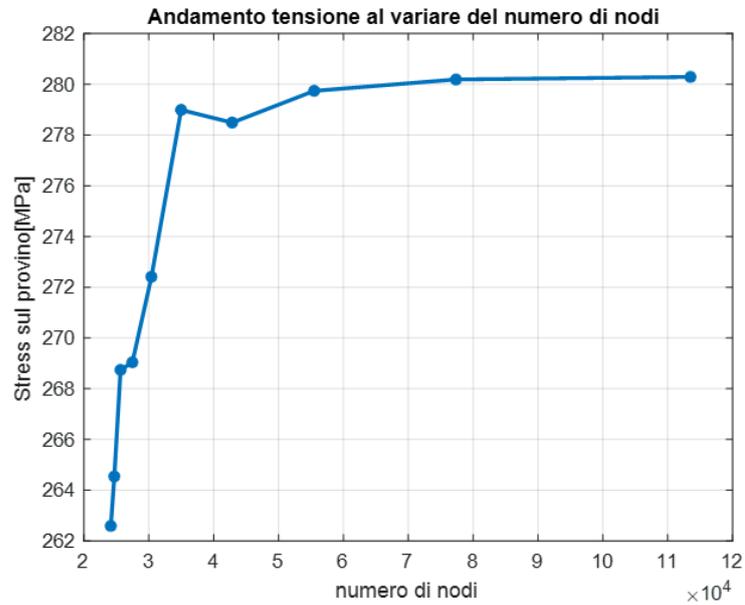


Figura 2.5: Andamento tensione massima in funzione del numero di nodi presenti nel provino con una mesh sphere of influence.

Per le restanti parti della geometria non si è interessati a valutare con accuratezza i valori di tensione e deformazione, in quanto hanno il compito di trasmettere carichi e generare zone di contatto sul provino, dunque si è adottata una mesh lineare, così da ridurre i tempi di calcolo.

Le mesh sulle geometrie, sia quella semplificata che completa, sono presentate nella Fig. 2.6

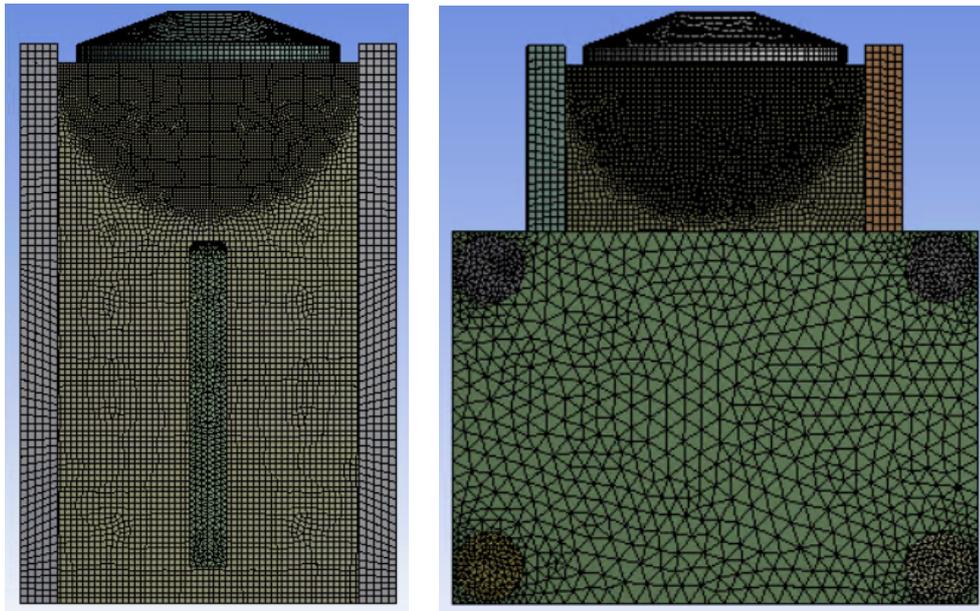


Figura 2.6: Mesh del provino, a sinistra mesh della geometria semplificata a destra della geometria completa.

2.4 Definizione del materiale del provino

Il software Ansys possiede un tool noto come *Ansys Composite PrepPost* (ACP) che consente di creare materiali compositi definendo il tessuto, il numero di layers, l'orientazione delle fibre e altri parametri atti a caratterizzare al meglio il composito di interesse.

I parametri ingegneristici che devono essere forniti al software sono i seguenti:

- Modulo di Young nelle direzioni x, y, z
- Coefficiente di Poisson nei piani xy, yz, xz
- Modulo di taglio nei piani xy, yz, xz
- Stress massimi di tensione compressione e taglio nelle varie direzioni

Nella costruzione del modello si è adoperato il materiale vetronite FR-4 che è un composito composto da una matrice di resina epossidica con un reticolo di fibra di vetro. Questo materiale è stato sviluppato da NEMA ed il suo principale utilizzo è quello di supporto nei circuiti stampati. Si è scelto di utilizzare questo materiale nelle simulazioni numeriche in quanto durante alcune prove sperimentali effettuate in precedenza si era riscontrato in questa tipologia di materiale dei danneggiamenti per indentazione nella parte superiore del provino più frequenti rispetto ad altri materiali come la fibra di carbonio. Un ulteriore vantaggio di questo materiale è il costo contenuto. Questo materiale verrà anche utilizzato nella successiva validazione sperimentale.

Il modello resta valido anche se si utilizzano altri materiali, sarà sufficiente aggiungerli nella libreria di Ansys è successivamente comporre i layer di composito attraverso il tool di Ansys ACP.

Per reperire le informazioni sui materiali necessarie per la simulazione numerica sono stati utilizzati i *datasheet* dei fornitori dei provini e nel caso qualche parametro non fosse presente si è utilizzata la libreria on-line *MatWeb*[8].

2.5 Definizione delle zone di contatto, dei vincoli e dei carichi

Nella definizione dei contatti, dei vincoli e dei carichi per quanto riguarda la simulazione numerica si è cercato di rappresentare al meglio le condizioni reali del provino sottoposto ad una prova in quasi statica dove all'impattatore viene imposto una corsa a velocità costante pari a $10 \frac{mm}{min}$. Portando un'analisi parallela sulle due geometrie, quella completa e quella semplificata, la definizione di carichi, vincoli e zone di contatto varierà leggermente fra le due configurazioni. Nei prossimi paragrafi verranno presentate le condizioni di carico per entrambe le configurazioni.

Proprietà	Valore	Unità di misura
Modulo di Young nella direzione x	24000	MPa
Modulo di Young nella direzione y	19000	MPa
Modulo di Young nella direzione z	15000	MPa
Coefficiente di Poisson XY	0,11	
Coefficiente di Poisson YZ	0,09	
Coefficiente di Poisson XZ	0,14	
Modulo di taglio XY	9200	MPa
Modulo di taglio YZ	8400	MPa
Modulo di taglio XZ	6600	MPa
Resistenza a trazione X	300	MPa
Resistenza a trazione Y	300	MPa
Resistenza a trazione Z	35	MPa
Resistenza a compressione X	-350	MPa
Resistenza a compressione Y	-350	MPa
Resistenza a compressione Z	-500	MPa
Resistenza a taglio XY	135	MPa
Resistenza a taglio YZ	135	MPa
Resistenza a taglio XZ	60	MPa

Tabella 2.1: Parametri del materiale FR-4 necessari per eseguire la simulazione numerica.

2.5.1 Modello con geometria completa

Per valutare l'effetto di indentazione, che provoca il danneggiamento da contatto, è sufficiente una simulazione statica. Per ottenere un risultato confrontabile rispetto alla successiva validazione sperimentale del modello, che verrà eseguita tramite una prova quasi-statica in cui verrà imposto uno spostamento a velocità costante all'impattatore, si è scelto di imporre la stessa condizione alla simulazione numerica. Questo è stato possibile applicando alla base dell'impattatore collegato al percussore un *displacement* nella direzione verticale suddividendo la simulazione in vari *steps* in modo che la velocità di questo spostamento rispecchiasse quella della prova sperimentale. Sempre sulla base dell'impattatore è stata imposta una condizione di vincolo che ne imponesse uno spostamento esclusivamente verticale, bloccando eventuali spostamenti in altre direzioni, questo è stato possibile grazie al comando *remote displacement*.

Nella parte inferiore del provino è stato imposto un vincolo *fixed support* che previene alla geometria selezionata di muoversi o deformarsi. Tale vincolo risulta necessario perchè l'obiettivo della simulazione non è riprodurre l'intero fenomeno

di crash del provino, ma solo valutare il danneggiamento legato al contatto con l'impattatore.

In questo modello sono presenti anche le viti di serraggio che collegano tra loro le piastre di supporto su cui sono fissate le colonne anti-buckling e il cui serraggio genera la forza di afferraggio del provino. Alla geometria delle viti è stato imposto un *bolt pretension* che impone una forza di trazione alle viti che si scarica sul provino. Alle colonnine ed al resto del supporto è stato imposto un vincolo di *frictionless support* che garantisce uno spostamento e una deformazione dovuto alla forza esercitata dal serraggio delle viti con l'obiettivo di simulare le forze normali dovute al contatto fra colonnine di supporto e provino.

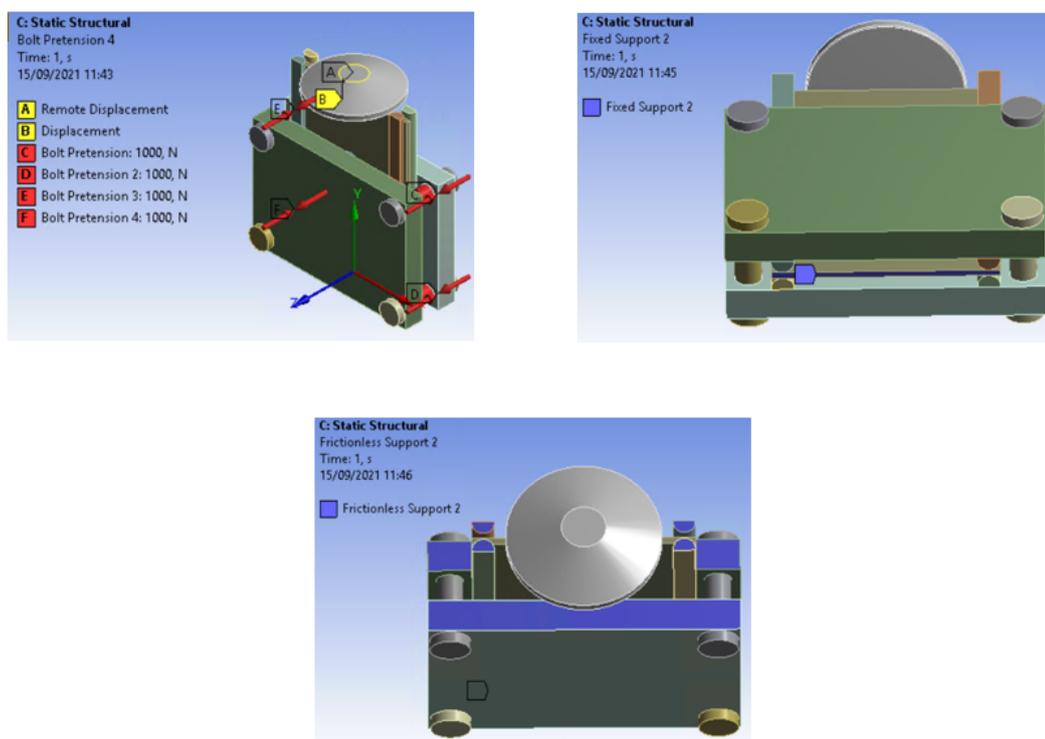


Figura 2.7: Carichi e vincoli presenti nel modello a geometria completa.

A differenza dei vincoli e dei carichi, che sono risultati piuttosto intuitivi e agevoli da imporre, le zone di contatto si presentano più critiche e meno intuitive da gestire.

Quando due corpi entrano in contatto fra di loro si scambiano forze in maniera reciproca, a seconda di quanto siano duttili o duri i materiali essi si deformano in una certa misura, così che le forze siano distribuite su una piccola area di contatto, determinando delle distribuzioni di pressioni di contatto. Determinare come queste pressioni siano distribuite nell'area di contatto è l'obiettivo principale

della formulazione del contatto. Ci sono numerosi modi in cui due corpi possono interagire fra di loro, a seconda di come le forze vengano trasferite sia in direzione normale che tangenziale nel punto di contatto. Il vettore forza: \mathbf{F} nel punto di contatto può essere scomposto in due componenti: F_n e F_t , la componente normale e tangenziale rispettivamente. La componente normale F_n previene che i corpi a contatto penetrino fra di loro. La componente tangenziale F_t cerca di prevenire lo strisciamento relativo dei corpi a contatto. Ci sono varie tipologie di contatto:

- *Bonded contact*: in questa tipologia di contatto le due superfici interagiscono tra di loro in modo che non ci possa essere separazione fra di loro né strisciamento. In altre parole le forze normali e tangenziali sono molto alte e tendono a resistere alle forze che tendono a creare moti relativi fra i corpi. Si può dire che le componenti delle forze tendano ad infinito al crescere delle forze esterne: $F_n \rightarrow \infty$ $F_t \rightarrow \infty$ Questo tipologia di contatto non esiste nella realtà, ma è di aiuto nell'approssimazione di svariate situazioni come la saldatura di giunti, contatti adesivi o anche alcune connessioni bullonate.

- *Frictionless contact*: In questa tipologia di contatto le componenti normali e tangenziali delle forze sono trattate in maniera differente. Nella direzione normale, le superfici possono separarsi tra di loro, ma non possono prenetrarsi; così:
$$F_n = \begin{cases} 0 & \text{se non c'è contatto} \\ F_n & \text{se c'è contatto} \end{cases}$$

Nella direzione tangenziale le superfici possono scivolare l'una sull'altra senza alcuna restrizione: $F_t = 0$. Questo tipo di contatto può essere applicato per superfici ben lubrificate tra loro.

- *Frictional contact*: In questa tipologia di contatto le forze nella direzione normale sono come quelle descritte nel caso *frictionless contact*: $F_n = \begin{cases} 0 & \text{se non c'è contatto} \\ F_n & \text{se c'è contatto} \end{cases}$

Mentre la forza tangenziale non è più nulla, ma è funzione della forza normale, nella maggior parte dei casi si usa la legge di Coulomb dell'attrito che afferma che la forza di attrito è direttamente proporzionale alla forza normale:

$$F_t = \mu F_n$$

- *Rough contact*: Questa tipologia è simile al *frictionless* con la differenza che in questa tipologia non è permesso lo strisciamento relativo delle superfici a contatto, è adatta a modellare il contatto tra superficie d'appoggio e parte inferiore della testa della vite.

Nel modello i contatti tra provino e supporto in acciaio sono stati scelti tutti di tipo *frictional* in quanto rappresentano meglio i contatti reali, come coefficiente

d'attrito è stato scelto un valore di $\mu = 0.19$, che deriva da prove sperimentali di strisciamento effettuate in laboratorio tra le colonnine e il provino.

Secondo il manuale di Ansys [9] è buona regola che tra il foro e il gambo della vite vi sia un contatto *frictionless* mentre tra la parte inferiore della testa della vite e la superficie d'appoggio ci sia un contatto *rough*, dunque per il serraggio si sono seguite queste linee guida.

A livello numerico il contatto è costretto a seguire tre regole:

- Nessuna penetrazione tra i due corpi;
- Equilibrio tra le forze le forze applicate e quelle di contatto nei problemi di statica;
- Conservazione della quantità di moto nel caso di problemi dinamici.

In generale Ansys prevede due formulazioni di contatto che possano incontrare questi vincoli:

- *Penalty formulation*: Questa formulazione tratta il contatto come una molla rigida che si oppone alla penetrazione reciproca dei corpi a contatto. La forza che si oppone è proporzionale ad una rigidezza che prende il nome di: rigidezza di contatto, che è funzione di diversi fattori come: le proprietà di entrambi i materiali, la geometria di entrambe le superfici e la cinematica di entrambi i corpi. La rigidezza di contatto è utilizzata sia nella direzione normale che in quella tangenziale. La *penalty formulation* permette una piccola penetrazione Δu tra i corpi che moltiplicata con la rigidezza di contatto restituisce la forza F che si oppone alla penetrazione:

$$\{F_c\} = [K] \{\Delta u\}$$

La rigidezza di contatto K deve essere abbastanza elevata da ridurre al minimo la penetrazione dei corpi. La formulazione *penalty* è utilizzata per calcolare sia la pressione di contatto che gli stress di attrito.

- *Augmented Lagrange formulation*: Questa formulazione è molto simile alla *penalty*, la differenza consiste che in questo caso nel determinare la forza normale di contatto si aggiunge un termine λ così da rendere questo metodo meno sensibile al termine della rigidezza di contatto K .
- *Lagrange formulation*: Questa formulazione tratta il contatto come un vincolo. A differenza della formulazione *penalty* non richiede una rigidezza di contatto, ma forza nessuna penetrazione tra i corpi a contatto. Questa formulazione aggiunge un ulteriore grado di libertà (pressione di contatto) per soddisfare la compatibilità dei contatti. Di conseguenza, invece di risolvere la forza di contatto come rigidità di contatto e penetrazione, la forza di contatto viene risolta esplicitamente come extra grado di libertà.

Features	Penalty Formulation		Lagrange Formulation	
	Advantages	Disadvantages	Advantages	Disadvantages
Penetration		Some amount of penetration is allowed.	Zero penetration is allowed.	
Contact stiffness		System response is dependent on contact stiffness.	System response is not dependent on contact stiffness.	
Over-constraint	Over-constraints are not possible in this formulation.			Possible over-constraints.
Computational time	Relatively inexpensive.			Relatively expensive.

Tabella 2.2: Vantaggi e svantaggi delle due formulazioni di contatto: Penalty e Lagrange [9].

Nella tabella 2.2 vengono riassunti i vantaggi e gli svantaggi delle due formulazioni. Nel modello numerico si è adottata una formulazione di Lagrange per il contatto tra la parte superiore del provino e l'impattatore, in quanto, sebbene il tempo computazionale di questa formulazione sia maggiore, restituisce risultati numericamente più esatti ed essendo questo un contatto critico questa scelta risulta conveniente. Per gli altri contatti presenti nel modello invece si è adottata una formulazione *Augmented Lagrange* in quanto si trattava di contatti meno fondamentali e c'era l'esigenza di ridurre i tempi computazionali. Per questa tipologia di contatti si è preferito di utilizzare la formulazione *Augmented Lagrange* rispetto alla *penalty* in quanto la prima ha il vantaggio di ridurre l'influenza della rigidità di contatto.

Nella formulazione numerica presentata dal software Ansys c'è una distinzione tra le superfici a contatto, che vengono distinte tra *contact* e *target*. Nel contatto fra due corpi se non sono presenti nodi in comune allora la forza applicata ad un corpo non verrà trasferita al secondo in quanto non c'è una connessione tra i corpi. Se si vuole che i corpi interagiscono sono necessari elementi *contact* e *target*, che vengono assegnati alle due superfici in modo che le parti possano interagire. Agli elementi *contact* si associa il concetto di punto di rilevamento del contatto, che possano essere sia i punti di integrazione sia i nodi generati dalla mesh, è evidente che affinando la mesh i punti di rilevamento del contatto aumentano e dunque sarà garantita una minor penetrazione dei corpi a contatto. Dal concetto dei punti di rilevamento del contatto deriva la norma che la superficie *contact* sia quella che abbia una mesh più fine, questo determina che il contatto venga rilevato più

tempestivamente riducendo così la porzione di penetrazione dei corpi. Da questa semplice regola si è scelto di imporre come superficie *contact* quella del provino, in quanto presenta una mesh più fine.

2.5.2 Modello con geometria semplificata

Per il modello con geometria semplificata si è eseguita la stessa procedura utilizzata per il modello completo. Non essendo più presenti in questo modello il supporto che presenta i fori filettati atti alla chiusura del provino né le viti si è applicato un vincolo fisso alle estremità delle colonnine in maniera da simulare il serraggio.

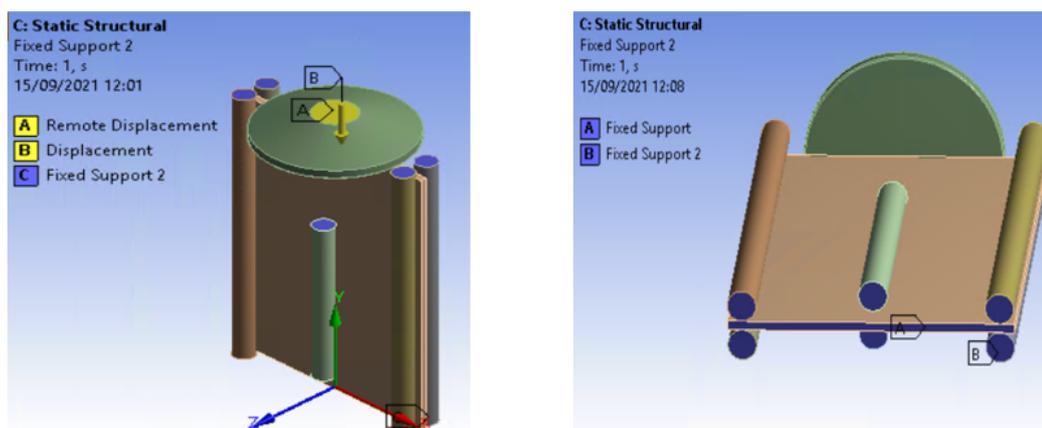


Figura 2.8: Carichi e vincoli presenti nel modello a geometria semplificata.

2.6 Meccanismi di frattura dei materiali compositi

Una volta determinati i vincoli e i carichi agenti nel modello numerico bisogna verificare gli effetti che questi hanno sul provino. E' dunque utile valutare i criteri di rottura dei materiali compositi. I meccanismi di rottura dei compositi dipendono dal tipo di tessuto, dal tipo di trama e dalle proprietà della matrice e delle fibre. Una caratteristica generale dei compositi è il loro comportamento non lineare di tensione deformazione sotto carichi; questa non linearità è principalmente dovuta a microfratture nella matrice [10]. Per investigare e progettare bene componenti che sfruttino le potenzialità di questi materiali è importante capire i loro meccanismi di rottura, mentre per i compositi unidirezionali c'è stata molta ricerca per investigare i meccanismi di frattura, infatti in letteratura sono presenti circa 20 teorie di frattura; per i compositi tessuti la ricerca è ancora impegnata nel cercare i criteri

di rottura più idonei. Alcuni metodi di rottura adottati per gli unidirezionali sono stati applicati al caso dei tessuti, senza però troppo successo, in quanto i compositi woven presentano complessità maggiori. Tipicamente la frattura di un materiale composito prevede tre fasi distinte:

- Danno iniziale,
- Degradazione delle proprietà del materiale,
- Propagazione del danno.

Per capire la frattura nei compositi e ricavare procedure numeriche e analitiche i ricercatori hanno praticato studi su diverse scale: micro, meso e macro.

2.6.1 Analisi su scala micro e meso

Una caratteristica peculiare degli studi su queste scale è il fatto che le proprietà di questi materiali non sono omogenee, essendo materiali composti da fibre e matrice di diverso materiale le proprietà meccaniche possono variare da punto a punto. Quando vi è una macro frattura nel materiale sottoposto ad un determinato carico, vi è già stata un'inizializzazione e propagazione del danno ad un livello micro e meso nel provino prima ancora che appaia a livello macro. E' dunque evidente che un approccio micro e meso possa portare a risultati più attendibili, il problema è che questo tipo di studio si presenti più arduo e costoso da un punto di vista computazionale, inoltre devono essere disponibili molti dati circa il materiale che si sta utilizzando. Per effettuare indagini a livello micro e meso si prende un volume rappresentativo dell'elemento (RVE) che viene riprodotto fino a formare il componente completo.

2.6.2 Analisi su scala macro

Come caratteristica generale l'analisi a livello macro non tiene conto delle micro fratture nel provino in composito. Sebbene questo approccio non sia complesso come gli approcci micro e meso è più pratico. Quando si effettua un'analisi a livello macroscopico il composito viene considerato quasi omogeneo e si usa il sistema di coordinate illustrato in Fig.2.9:

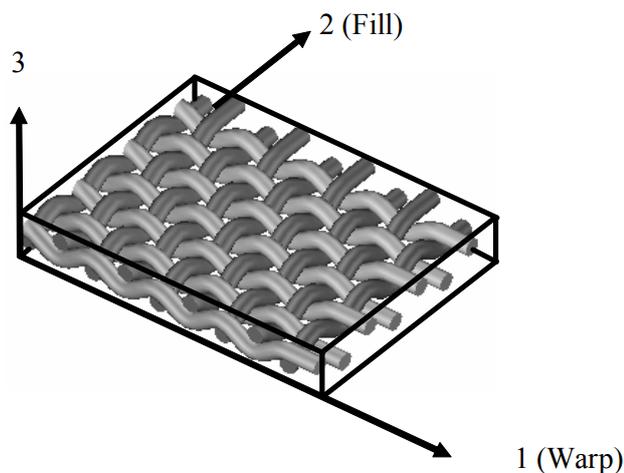


Figura 2.9: Sistema di coordinate di un composito tessuto.

In generale il comportamento a rottura è caratterizzato da nove caratteristiche di resistenza, una di compressione e una di trazione lungo le tre direzioni principali e una di taglio lungo i piani principali. I lavori che studiano questo tipo di rotture possono essere suddivisi in tre categorie:

- Approccio basato su criterio di rottura: In questo metodo specifiche relazioni sia sullo stress che sulla deformazione sono introdotte come inizio dei modi di rottura. Questo metodo sfrutta una singola relazione per rappresentare complessivamente tutti i modi di rottura.
- Approccio basato sulla plasticità: Sebbene i compositi unidirezionali sono principalmente materiali fragili, i compositi woven mostrano una risposta non lineare già nei primi stadi della prova a trazione. Questo metodo non è particolarmente adatto a strutture che subiscono carichi di compressione e per questo non verrà ulteriormente investigata.
- Approccio basato sui meccanismi di danneggiamento del continuo: Questo approccio copre l'inizializzazione e la propagazione di vari modi di rotture sia per carichi di tensione che di compressione. Fondamentalmente, il metodo impiega una serie di danni variabili ognuno dei quali rappresenta una determinata modalità di guasto e varia da zero a uno.

Nel seguito viene analizzato l'approccio su scala macroscopica basato sul criterio di rottura, essendo questo anche la metodologia che utilizza Ansys per valutare il danneggiamento dei materiali compositi, in oltre utilizzare una scala micro o meso sarebbe molto complicato in quanto necessiterebbero di alcuni parametri del

materiale molto difficili da reperire e che normalmente non vengono forniti dal produttore. I criteri di rottura si possono suddividere in tre grandi famiglie:

- Metodi di rottura non interattivi: I criteri di rottura non interattivi sono considerati tali in quanto assumo che i diversi modi di rottura sono indipendenti. Questo vuol dire che lo stress in una direzione non viene considerato quando si analizza la possibilità di rottura in una direzione diversa, per esempio: lo stress di trazione non verrà considerato quando si vuole analizzare la rottura a compressione o a taglio. Fanno parte di questa famiglia di criteri di rottura:
 - Stress massimo
 - Massima deformazione

Secondo uno studio condotto da Zinoviev il criterio dello stress massimo funziona bene con i materiali compositi unidirezionali. Secondo uno studio condotto da Hinton il criterio della deformazione massima è un criterio non conservativo e uno dei metodi peggiori per determinare la rottura dei compositi. Infatti questo metodo non è stato in grado di predire la rottura sotto carichi biassiali e sotto carichi di compressione. Zhao ha introdotto una modifica nella teoria della stress massimo per predire la rottura di compositi woven, i risultati ottenuti erano in linea con i risultati sperimentali. Questi studi sono stati presi da [11] dove vengono riportati tutti i principali risultati sui vari criteri di rottura dei materiali compositi.

- Parzialmente interattivi: Questa famiglia di criteri di rottura distingue tra i modi di rottura e usa vari stress o deformazioni per valutare la rottura per ognuno. I criteri parzialmente interattivi differiscono dai criteri non interattivi in quanto più di un singolo stress contribuisce alla rottura in un determinato metodo. Queste teorie presentano il vantaggio che la rottura può essere attribuita ad un particolare modo senza ignorare la combinazione di stress che possono causarlo. Due criteri di questa famiglia sono:
 - Hashin
 - Puck

Il criterio di Puck consiste in due percorsi di rottura indipendenti: la rottura della fibra e la rottura tra le fibre. La rottura della fibra è determinata allo stesso modo del metodo del massimo stress; mentre per la rottura tra le fibre ci sono tre modi, che indicano tre differenti meccanismi di rottura. Il modo di rottura A è causato da una trazione trasversale, il modo B è causato da uno sforzo di taglio nel piano mentre il modo C è causato da uno sforzo di compressione trasversale. Secondo uno studio condotto da Hinton il criterio

di Puck presenta il metodo più sofisticato nel predire la rottura della matrice. Questo metodo presenta dei limiti nelle grandi deformazioni non lineari.

- Completamente interattivi: Questa famiglia di criteri di rottura non distingue tra i vari modi di rottura. A differenza delle teorie del massimo stress e deformazione, la rottura è valutata come combinazione di fattori. Questi criteri presentano una singola equazione che tiene in conto degli stress o deformazioni in varie direzioni per determinare se il materiale cede o meno. Di questa famiglia di criteri di rottura i più noti sono:

- Tsai-Wu
- Tsai-Hill

Il criterio Tsai-Wu è vastamente usato per i compositi anisotropi, che hanno differenti resistenze a trazione e compressione. Questa teoria prende le resistenze del materiale in varie direzioni e le unisce agli stress che subisce il materiale in una determinata condizione di carico per generare un singolo valore che prende il nome di indice di rottura. Il materiale si rompe quando questo indice raggiunge il valore di 1. Il criterio denominato Tsai-Hill è simile al Tsai-Wu, entrambi usano un indice di rottura di 1 e prendono in considerazione gli stress nelle direzioni principali. A differenza dello Tsai-Wu lo Tsai-Hill ha termini puramente quadratici. In un report del dipartimento dei trasporti americano si conclude che il criterio Tsai-Wu è da preferire allo Tsai-Hill in base al fatto che risponda meglio le prove sperimentali.

Molti dei criteri di rottura esistenti sono fenomenologici; identificano la rottura senza descrivere il comportamento del materiale. I criteri di rottura hanno vari gradi di successo e spesso hanno migliori o peggiori performance sotto determinati carichi o tipologie di materiale. La letteratura che copre la rottura dei materiali compositi identifica i metodi di Hashin, Tsai-Wu e lo stress massimo come teorie più efficaci.

Questi tre metodi sono tra i più popolari tra i classici criteri di rottura, fra questi tre si è scelto di adottare il criterio di Tsai-Wu in quanto è un criterio valido sia per i woven che per gli unidirezionali e ha il vantaggio di poter essere applicato in diverse condizioni, in oltre secondo il lavoro di A.S. Kaddouri, M.J. Hinton e P.D. Soden [11] questo criterio di rottura fra i più validi nel predire la rottura del composito in varie condizioni di carico.

2.7 Risultati della simulazione numerica

In questo paragrafo vengono riportati i risultati ottenuti sia per la simulazione effettuata con la geometria completa che per quella con la geometria semplificata.

Name	Failure Criteria
Tsai-Wu	$F_1\sigma_1 + F_2\sigma_2 + F_{12}\sigma_1\sigma_2 + F_{11}\sigma_1^2 + F_{22}\sigma_2^2 + F_{66}\sigma_6^2 \geq 1$ $F_1 = \frac{1}{\sigma_{1T}^u} - \frac{1}{\sigma_{1C}^u}, \quad F_2 = \frac{1}{\sigma_{2T}^u} - \frac{1}{\sigma_{2C}^u},$ $F_{12} = \frac{-1}{2\sqrt{\sigma_{1T}^u\sigma_{1C}^u\sigma_{2T}^u\sigma_{2C}^u}},$ $F_{11} = \frac{1}{\sigma_{1T}^u\sigma_{1C}^u}, \quad F_{22} = \frac{1}{\sigma_{2T}^u\sigma_{2C}^u},$ $F_{66} = \frac{1}{\sigma_{12}^u{}^2}$
Maximum-Stress	$\sigma_{1T} \geq \sigma_{1T}^u, \quad \sigma_{1C} \geq \sigma_{1C}^u,$ $\sigma_{2T} \geq \sigma_{2T}^u, \quad \sigma_{2C} \geq \sigma_{2C}^u,$ $\sigma_{12} \geq \sigma_{12}^u$
Hashin	$\left(\frac{\sigma_{1T}}{\sigma_{1T}^u}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{\sigma_{12}^u}\right)^2 \geq 1, \quad \frac{\sigma_{2T}^2}{\sigma_{2T}^u{}^2} + \frac{\sigma_{12}^2}{\sigma_{12}^u{}^2} \geq 1$

Figura 2.10: Criteri di rottura più utilizzati e relative equazioni, dove $\sigma_1 \sigma_2 \sigma_3$ sono gli sforzi nelle direzioni principali, mentre $\sigma_1^u \sigma_2^u \sigma_3^u$ rappresentano la resistenza del materiale nelle direzioni principali, in fine i pedici T e C indicano lo stress è di trazione o di compressione.

Analizzando le due simulazioni si riscontra subito una differenza sostanziale, infatti la geometria completa presenta il fenomeno d'instabilità, mentre quella semplificata non presenta fenomeni di *buckling*. Nel seguito verranno analizzati per entrambe le geometrie:

- deformazione lungo la direzione verticale del provino: questo risultato è di interesse in quanto sarà un parametro che si utilizzerà nel capitolo successivo per effettuare la validazione tramite Digital Image Correlation (DIC).
- *Inverse Reserve Factor* (IRF): che è l'inverso del *reserve factor* (RF) che indica il margine al cedimento. Se si moltiplica l'RF per il carico applicato si trova il carico di rottura. Dunque se IRF è compreso tra zero e uno non si ha un carico critico, mentre se si hanno valori maggiori di uno si hanno carichi critici. E' doveroso notare che un $IRF > 1$ su un'area localizzata non indica una rottura catastrofica del provino, bensì un danneggiamento localizzato; la rottura

catastrofica invece si presenta nel caso in cui $IRF \gg 1$ ed il danneggiamento sia esteso su un elevato numero di elementi.

2.7.1 Deformazione verticale

Deformazione verticale sul modello a geometria completa

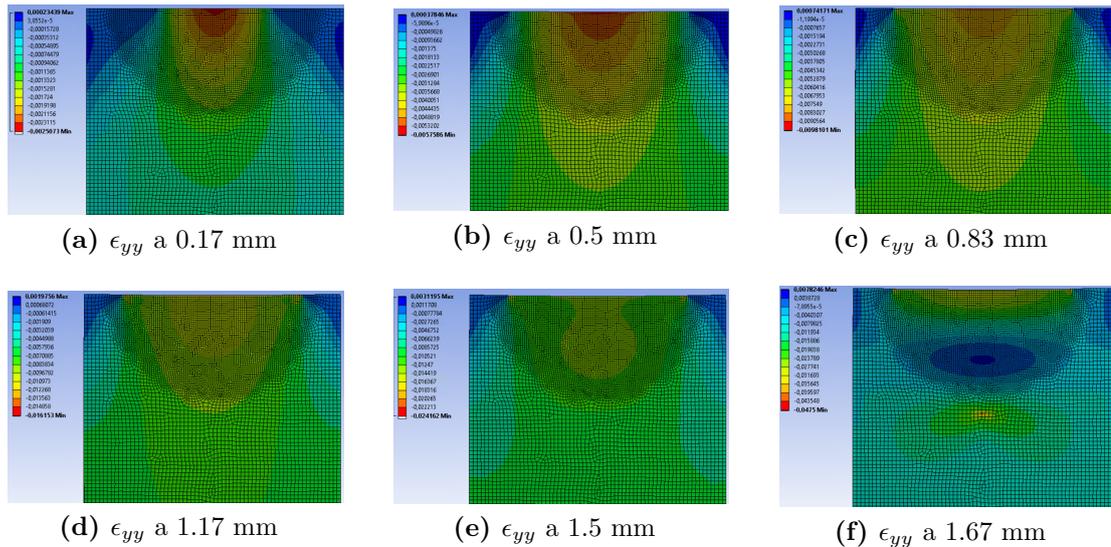


Figura 2.11: Mappe di deformazione ϵ_{yy} a corsa crescente dell’impattatore ottenute dalla simulazione numerica completa.

Per quanto riguarda la deformazione verticale sul modello completo si osserva dalla Fig. 2.11 una zona di deformazione a compressione su tutto il provino dovuta allo spostamento imposto all’impattatore, che genera uno stato di compressione. La parte superiore del provino è quella che subisce una deformazione maggiore, in particolare nella parte centrale si trovano i valori maggiori, come prevedibile dalla teoria di Hertz del contatto tra sfera e piano. Si osserva una crescita costante fino a una corsa dell’impattatore di 1.58 mm dove si presenta l’instabilità. (*buckling*). Il *buckling* cambia la mappa di deformazione creando due zone di compressione con valori elevati, una nella parte superiore del provino e l’altra appena sopra la colonna centrale, e una zona a deformazione di trazione compresa tra le due zone di compressione. Questa deformazione è tipica dell’instabilità ed è dovuta ad uno spostamento fuori dal piano della parte del provino soggetta a deformazione di trazione.

La Fig. 2.12 mostra la deformazione a compressione con il valore assoluto maggiore, si può notare una crescita abbastanza lineare fino ad un valore di circa 1,5

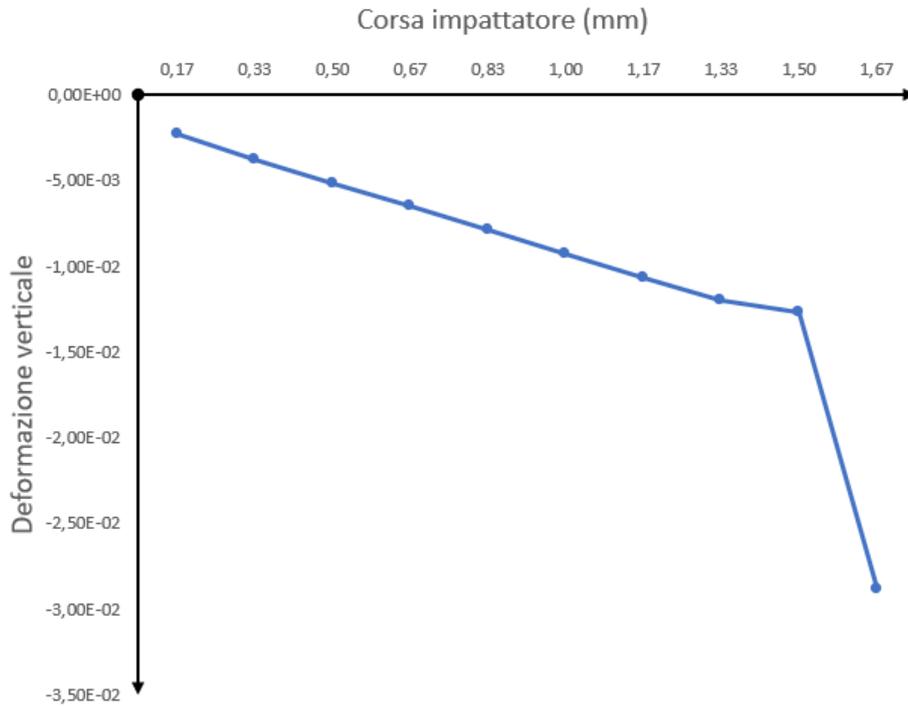


Figura 2.12: Grafico della deformazione verticale ϵ_{yy} minima a compressione in funzione della corsa dell'impattatore della simulazione numerica a geometria completa.

mm di corsa dell'impattatore e dopo una crescita considerevole della deformazione a compressione, questo cambiamento è dovuto all'instabilità che si verifica appunto nell'intervallo 1.5-1.67 mm della corsa dell'impattatore.

Deformazione verticale sul modello a geometria semplificata

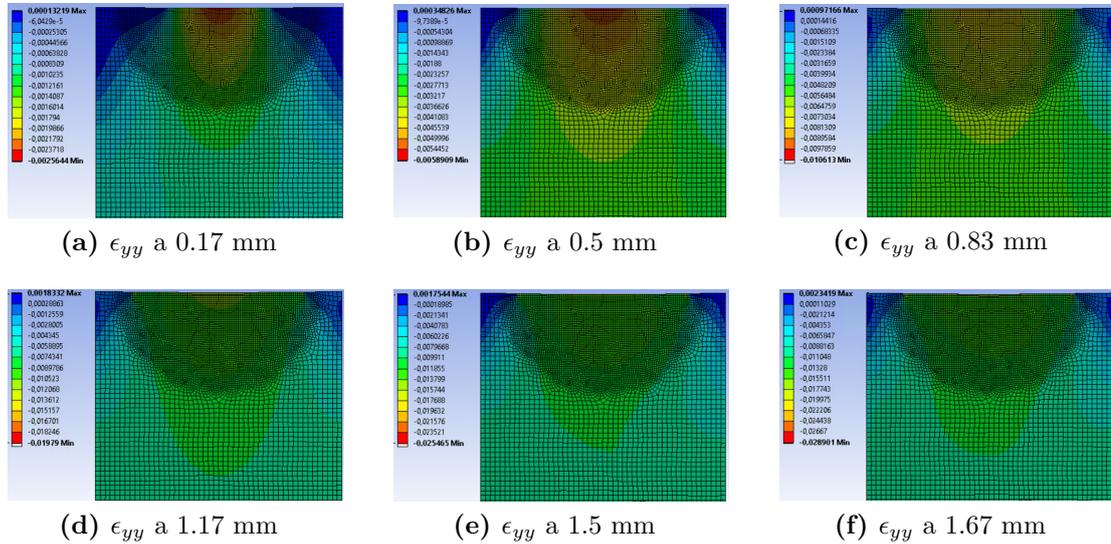


Figura 2.13: Mappe di deformazione ϵ_{yy} a diversi istanti temporali ottenute dalla simulazione numerica semplificata.

Per quanto riguarda la deformazione verticale sul modello semplificato si nota una deformazione pressoché identica al modello completo salvo che questa simulazione non presenta l'instabilità che era invece presente nel caso del modello completo, ma continua ad esserci un aumento lineare della deformazione a compressione del provino, come viene rappresentato dalla Fig. 2.14.

Il fatto che la simulazione a geometria semplificata non presenti il fenomeno del *buckling* (che invece era presente nella geometria completa) può essere spiegato dalla differenza di vincolo sulle colonnine. Mentre la simulazione completa prevede sulle colonnine un vincolo dettato dal serraggio delle viti che chiudono il supporto, nella simulazione semplificata il vincolo è più ideale, infatti sono state bloccate mediante un *fixed support*. Questa differenza di vincolo potrebbe essere la causa del fatto che una simulazione presenti il fenomeno del *buckling* e l'altra no.

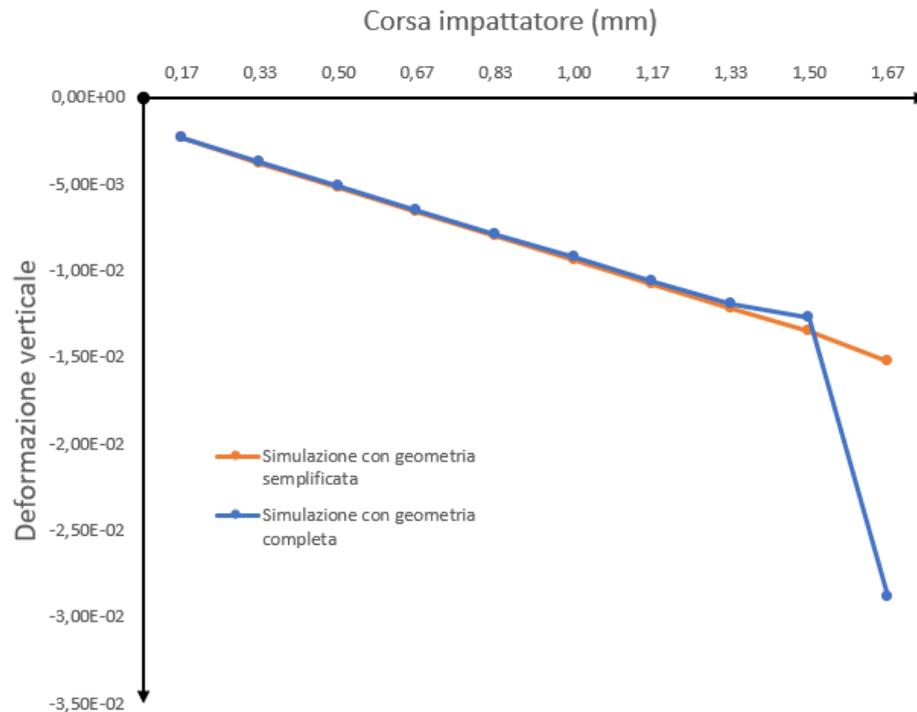


Figura 2.14: Confronto deformazione a compressione delle due simulazioni in funzione della corsa dell'impattatore.

2.7.2 IRF

IRF sul modello a geometria completa

L'andamento dell'IRF in questa simulazione presenta una crescita del valore nella zona di contatto tra provino e l'estremità dell'inserto impattatore, ciò indica un danneggiamento del provino per tranciatura delle fibre in corrispondenza del picco di tensione che ha origine ai bordi dell'impattatore, risultato che non deve sorprendere in quanto è in linea con le prove sperimentali effettuate sulla torre di caduta che avevano evidenziato in alcuni casi un danneggiamento del provino nella parte superiore. Questo danneggiamento localizzato dovuto alla tranciatura tra provino ed inserto impattatore cresce fino a quando non si raggiunge la corsa di 1.58 mm, che come è stato evidenziato dai risultati della deformazione verticale è il punto in cui si presenta il *buckling*. Da questo punto in poi IRF passa dall'essere localizzato in una zona modesta del provino con valori al di poco superiori dell'unità ad estendersi su una vasta zona del provino con valori molto superiori all'unità, indicando una rottura catastrofica dovuta all'instabilità (Fig. 2.15).

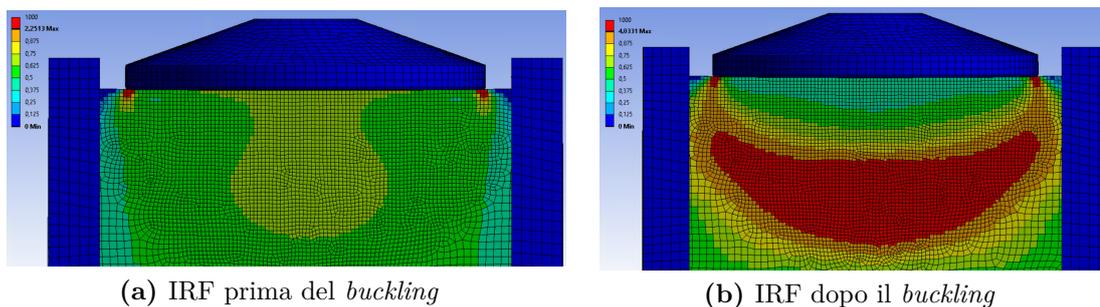


Figura 2.15: IRF della simulazione completa: a sinistra prima dell'instabilità a destra dopo l'instabilità.

IRF sul modello a geometria semplificata

L'andamento dell'IRF nella simulazione semplificata, che non presenta fenomeni di instabilità elastica dovuta al carico di punta, ha un andamento crescente e localizzato nella zona di contatto tra diametro esterno dell'impattatore e parte superiore del provino, come si verificava nella simulazione completa prima dell'instabilità, ma a differenza di quest'ultima, la simulazione semplificata continua a presentare solo un danneggiamento per tranciatura e non una rottura catastrofica del provino per instabilità.

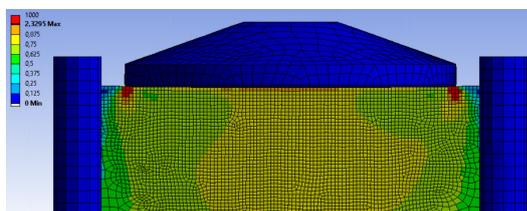


Figura 2.16: IRF della simulazione semplificata.

La Fig. 2.17 mostra un andamento temporale dell'IRF molto simile tra le due simulazioni prima dell'instabilità

In sintesi: si può affermare che le due simulazioni presentino risultati equivalenti fino ad una corsa dell'impattatore di 1.58 mm, da questo punto in poi la simulazione completa mostra instabilità, mentre quella semplificata no.

La simulazione semplificata restituisce risultati che rispecchiano alcune prove sperimentali effettuate in cui nel test di impatto, dove il provino mostrava una buona rottura nella parte inferiore mentre nella parte superiore si evidenziava un danneggiamento localizzato per indentazione. La simulazione completa invece mostra dei risultati accostabili a quelle simulazioni in cui il provino nella parte

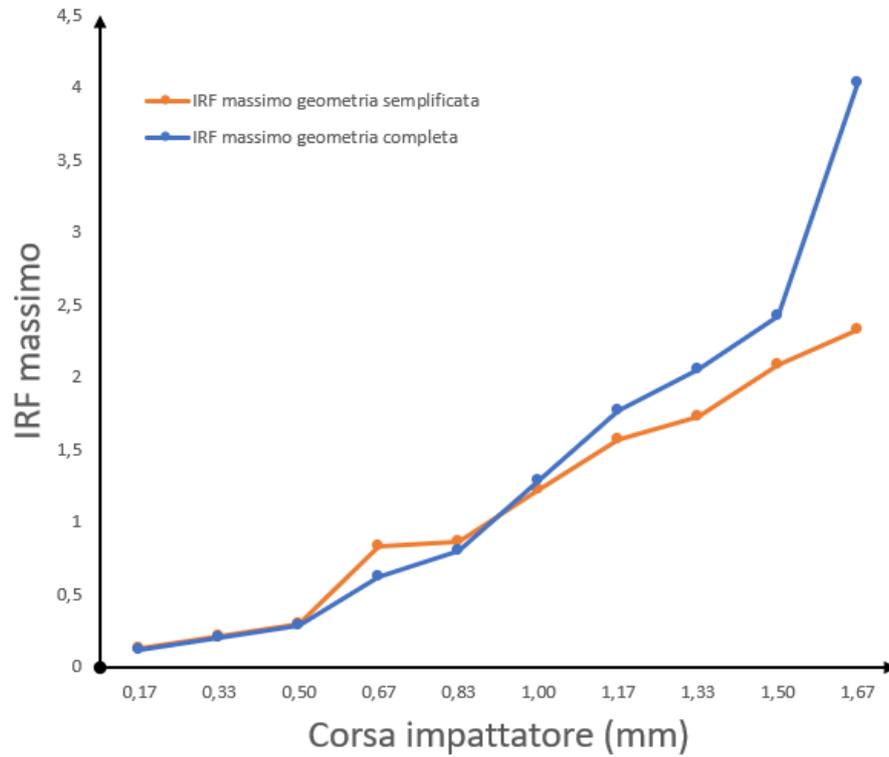


Figura 2.17: Grafico IRF massimo delle due simulazioni.

superiore ha mostrato un cedimento importante. Questa simulazione in oltre spiega che la causa di questo cedimento è riconducibile al fenomeno del *buckling*.

Nel capito successivo si effettuerà una prova sperimentare per verificare la correttezza dei risultati ottenuti per via numerica.

Capitolo 3

Validazione sperimentale

Per la validazione sperimentale del modello numerico si è effettuata una prova quasi statica di compressione in controllo di spostamento su un provino in vetronite FR-4 con spessore 3 mm, cioè una prova identica a quella eseguita nelle simulazioni numeriche. La prova è stata effettuata con l'ausilio della *Digital Image Correlation*(DIC) in modo da poter avere una mappa delle deformazioni e degli spostamenti del provino da poter confrontare con quelli restituiti dalla simulazione numerica così da poterne verificare la validità e l'accuratezza. Prima di descrivere nel dettaglio la prova sperimentale, viene introdotto brevemente cos'è e come funziona la DIC.

3.1 Teoria della DIC

Per la realizzazione di questo paragrafo si è seguita la descrizione teorica del libro: «Two-Dimensional and Three-Dimensional Computer Vision» [12]. La DIC è un'innovativa tecnica, introdotta negli anni '80, che sfrutta l'ottica per misurare deformazioni e spostamenti di un materiale continuo.

La tecnica DIC funziona tramite la comparazione di fotografie digitali del provino in differenti fasi della deformazione. Tracciando dei blocchi di pixel e monitorandone gli spostamenti durante l'avanzamento del test, il sistema può misurare lo spostamento della superficie e creare campi vettoriali di deformazione e mappe di deformazione 2D e 3D. La misura dello spostamento o della deformazione usando la tecnica DIC richiede le seguenti fasi:

- Per poter tracciare lo spostamento dei blocchi di pixel è necessario che ogni blocco sia diverso dall'altro. Per ottenere questa condizione bisogna fare la preparazione della superficie da analizzare realizzando un pattern. Infatti il provino deve essere preparato mediante l'applicazione di piccoli punti disposti in maniera casuale sulla sua superficie.

Per ottenere questo risultato viene spruzzata della vernice tramite l'ausilio di un aerografo.

- Calibrazione delle fotocamere grazie a delle "carte di calibrazione", che vengono orientate con diverse angolazioni mentre vengono riprese dalle telecamere in modo che il software generi automaticamente la calibrazione di queste ultime, necessaria per ottenere un'immagine tridimensionale della zona di interesse. (Necessaria solo se si vuole effettuare un'analisi con la DIC 3D)
- Registrazione di immagini della superficie del provino esaminato prima e durante la sua deformazione.
- Analisi delle immagini ottenute tramite uno specifico software in grado di tracciare gli spostamenti dei vari gruppi di pixel in modo da ricavare una mappa di deformazione.

Esistono essenzialmente due tipologie di DIC, la prima viene denominata DIC 2D la seconda DIC 3D. La DIC 2D viene utilizzata quando si vuole misurare le deformazioni nel piano di oggetti planari. Per ottenere le mappe di deformazione viene applicato un sistema a fotocamera singola. Una telecamera viene posizionata con il suo asse ottico normale alla superficie del campione. Si ottengono risultati bidimensionali di deformazione.

Se la superficie dell'oggetto non è planare o se si verifica una deformazione 3D in seguito al carico, il metodo DIC 2D non è più applicabile, infatti non riuscendo ad interpretare spostamenti fuori dal piano restituisce mappe di deformazioni errate. Per misurare le deformazioni nello spazio 3D vengono utilizzate almeno due fotocamere per catturare immagini del provino da direzioni diverse.

Una fotocamera è in genere un dispositivo optoelettronico costituito da diversi sottosistemi. Il primo è l'ottica, costituita da elementi come una serie di lenti, filtri ottici ed elementi otturatori che raccolgono la luce dall'oggetto e focalizzano l'immagine sul piano del sensore. Il secondo è l'hardware della fotocamera, che viene utilizzato per acquisire immagini digitali dove l'illuminazione incidente viene convertita in un segnale elettrico. Il terzo componente (che può essere un elemento integrato nell'hardware) è il processo di digitalizzazione e archiviazione che normalmente utilizza un dispositivo A/D. In questo paragrafo si applicheranno i modelli di proiezione stenopeica, ovvero quelli che si utilizzano nei procedimenti fotografici che sfruttano il principio della camera oscura, per descrivere il comportamento della fotocamera. Il modello geometrico classico per una macchina fotografica si basa sui concetti di pura proiezione prospettica e richiede un totale di tre trasformazioni elementari.

Quando una telecamera cattura un'immagine esegue una proiezione prospettica, che trasforma un punto di un oggetto tridimensionale in un punto immagine bidimensionale. Come viene mostrato nella parte superiore della Fig.3.1 quando si utilizza un sistema a singola telecamera (DIC-2D) i punti R e Q sono sullo stesso punto immagine p in quanto ricadono entrambi sullo stesso raggio proiettivo (C,p) . Mentre se si aggiunge una seconda telecamera, come viene mostrato nella parte inferiore della Fig. 3.1, si può recuperare la posizione tridimensionale di un punto, infatti esso non sarà caratterizzato solo da coordinate bidimensionali, come nel caso 2D, ma sarà caratterizzato anche da una terza dimensione. Se si hanno come punti immagine (p,q') , allora il punto sarà Q ; mentre se si hanno i punti immagine (p,r') , allora si avrà il punto R .

3.1.1 Geometria di un sistema stereo visione

La Fig.3.2 presenta una schematica della geometria per un tipico sistema stereo visione a due telecamere. Le trasformazioni da un sistema di riferimento ad un altro possono essere scritte come segue:

$$\begin{aligned} [\mathbf{T}]_{\mathbf{R}_W-\mathbf{R}_C} &= [\mathbf{T}] = \begin{bmatrix} R & t \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \\ [\mathbf{T}]_{\mathbf{R}_C-\mathbf{R}_{C'}} &= [\mathbf{T}_S] = \begin{bmatrix} R & t \\ 0 & 1 \end{bmatrix}_S \\ [\mathbf{T}]_{\mathbf{R}_W-\mathbf{R}_{C'}} &= [\mathbf{T}'] = \begin{bmatrix} R & t \\ 0 & 1 \end{bmatrix}_{C'} \end{aligned} \quad (3.1)$$

Dove, $[\mathbf{T}]$ è la trasformazione dal un sistema di riferimento generico R_W a quello della telecamera sinistra R_C . Similmente $[\mathbf{T}']$ è la trasformazione dal sistema R_W a quello della telecamera destra $R_{C'}$. Infine $[\mathbf{T}_S]$ è la trasformazione da R_C a $R_{C'}$. Le trasformazioni richiedono sia rotazioni che traslazioni, il tensore delle rotazioni è $[\mathbf{R}]$ e il vettore delle traslazioni \mathbf{t} :

$$\mathbf{t} = \begin{Bmatrix} t_x \\ t_y \\ t_z \end{Bmatrix} \quad [\mathbf{R}] = \begin{bmatrix} R_{11} & R_{12} & R_{13} \\ R_{21} & R_{22} & R_{23} \\ R_{31} & R_{32} & R_{33a} \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

Le trasformazioni seguono la seguente relazione:

$$[\mathbf{T}_S][\mathbf{T}] = [\mathbf{T}'] \quad (3.3)$$

Se si considera un punto nel sistema di riferimento R_W : \mathbf{M} , di coordinate

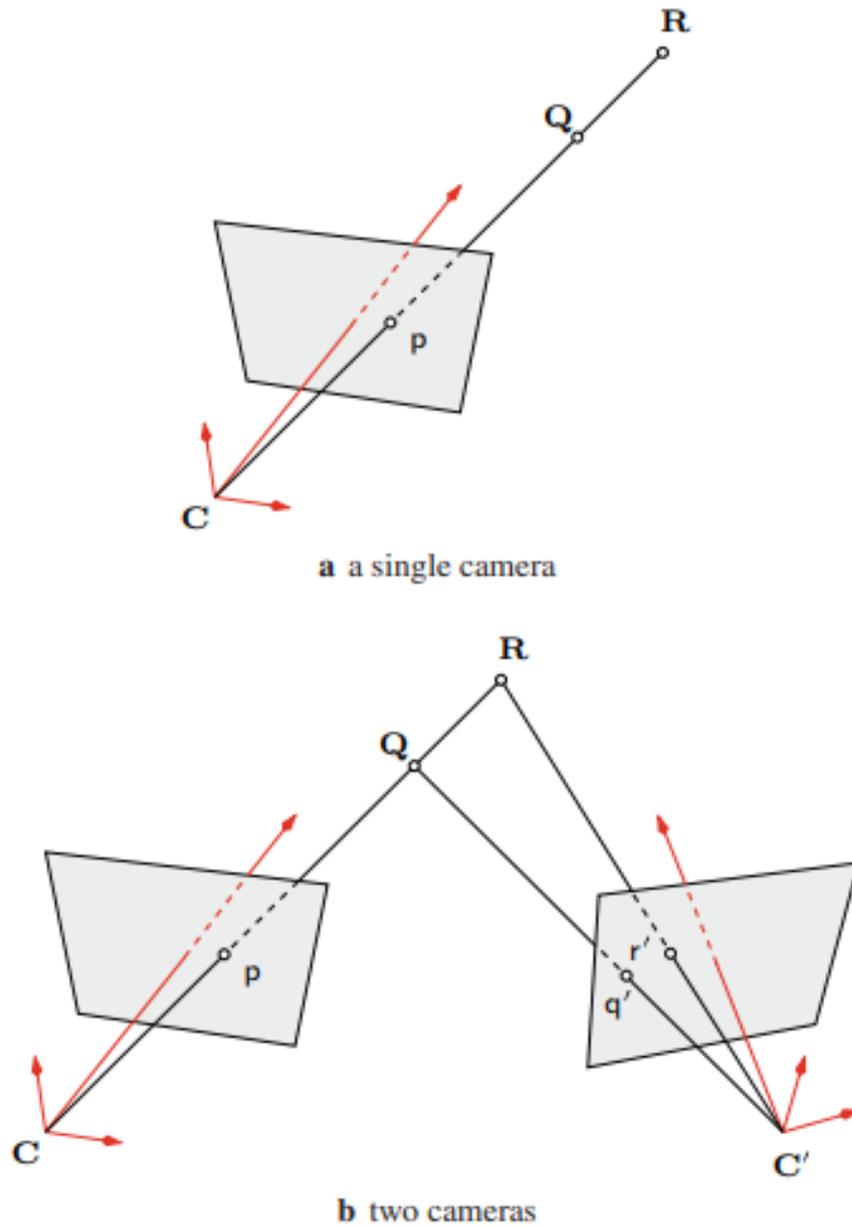


Figura 3.1: singola camera e doppia camera nel DIC

(X_W, Y_W, Z_W) , utilizzando le seguenti forme omogenee per la posizione 3D, $\tilde{\mathbf{M}}$, la posizione rilevata dalla camera posizionata sulla sinistra, $\tilde{\mathbf{m}}$ e la corrispondente posizione rilevata dalla camera posizionata sulla destra, $\tilde{\mathbf{m}}'$ si ottengono le seguenti

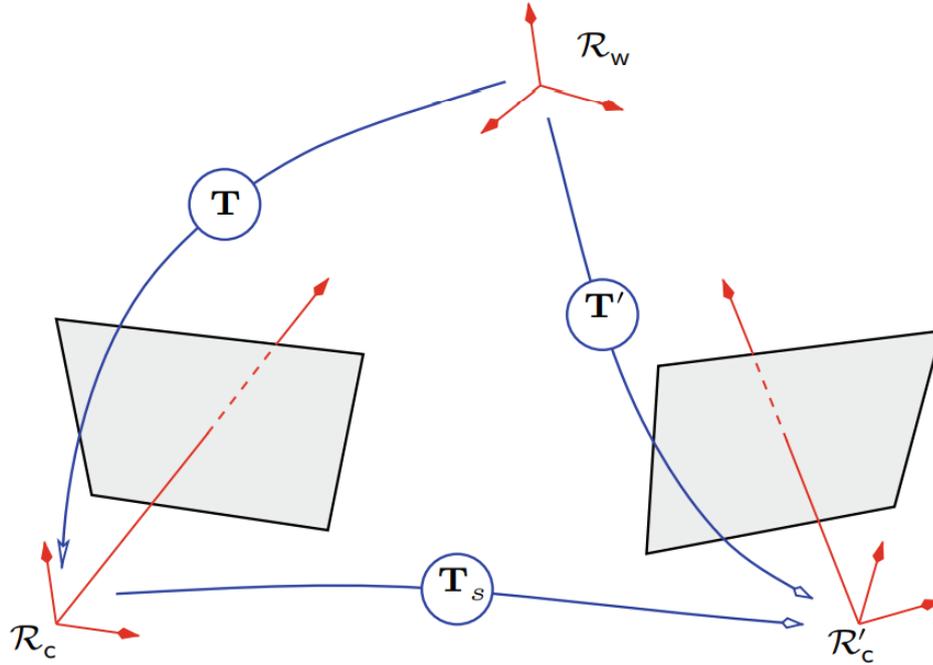


Figura 3.2: Sistemi di riferimento associati ad un sistema stereo visivo e le tre trasformazioni per cambiare sistema di riferimento

equazioni per ottenere le posizioni rilevate dalle due camere:

$$\begin{aligned}\tilde{\mathbf{m}} &= [\mathbf{K}] \cdot [\mathbf{T}] \cdot \tilde{\mathbf{M}} \\ \tilde{\mathbf{m}}' &= [\mathbf{K}]' \cdot [\mathbf{T}]' \cdot \tilde{\mathbf{M}}\end{aligned}\quad (3.4)$$

Dove le matrici $[\mathbf{K}]$ e $[\mathbf{K}]'$ comprendono i parametri di scalatura pixel sistema di misura di lunghezza delle telecamere.

3.2 Prova sperimentale DIC 2D

La prima prova effettuata è stata una prova che sfrutta il sistema DIC 2D, si è scelto di usare questo sistema in quanto ha un set up più veloce rispetto al 3D, poiché non necessita della fase di calibrazione delle telecamere. Nel caso in cui si riscontrasse l'inedeguatezza di questo sistema a causa di deformazioni fuori dal piano del provino si sarebbe successivamente passati ad effettuare un'altra prova con il sistema 3D. Per la prova sono state usate le seguenti attrezzature:

- Sistema di test servo-idraulico Instron 8801: che è un sistema che può raggiungere carichi fino a 100 kN che comprende al suo interno vari sensori come una cella di carico da 100 kN e un sensore di posizione LVDT per rilevare la corsa dell'attuatore idraulico.
- Centralina oleodinamica (HPU *Hydraulic Power Unit*) Instron 3520 series: che è l'elemento di potenza oleodinamica della Instron 8801. Presenta una pressione operativa di 207 bar.
- Chiller: questo componente è stato collegato alla HPU in modo da poter lavorare con temperature adeguate dell'olio. La temperatura del fluido durante la prova era circa 37 °C.
- Telecamera: è stata utilizzata una telecamera isi-sys con risoluzione di 2448 x 2048 posizionata perpendicolarmente alla superficie del provino in modo da estrapolare una mappa delle deformazioni monodimensionale del provino.
- Sistema di acquisizione: sono stati usati due sistemi di acquisizione collegati, uno è stato usato per acquisire i parametri del sensore del sistema di test, in particolare sono state acquisite le informazioni della cella di carico e del sensore di posizione della corsa dell'attuatore, l'altro per l'acquisizione delle informazioni ricavate dalle immagini scattate dalla telecamera.

Per analizzare i dati acquisiti dalle schede di acquisizione sono stati utilizzati i software Instron Bluehill Universal e Vic-3D per acquisire ed analizzare rispettivamente la curva di carico in funzione della corsa e le mappe di deformazione del provino.

3.2.1 Modalità di prova

La prima parte della procedura della prova sperimentale è stata la preparazione del pattern nella parte superiore del provino, corrispondente alla parte visibile durante la prova in compressione quasi statica, infatti la parte inferiore del provino è coperta dal supporto e non può essere utilizzata per fare una DIC. Per la realizzazione del pattern randomico sulla superficie del provino in materiale composito si è utilizzata inizialmente una vernice bianca per creare uno sfondo con un contrasto elevato, condizione che facilita il processo di DIC, dopodiché tramite un aerografo si è proceduto a creare un pattern randomico con una serie di piccoli puntini neri sulla superficie del provino. Una volta montato il provino nel supporto si è proceduto alla sistemazione delle luci, infatti l'illuminamento del provino è importante in quanto la luce deve essere ben diffusa, se così non fosse la telecamera potrebbe rilevare differenti luminosità sul provino e portare a problemi di acquisizione. La prova è stata impostata in modo da avere uno spostamento dell'impattatore ad



(a) Sistem di test servo idraulico Instron 8801



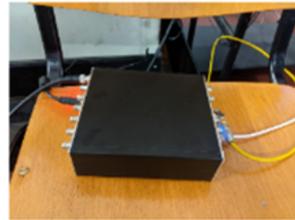
(b) HPU Instron 3520 Series



(c) Chiller



(d) Telecamera



(e) Sistema di acquisizione

Figura 3.3: Attrezzatura utilizzata per l'attività sperimentale nei laboratori del DIMEAS (Dipartimento di Ingegneria Meccanica e Aerospaziale) del Politecnico di Torino.

una velocità costante di 10 mm/min, i sistemi di acquisizione sono stati impostati con una frequenza di acquisizione pari a 20 Hz.

3.3 Risultati attività sperimentale

Dalla scheda di acquisizione collegata alla cella di carico è stato possibile ricavare la curva carico-corsa dell'attuatore, come riportato nella Fig. 3.6, nella quale si evidenzia la rottura del provino quando l'attuatore raggiunge una corsa di 1.7 mm e un carico di 49500 N.

Questi valori di corsa e carico di rottura possono essere confrontati con quelli restituiti dai modelli numerici: quello con geometria completa e quello con geometria



Figura 3.4: Preparazione del pattern sul provino tramite areografo.

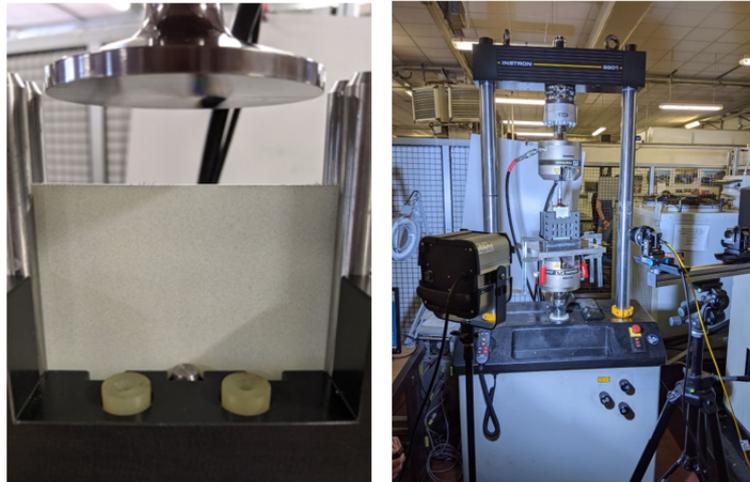


Figura 3.5: A sinistra è presente un dettaglio del provino verniciato montato sul supporto, a destra viene presentato il sut-up della prova sperimentale.

semplificata. Trovare il carico di rottura del provino nella simulazione numerica non è immediato, infatti, sebbene la simulazione restituisca un IRF, esso non ci dice chiaramente se c'è o meno rottura dell'intero provino, ma è un indice del danneggiamento del provino in una specifica area senza fornire informazioni sull'avvenuto collasso dell'intero provino. Ai fini della prova di crash, infatti, un danneggiamento localizzato è tollerabile, mentre ciò che si desidera evitare è la rottura del provino su tutta la larghezza interessata dal contatto con l'impattatore. In oltre, trattandosi di una simulazione strutturale statica, non sono presenti le

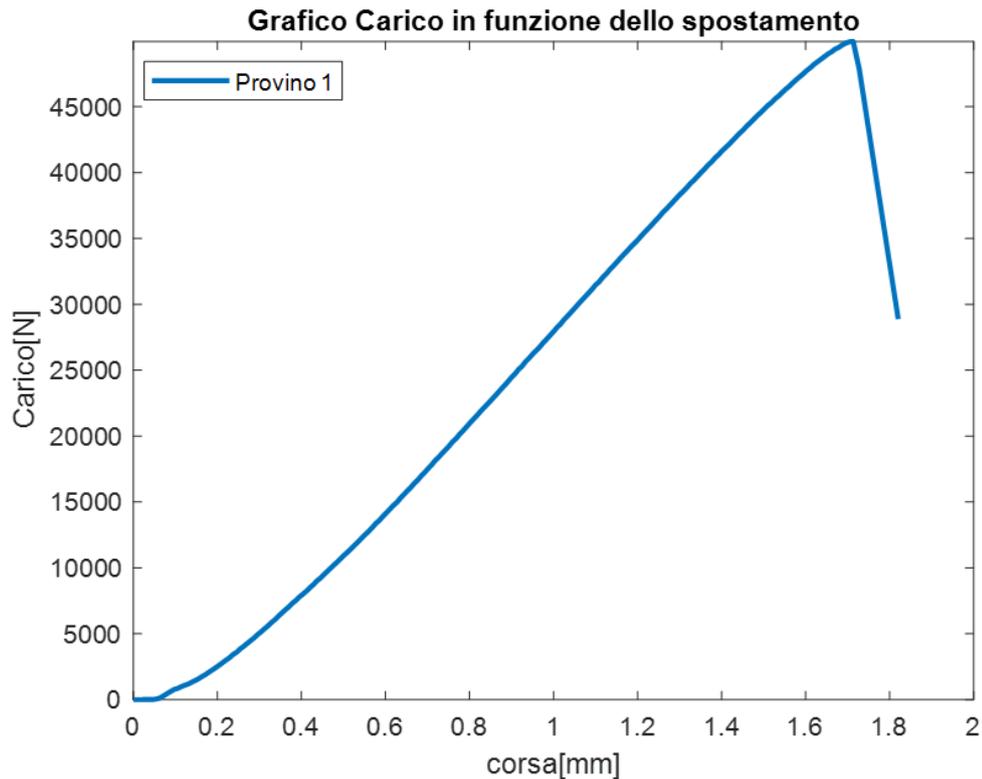


Figura 3.6: Grafico corsa-carico della prova sperimentale.

informazioni di come il provino si comporta dopo il danneggiamento.

Però nella simulazione completa si verifica un'instabilità che può essere presa come istante in cui si rompe il provino, infatti l'IRF quando si presenta il *buckling* passa dall'essere localizzato con valori poco più alti dell'unità ad essere esteso su una vasta regione del provino con valori molto maggiori dell'unità. L'instabilità e quindi la rottura, avviene, nella simulazione completa, quando si ha una corsa pari 1.58 mm e un carico di 57000 N. Questi sono valori del tutto accettabili presentando errori relativi del 6 % e del 16 % rispetto alla prova sperimentale, per la corsa e il carico di rottura rispettivamente. Se si considera che durante le varie prove in quasi statica effettuate si è riscontrato una variabilità del valore del carico di rottura anche del 20 %, dovuti principalmente al fatto che i provini, pur essendo sempre dello stesso materiale, non hanno caratteristiche a resistenza perfettamente uniformi neanche all'interno di uno stesso lotto, il risultato della simulazione risulta buono per quanto riguarda la deformazione e il carico di rottura. Un altro indizio che mostra la validità del modello completo nel predire la rottura del provino è mostrato nella Fig. 3.8 che mostra un confronto tra la modalità di rottura del provino utilizzato nella prova sperimentale e i risultati della simulazione

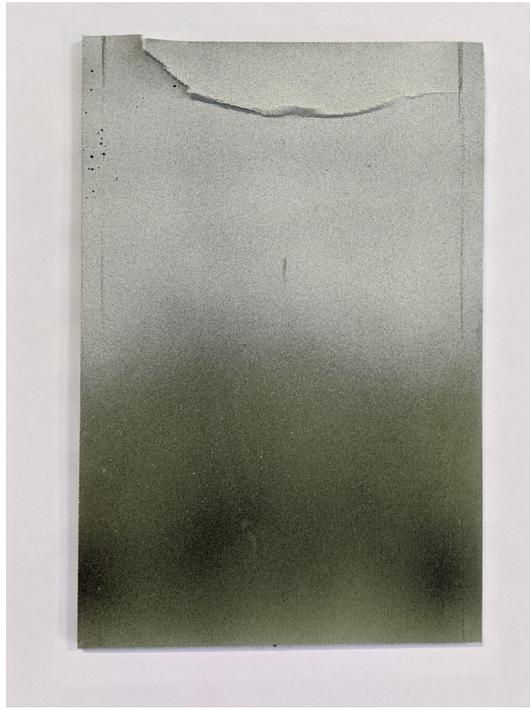
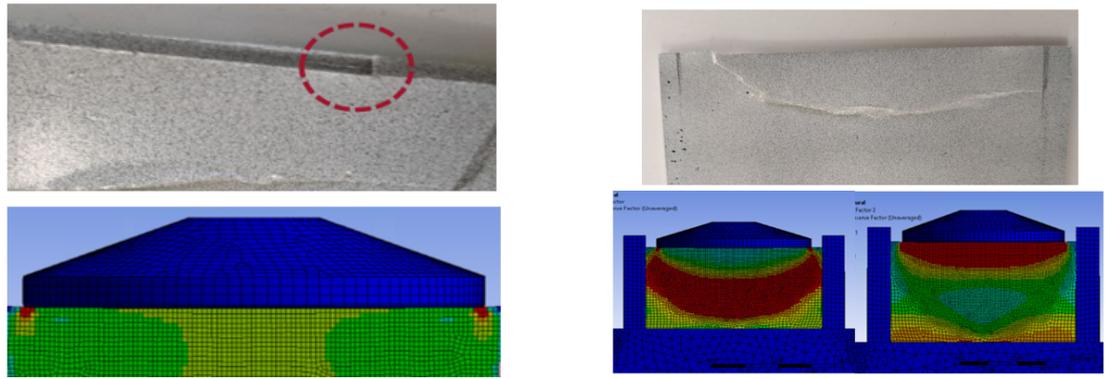


Figura 3.7: Provino che presenta rottura dopo la prova.

agli elementi finiti. Nella figura a sinistra (a) si evidenzia un danneggiamento nella parte superiore del provino per tranciatura in concomitanza del diametro esterno dell'insero del percussore, il medesimo danneggiamento è presente nella simulazione numerica dove a 0.4 s prima dell'instabilità è presente un $IRF > 1$ nello stessa zona. Nella figura a destra (b) si evidenzia che a causa dell'instabilità si ha una rottura catastrofica del provino sulla parte superiore del provino, nella simulazione numerica l'IRF mostra una rottura molto simile a quella riscontrata nella prova sperimentale.



(a) Danneggiamento del provino per indentazione dovuta al contatto con l'impattatore (sopra), IRF della simulazione numerica 0.4 s prima che si presenti l'instabilità.

(b) Foto della rottura del provino durante la prova sperimentale (sopra), IRF della simulazione dopo l'instabilità sulle due facce del provino.

Figura 3.8: Confronto fra rottura del provino durante la prova sperimentale e risultati IRF del modello numerico.

Grazie all'utilizzo della DIC è stato possibile ricavare anche mappa di deformazione verticale ϵ_{yy} (ovvero nella direzione di applicazione del carico) del provino durante la prova sperimentale (Fig.3.9).

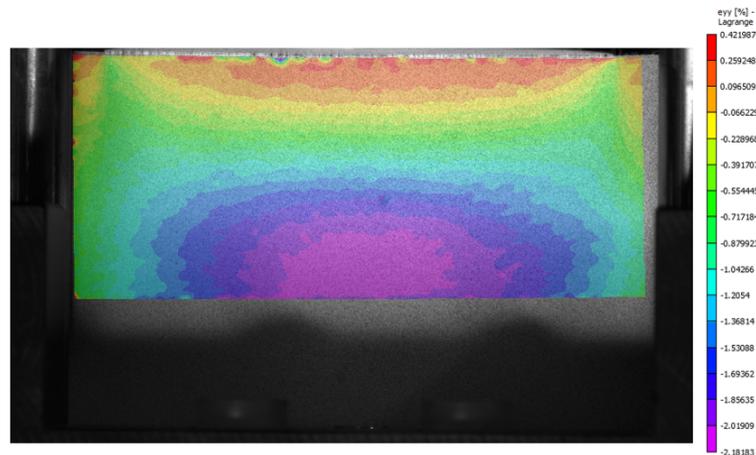


Figura 3.9: Mappa di deformazione ottenuta mediante la DIC 2D.

In questo caso i risultati non sono soddisfacenti in quanto la mappa ricavata dal sistema DIC 2D mostra un andamento molto diverso da quello ottenuto nella simulazione numerica (Fig.2.11) e lontano dalla realtà fisica del problema, infatti si evidenzia che nella zona del contatto con l'impattatore, dove il provino è sottoposto

ad un carico di compressione, il sistema DIC 2D mostra una mappa con una zona di deformazione di trazione.

I risultati inesatti ottenuti dalla DIC 2D sono spiegabili dal fatto che il provino sperimenta un'instabilità al carico di punta che porta ad una deformazione fuori dal piano; poiché la tecnica DIC 2D riesce a rilevare solo deformazioni nel piano, quando si verifica uno spostamento perpendicolare alla faccia del provino il sistema non riesce più a seguire le deformazioni del provino compromettendo l'attendibilità dei risultati. Questo risultato non deve sorprendere dato che la modalità di rottura che presenta il provino (Fig.3.8) è tipica del fenomeno di instabilità al carico di punta.

Per avere mappe di deformazioni attendibili è necessario effettuare una prova con l'ausilio della DIC 3D, che invece ha la peculiarità di cogliere anche gli spostamenti fuori dal piano.

3.4 Prova sperimentale DIC 3D

I risultati insoddisfacenti delle mappe di deformazione ottenute con DIC 2D sono riconducibili al fatto che il provino sperimenta una deformazione fuori dal piano dovuta ad un'instabilità al carico di punta. Per avere delle mappe di deformazioni attendibili è necessario eseguire la stessa prova descritta nel paragrafo precedente, ma invece che usare un sistema DIC 2D con una singola telecamera utilizzare un sistema composto da due telecamere in grado di rilevare anche spostamenti fuori dal piano. Il set up utilizzato per la prova è molto simile al precedente, in questo caso però c'è una telecamera in più. Le due telecamere non vengono posizionate perpendicolarmente alla superficie del provino, ma sono disposte con inclinazioni differenti, come spiegato nel paragrafo 3.1.1, questa disposizione permette di ottenere mappe di deformazioni tridimensionali. Un'altra differenza rispetto alla prova precedente risiede nel fatto che la procedura DIC 3D prevede anche una fase di calibrazione delle telecamere, questa operazione viene effettuata tramite una piastrina che presenta dei puntini neri sulla superficie, la piastrina di calibrazione viene mossa e orientata nello spazio e le telecamere facendo un *tracking* dei puntini neri presenti su di essa e mediante un software di calibrazione vengono tarate in modo da riuscire a lavorare in maniera coordinata così da rilevare deformazioni fuori dal piano.

La curva carico-spostamento ottenuta da questa prova è molto simile a quella ottenuta nella prova del DIC 2D ed è in linea con i risultati ottenuti dal modello numerico (d'altronde la curva carico-spostamento non dipende ovviamente dalla modalità con cui si acquisiscono le mappe di deformazione).

Però il vantaggio dell'utilizzo della DIC 3D è stato quello di ricavare delle mappe di deformazione del provino attendibili.

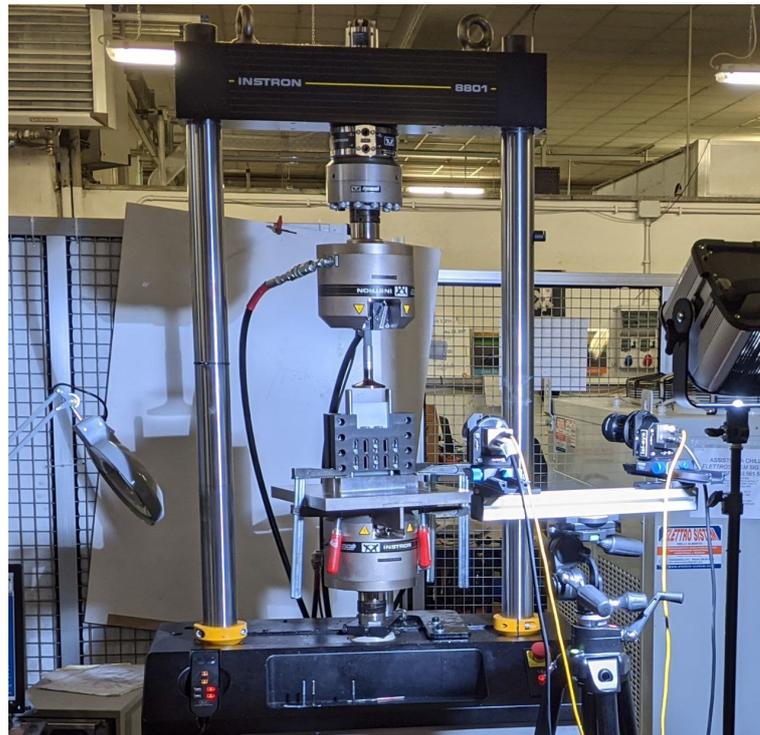


Figura 3.10: Sut-up della prova sperimentale con le due telecamere del sistema DIC 3D.

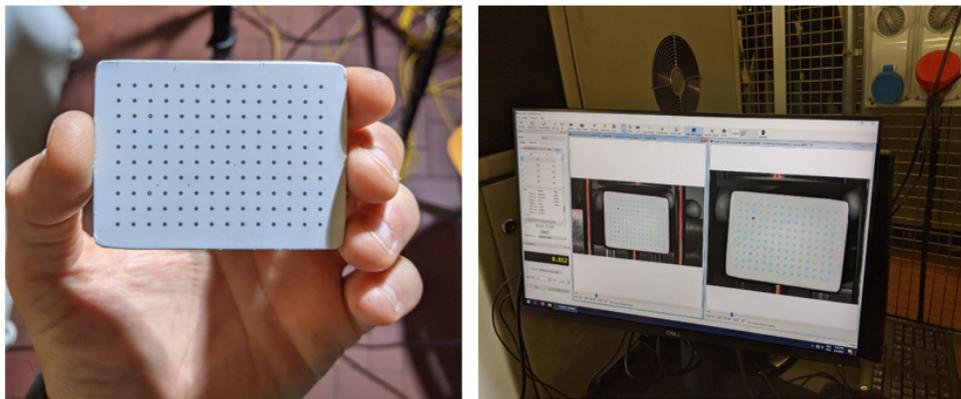


Figura 3.11: A sinistra viene presentata la piastrina utilizzata per la calibrazione a destra vi è un immagine del software di calibrazione.

Una volta eseguita la prova sperimentale si è passati alla fase di elaborazione delle immagini acquisite dalle telecamere per ottenere le mappe di deformazione del provino, per svolgere questo compito si è utilizzato il software VIC-3D, grazie al

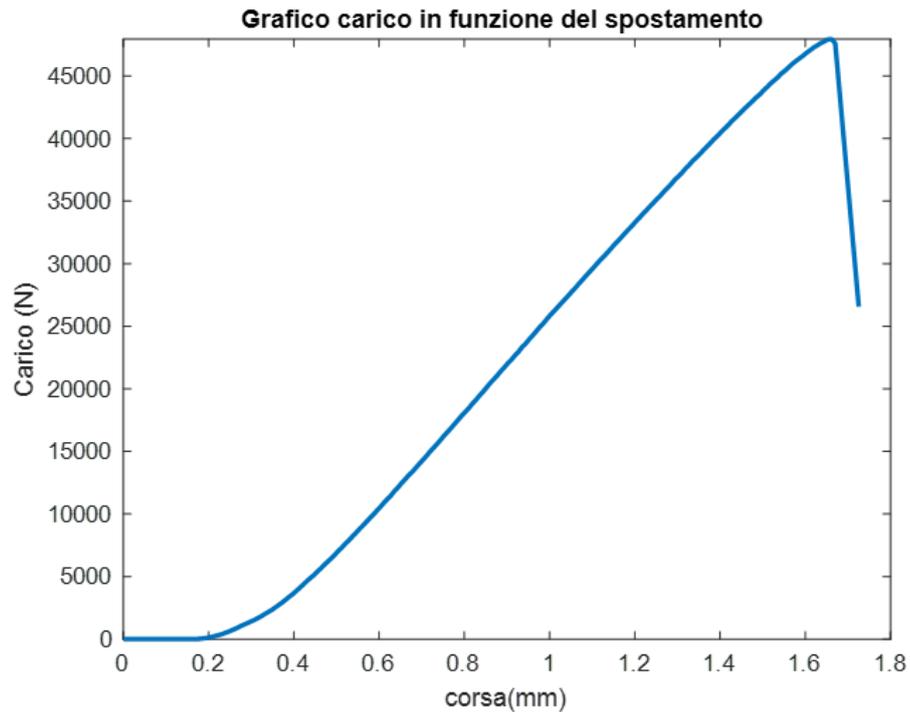


Figura 3.12: Curva del carico in funzione dello spostamento della prova sperimentale con sistema DIC 3D.

quale è stato possibile ricavare una storia temporale delle deformazioni. Nella Fig. 3.13 viene presentata la storia temporale della deformazione verticale ϵ_{yy} , mentre nella Fig. 3.14 vi è una rappresentazione 3D della deformazione fuori dal piano (W) della superficie del provino, da quest'ultima è evidente che lo spostamento fuori dal piano non è assolutamente trascurabile confermando la presenza del fenomeno di *buckling* che era presente anche nella simulazione numerica con geometria completa, in oltre uno spostamento fuori dal piano così rilevante conferma l'ipotesi sull'inattendibilità dei risultati ottenuti con la prova effettuata con DIC 2D.

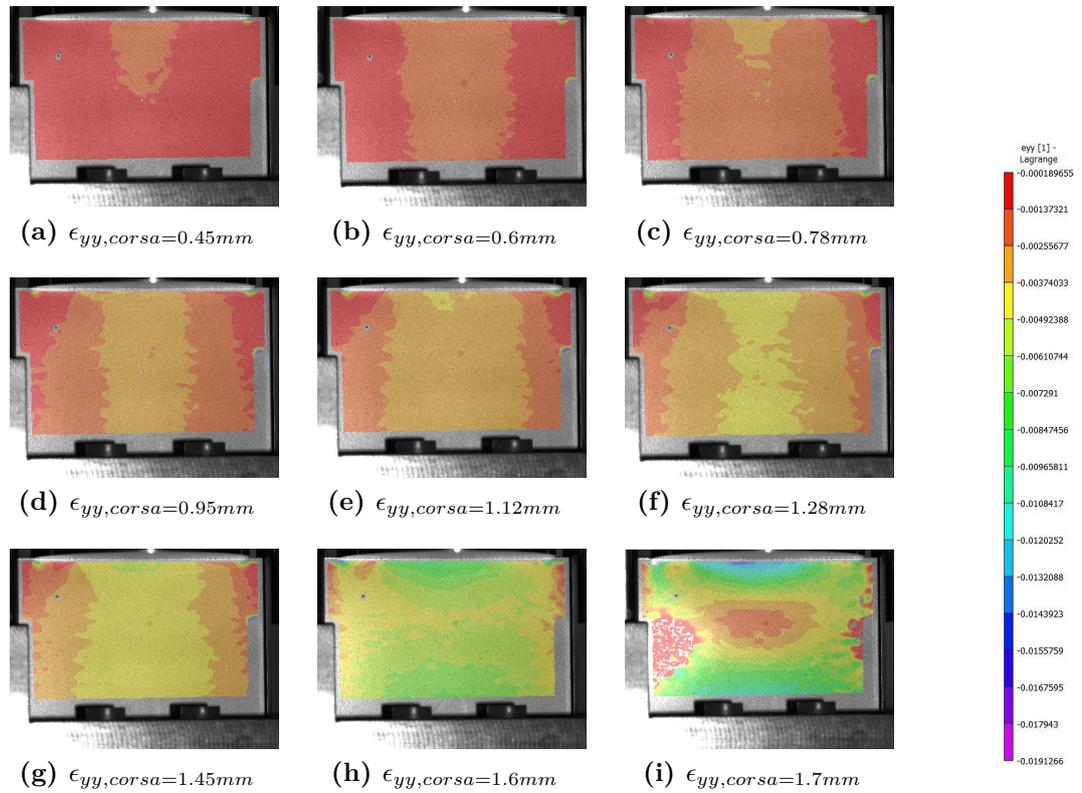


Figura 3.13: Mappe di deformazione ϵ_{yy} (direzione verticale, corrispondente all'applicazione del carico), da una corsa di 0.45 mm all'istante prima della rottura del provino, ottenute dalla DIC 3D.

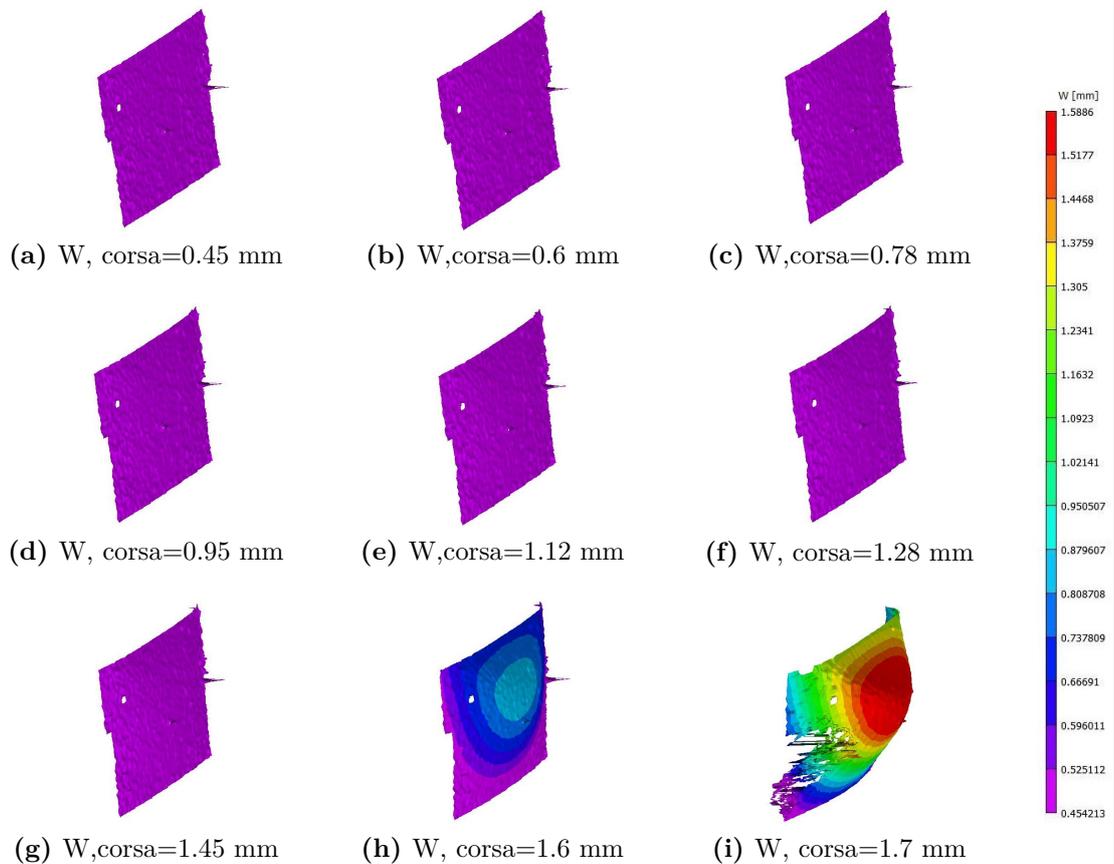


Figura 3.14: Mappe di deformazione fuori dal piano, da una corsa di 0.45 mm all'istante prima della rottura del provino, ottenute dalla DIC 3D.

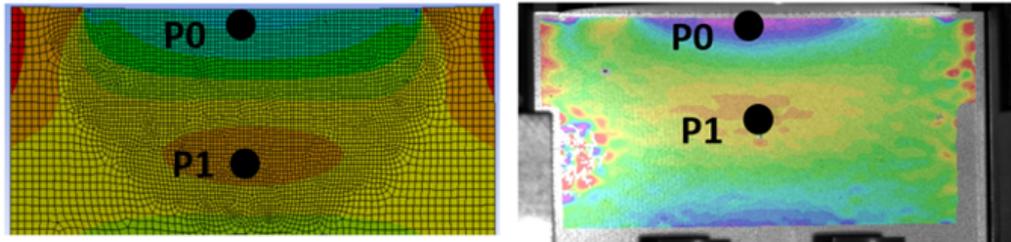
Dalla Fig. 3.13 si osserva che all'aumentare della corsa dell'attuatore aumenta il carico sul provino e si ha una deformazione di compressione sempre maggiore. La deformazione a compressione è maggiore nella parte centrale del provino, questo risultato è prevedibile visto che l'inserto utilizzato presenta una curvatura. È interessante osservare che il trend evidenziato cambia quando si raggiunge una corsa di 1.6 mm dove la deformazione si può dividere in tre zone: nella parte superiore del provino c'è una deformazione a compressione elevata, nella parte centrale si ha una deformazione minore, mentre nella parte inferiore la deformazione cresce nuovamente. Questo fenomeno è maggiormente visibile per una corsa pari a 1.7 mm, proprio prima della rottura. Questo cambio di comportamento è indice che è avvenuta l'instabilità, infatti poco dopo il provino cede in maniera irreversibile. Questo tipo di deformazione è tipica dell'instabilità dovuta al carico di punta agente su una piastra [13].

Le mappe restituite dalla DIC possono essere confrontate dalle mappe ottenute nella simulazione numerica con geometria completa Fig. 2.11, da questo confronto si evidenzia un andamento delle deformazioni molto simile.

Il fenomeno di *buckling* evidenziato dalla Fig. 3.13 viene confermato anche dalla Fig. 3.14, infatti si osserva chiaramente che fino ad una corsa di 1.45 mm non si evidenzia una deformazione fuori dal piano consistente, mentre quando si arriva ad una corsa di 1.6 mm lo spostamento fuori dal piano, effetto dell'instabilità, risulta evidente e porta a rottura il provino. Risulta evidente che la formazione di un doppio gradiente nella deformazione verticale del provino porti ad avere una deformazione fuori dal piano e questo fenomeno sia dovuto all'instabilità. Da un confronto fra le mappe di deformazione ottenute con la DIC e quelle delle simulazioni si osserva che, sia la simulazione completa sia quella con geometria semplificata, risultano molto accurate e restituiscono gli stessi risultati della prova sperimentale prima dell'instabilità, mentre la simulazione completa descrive anche questo fenomeno accuratamente risultando valida sia prima che dopo l'instabilità, la simulazione semplificata non presenta il fenomeno di instabilità e quindi la sua validità viene meno quando si presenta il *buckling*.

Le mappe di deformazioni ottenute dalla DIC 3D prima della rottura, ovvero a una corsa di 1.6 mm dell'impattatore, vengono confrontate con quelle ottenute dalla simulazione numerica per verificare che siano coerenti i valori ottenuti dalla simulazione numerica rispetto ai risultati della simulazione sperimentale:

- Mappa di deformazione ϵ_{yy} (direzione verticale, corrispondente all'applicazione del carico): per fare un confronto fra le due mappe si sono selezionati due punti di interesse, il punto P0 è il punto dove il provino subisce una deformazione a compressione massima ed è posizionato nella parte superiore del provino. Invece il punto P1 è il punto posizionato nella parte centrale del provino. Come si può osservare le due mappe presentano andamenti di deformazione

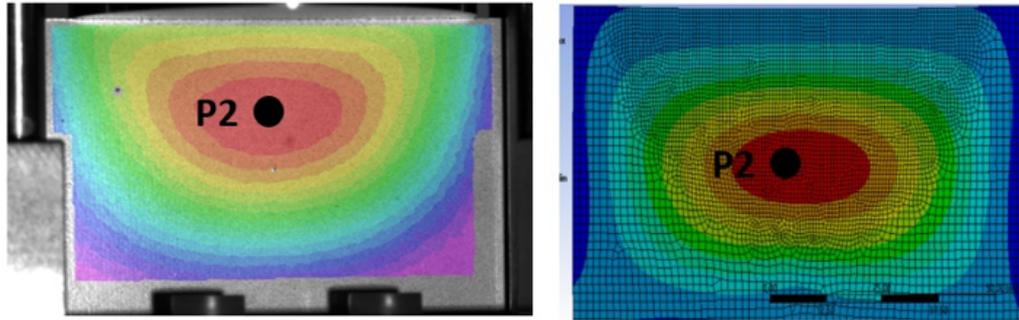


Deformazione verticale: ϵ_{yy}	Prova sperimentale	Simulazione numerica	errore relativo percentuale
P0	-0,01425	-0,0127	10,97 %
P1	-0,00188	-0,0018	5,53 %

Figura 3.15: Confronto fra mappa di deformazione verticale ottenuta con DIC 3D e dalla simulazione numerica

molto simili e anche i valori numerici nei punti considerati hanno una buona corrispondenza. L'errore presente fra le due mappe risulta accettabile e può essere dovuto a numerose cause, una delle quali è sicuramente una non precisa definizione dei parametri del materiale nella simulazione numerica.

- Mappa dello spostamento fuori dal piano: in questo caso si è scelto di considerare un solo punto P2 che corrisponde al punto dove si ha il massimo spostamento fuori dal piano.



Spostamento fuori dal piano	Prova sperimentale (mm)	Simulazione numerica (mm)	errore relativo percentuale
P2	0,84	0,9742	15,97 %

Figura 3.16: Confronto fra mappa dello spostamento fuori dal piano ottenuta con DIC 3D e dalla simulazione numerica

Dal confronto fra i risultati sperimentali e quelli ottenuti dalla simulazione agli elementi finiti si può concludere che i risultati della simulazione numerica sono attendibili. In oltre la simulazione numerica a geometria completa descrive bene il fenomeno del *buckling* riscontrato nella prova sperimentale.

Avendo validato i risultati della simulazioni numerica quest'ultima può essere usata per costruire un *Design of experiment* con lo scopo di cercare di ottimizzare i parametri geometrici dell'impattatore, che sarà l'argomento del prossimo capitolo.

Capitolo 4

Ottimizzazione dell'impattatore

Dopo aver verificato, tramite le prove sperimentali, la validità del modello numerico, con l'ausilio di quest'ultimo, si vuole identificare quale sia il raggio di curvatura dell'impattatore che nelle varie condizioni di una prova sperimentale di crash minimizzi l'IRF sulla parte superiore del provino. Ovvero riduca l'effetto di concentrazione di stress sul provino riducendo la possibilità di ottenere una rottura nella parte superiore. Questo viene fatto in quanto in alcune prove sperimentali si è riscontrato che alcuni provini (fig.1.4) hanno avuto una rottura per tranciatura dovuta al contatto con l'impattatore, questo tipo di rottura non è desiderata in quanto va inficiare il calcolo della SEA.

Come prima cosa si sono identificati i fattori che nelle prove sperimentali possono avere un' influenza sullo stress del provino:

- Spessore del provino: il supporto è stato realizzato con l'intento di poter testare provini con spessori variabili da 2 a 10 mm.
- Materiale del provino: si possono utilizzare diversi provini compositi sia per quanto riguarda il materiale della matrice e delle fibre sia per le diverse orientazioni delle fibre.
- Punto di applicazione del carico: a causa dei giochi della torre di caduta, l'impattatore può impattare il provino con un offset fino a 2,5 mm sia nella direzione normale alla superficie del provino (direzione z) sia nella direzione perpendicolare (direzione x).

Al fine di identificare i parametri con maggiore influenza sull'IRF del provino si è fatta una *sensitivity analysis* in cui si è organizzato un *design of experiment* (DOE) dove si sono fatti variare questi parametri nella simulazione numerica, con

l'intento di mantenere solo quei fattori che avessero un' influenza significativa con l'IRF.

I parametri inclusi nel DOE sono dunque: lo spessore del provino, il punto di applicazione del carico e il raggio di curvatura della testa dell'impattatore; il parametro di output invece è il valore massimo dell'IRF nella parte superiore del provino. Tra i parametri di input della *sensitivity analysis* non è presente il materiale del provino, in quanto si è già riscontrata l'influenza di questo parametro sull'IRF. Infatti nelle prove sperimentali condotte precedentemente (qui non riportate) si è osservato che cambiando materiale c'è una risposta diversa dell'IRF (per esempio la fibra di carbonio è meno soggetta al fenomeno dell'indentazione rispetto alla fibra di vetro). L'obiettivo del progetto è ottimizzare il raggio di curvatura dell'impattatore per differenti materiali compositi nelle differenti condizioni di prova.

Le simulazioni numeriche effettuate per realizzare la *sensitivity analysis* sono state effettuate mediante il modello con geometria semplificata, in quanto in questo caso si è interessati ad analizzare il fenomeno dell'indentazione e non quello del *buckling*. In oltre questo modello ha il vantaggio di essere meno oneroso dal punto di vista del tempo computazionale. A differenza del modello precedentemente visto nel capitolo 2 in questo caso alla testa dell'impattatore non è stato imposto uno spostamento a velocità costante, ma un carico di 10 kN che viene trasmesso al provino tramite il contatto. Al variare dello spessore il carico è stato fatto variare linearmente, questo è il risultato di alcune prove di crash effettuate con provini in FR4 con spessori diversi, dove qui vengono solamente riportati i risultati di queste prove (Fig.4.1):

4.1 Risultati ottenuti dal DOE

Per capire quali fattori includere nella ricerca di un raggio di curvatura ottimale è stato realizzato un DOE in cui i parametri sono stati fatti variare come riportato nella Fig.4.1

Il DOE è un *full-factorial design* in cui i vari livelli sono stati combinati per un totale di 162 prove, il tempo computazionale impiegato è stato di circa cinque giorni.

Questo studio preliminare dei fattori maggiormente influenti sull'IRF della parte superiore del provino ha l'utilità di risparmiare tempo computazionale per i successivi DOE in cui si andranno a studiare le correlazioni dei fattori maggiormente significativi rispetto a diverse tipologie di materiali.

Per effettuare l'analisi statistica si è usato il software Minitab.

Per determinare se l'associazione tra la risposta e ogni fattore è statisticamente significativa, bisogna confrontare il p-value del fattore con il livello di significatività per valutare l'ipotesi nulla. L'ipotesi nulla è che il coefficiente del fattore sia uguale

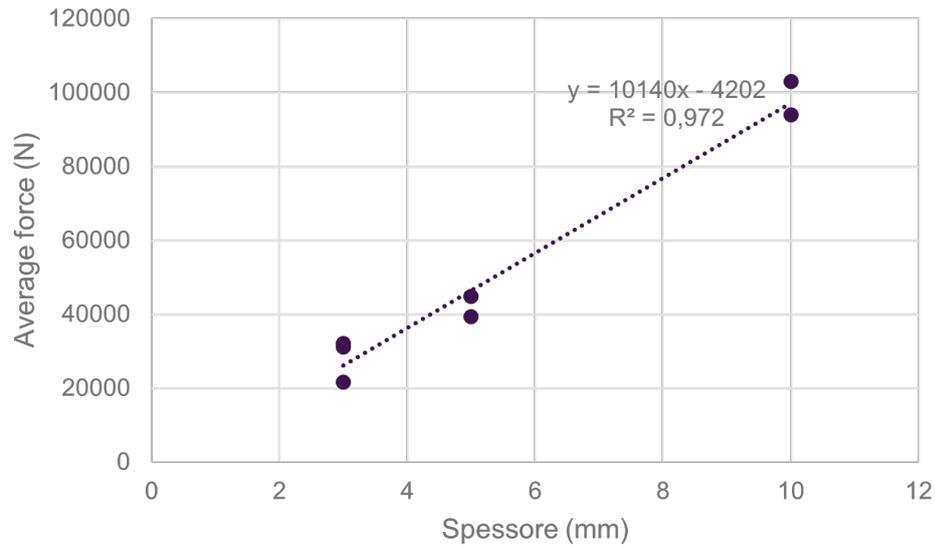


Figura 4.1: Andamento della forza media misurata durante una prova di crash al variare dello spessore del provino testato.

Fattore	Numero di livelli	Livelli	Unità di misura
Spessore provino	3	2; 6; 10	mm
Offset applicazione carico nella direzione x	3	0; 1.25; 2.5	mm
Offset applicazione carico nella direzione z	3	0; 1.25; 2.5	mm
Raggio impattatore	6	0.5; 22; 106; 138; 241; 250	m

Tabella 4.1: Fattori e relativi livelli.

a zero, il che implica che non esiste alcuna associazione tra il fattore e la risposta. Di solito, un livello di significatività (indicato come α o alfa) di 0,05 funziona bene. Un livello di significatività di 0,05 indica un rischio del 5% di concludere che un'associazione esiste quando in realtà non esiste un'associazione effettiva.

- $P - value \leq \alpha$: l'associazione è statisticamente significativa. Se il p-value è minore o uguale al livello di significatività, è possibile concludere che esiste un'associazione statisticamente significativa tra la variabile di risposta e il termine.
- $P - value > \alpha$: l'associazione non è statisticamente significativa. Se il p-value è maggiore del livello di significatività, non è possibile concludere che esista

un'associazione statisticamente significativa tra la variabile di risposta e il termine.

Analysis of Variance

Source	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Model	9,1597	0,91597	5,39	0,000
Linear	8,6313	2,15782	12,70	0,000
Offset Z	0,0007	0,00074	0,00	0,948
Offset X	0,0425	0,04253	0,25	0,618
Spessore	1,6649	1,66493	9,80	0,002
Raggio	6,9231	6,92306	40,75	0,000
2-Way Interactions	0,5083	0,08472	0,50	0,809
Offset Z*Offset X	0,0053	0,00533	0,03	0,860
Offset Z*Spessore	0,0009	0,00093	0,01	0,941
Offset Z*Raggio	0,0004	0,00037	0,00	0,963
Offset X*Spessore	0,0135	0,01348	0,08	0,779
Offset X*Raggio	0,0140	0,01402	0,08	0,774
Spessore*Raggio	0,4742	0,47419	2,79	0,097
Error	25,6566	0,16991		
Total	34,8164			

Figura 4.2: risultati ANOVA.

Il diagramma di Pareto visualizza in forma grafica la dimensione dell'effetto dei fattori, per confrontare la significatività statistica degli effetti principali e di interazione.

Da quest'analisi si riscontra che l'IRF ha una variazione legata soprattutto a due fattori: spessore e raggio dell'impattatore; infatti guardando il diagramma di Pareto (Fig.4.3) e i relativi valori del p-value si osserva come questi due siano gli unici fattori statisticamente rilevanti per quanto riguarda l'influenza sull'IRF.

In particolare analizzando il grafico che mostra l'andamento dell'IRF in funzione dei vari parametri di input (Fig4.4), ottenuto tramite le medie delle risposta per ogni livello di fattore, si osserva che, variando il raggio dell'impattatore l'IRF presenta un andamento con un minimo, questo risultato è molto importante in quanto il prossimo passo sarà proprio cercare questo minimo per diverse tipologie di materiali compositi e trovare un raggio ottimale. L'altro parametro che ha significatività è lo spessore del provino, si osserva che inizialmente aumentando lo spessore l'IRF diminuisce salvo poi crescere da un determinato spessore in poi. Infine il grafico delle interazione dei fattori (Fig.4.5) mostra come l'interazione fra il raggio dell'impattatore e lo spessore del provino sia l'unico che ha un'influenza sull'IRF.

Per capire meglio come varia l'IRF in funzione del raggio di curvatura si è eseguita una simulazione numerica preliminare su un provino in vetronite FR4 di

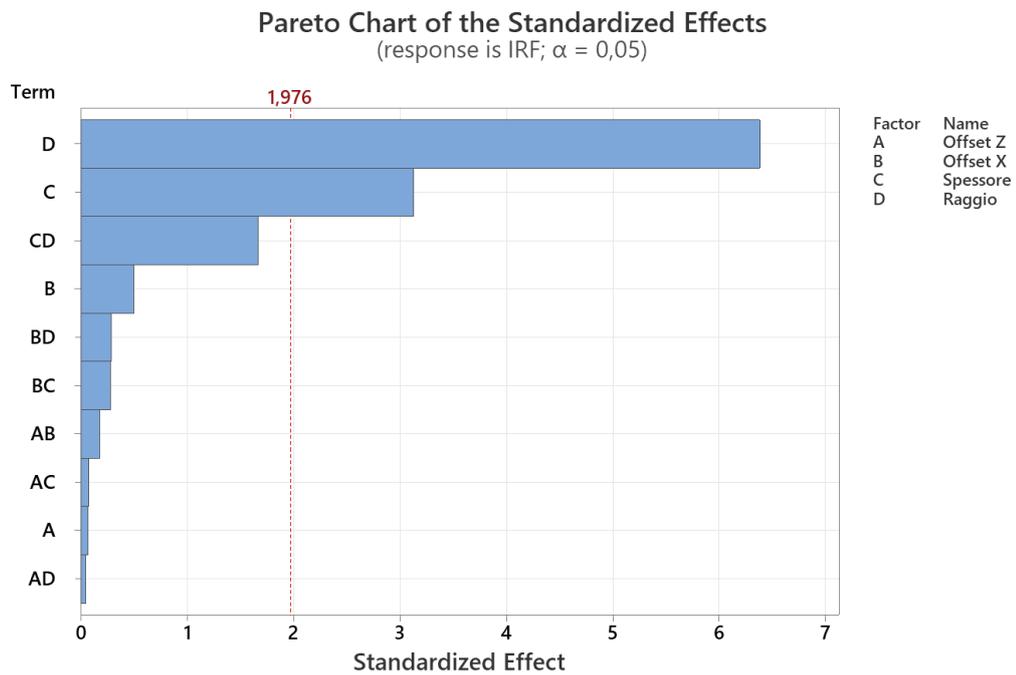


Figura 4.3: Diagramma di Pareto che mostra la dimensione dell'effetto dei fattori.

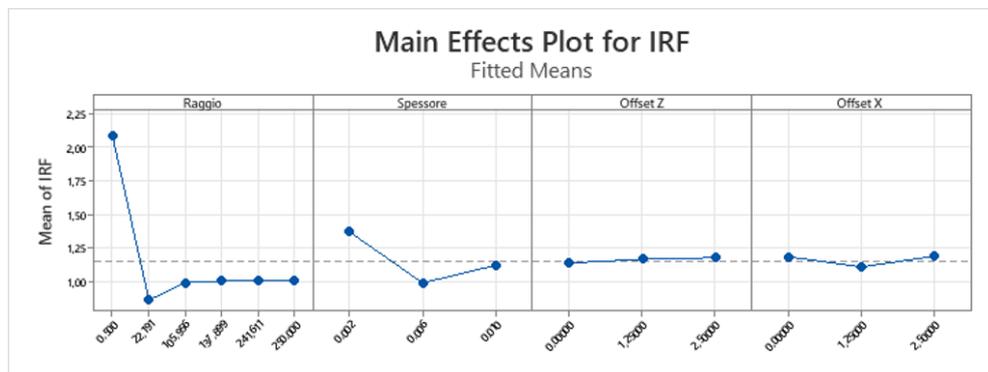


Figura 4.4: Grafico che mostra l'IRF in funzione dei vari parametri di input.

spessore 3 mm in cui si è fatto variare solo il raggio da un valore di 0.5 m a 100 m, il risultato di questa simulazione è riportato in Fig.4.6. A raggi di curvatura piccoli l'IRF è alto e localizzato nella parte centrale del provino in quanto il contatto con l'impattatore diventa quasi puntuale, essendo l'impattatore modellabile come una sfera. Mentre se si va a raggi molto grandi l'impattatore risulta circa piano e l'IRF si localizza agli apici dell'impattatore dove prevale l'effetto di tranciatura. Fra questi due effetti estremi però si osserva che c'è un raggio di curvatura che permette

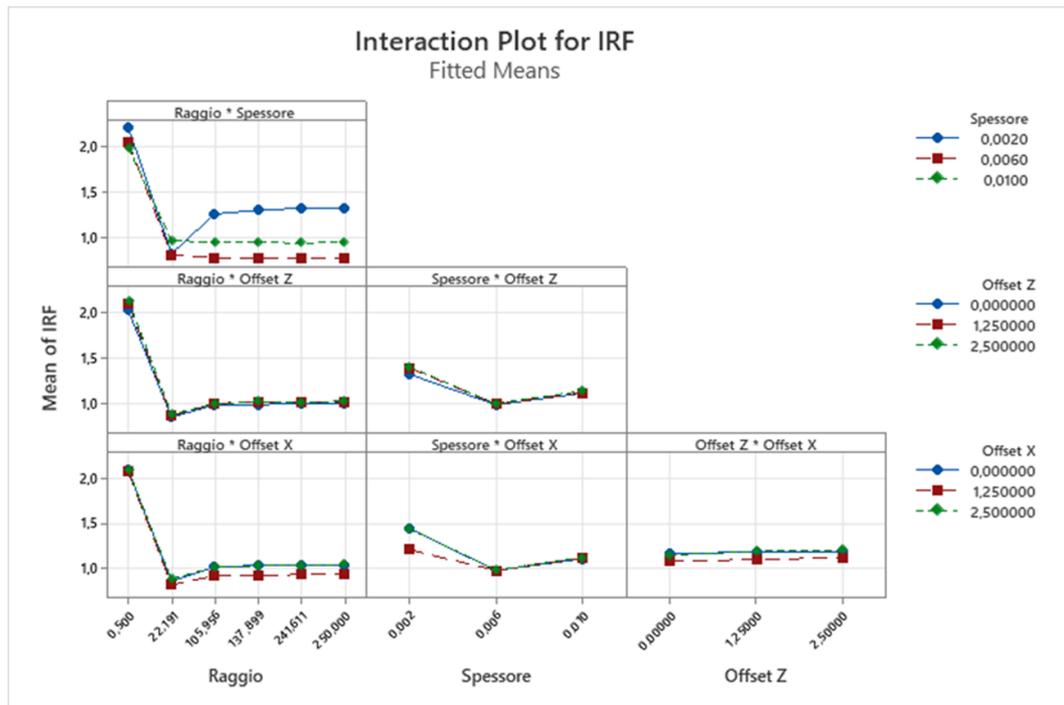


Figura 4.5: Grafico che mostra l'IRF in funzione dell'interazione dei parametri di input.

di ottenere un minimo per quanto riguarda l'IRF. Guardando le mappe dell'IRF della Fig.4.6 si nota che per raggi di curvatura bassi (0.5 m) si ha una distribuzione dell'IRF che non rispecchia quello che ci si aspetterebbe dalla teoria del contatto di Hertz, che prevede un massimo della pressione di contatto nel punto centrale dell'area di contatto. Questo è dovuto al fatto che l'IRF combina i vari stress in maniera diversa rispetto allo stress equivalente di Von Mises tenendo conto anche dell'anisotropia del materiale. Questo concetto viene più chiaramente visualizzato nella Fig.4.7 in cui si osserva come il IRF sia maggiormente legato allo sforzo di taglio e lo stress di Von Mises allo stress normale di compressione.

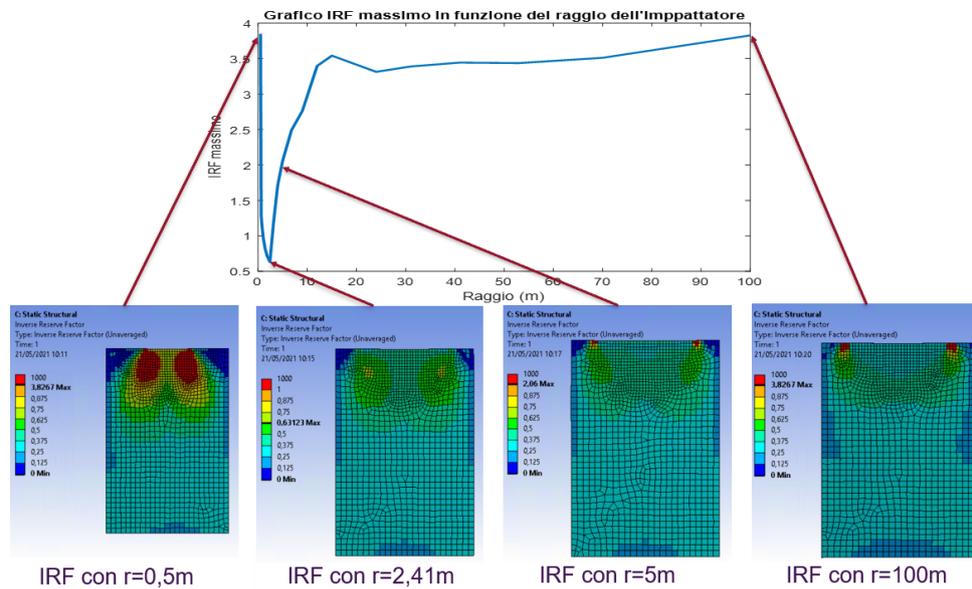


Figura 4.6: Grafico dell'IRF in funzione del raggio (sono presenti le mappe dell'IRF per alcuni raggi).

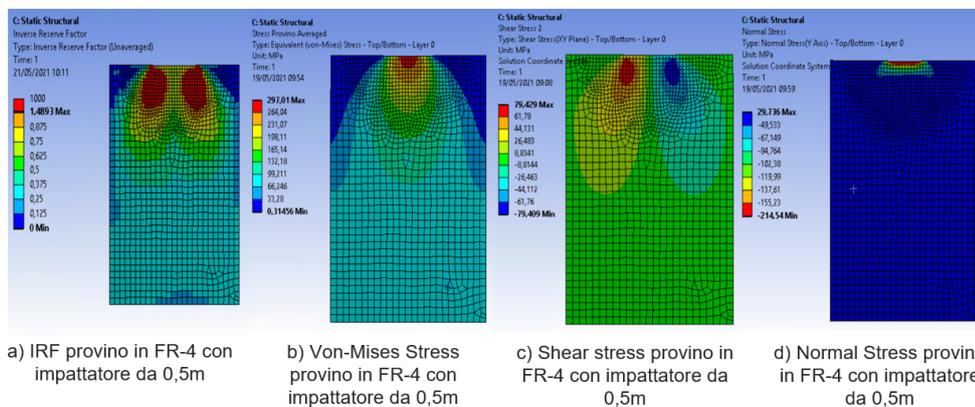


Figura 4.7: Mappe di vari sforzi sul provino in vetronite FR4 con impattatore con raggio da 0.5 m.

4.2 Analisi della variazione dell'IRF in funzione del raggio e dell'impattatore e dello spessore del provino per diversi materiali

Individuati nel raggio dell'impattatore e nello spessore del provino i parametri maggiormente influenti sull'IRF si è proceduto ad organizzare diversi DOE in cui per diversi materiali si è analizzato l'IRF al variare del raggio dell'impattatore e dello spessore del provino. L'obiettivo di questi diversi DOE è trovare un raggio che sia ottimale per i diversi spessori e materiali del provino, cioè trovare quel raggio dell'impattatore che minimizzi l'IRF massimo nella parte superiore del provino.

Per effettuare i diversi DOE si è utilizzata la simulazione numerica con geometria semplificata in cui si è imposto un carico di compressione (10 kN) sulla parte superiore del provino trasmesso mediante l'impattatore. Anche in questo caso si è fatto variare il carico linearmente con lo spessore, come suggerito dai risultati delle prove sperimentali riportati in Fig.4.1. Si è usata la simulazione con geometria semplificata in quanto ha un tempo computazionale minore rispetto a quella completa, il che risulta molto conveniente quando si devono effettuare un gran numero di simulazioni come in questo caso; in oltre in queste simulazioni non si è interessati ad indagare l'instaurarsi del fenomeno del *buckling*, ma si è interessati semplicemente ad individuare l'andamento dell'IRF al variare dei fattori. Dunque la simulazione con geometria semplificata risulta adeguata per tale scopo.

Come primo tentativo di DOE si è cercato di eseguire uno *space-filling design*, che è particolarmente appropriato per i modelli deterministici creati al computer perché in generale sparge in maniera più uniforme, all'interno dello spazio di variazione dei parametri, i punti da simulare [14], in oltre questa tipologia di DOE normalmente riesce a creare una superficie di risposta con un minor numero di simulazioni.

Per creare questo tipo di DOE ci si è affidati nuovamente a Minitab poiché fra i suoi tool ce n'è uno che genera automaticamente i punti da far simulare ad Ansys secondo il metodo *space-filling design*. I punti simulati sono stati solamente 46, ma i risultati ottenuti non sono stati soddisfacenti, infatti la superficie di risposta dell'IRF massimo in funzione del raggio e dello spessore presentava un andamento non in linea con quello previsto dal DOE preliminare e poco realistico con variazioni repentine (Fig. 4.8).

A causa dei risultati insoddisfacenti ottenuti con lo *space-filling design* si è tornati al classico *factorial design* in cui si è scelto di adottare venti livelli per il raggio dell'impattatore e nove per lo spessore per un totale di 180 simulazioni. La distribuzione dei punti di simulazione del raggio dell'impattatore non è omogenea, ma c'è una maggiore concentrazione per i raggi piccoli per poi essere più radi per raggi più grandi, questa strategia è stata adottata in quanto grazie al DOE preliminare si è osservato che il raggio dell'impattatore aveva una forte influenza

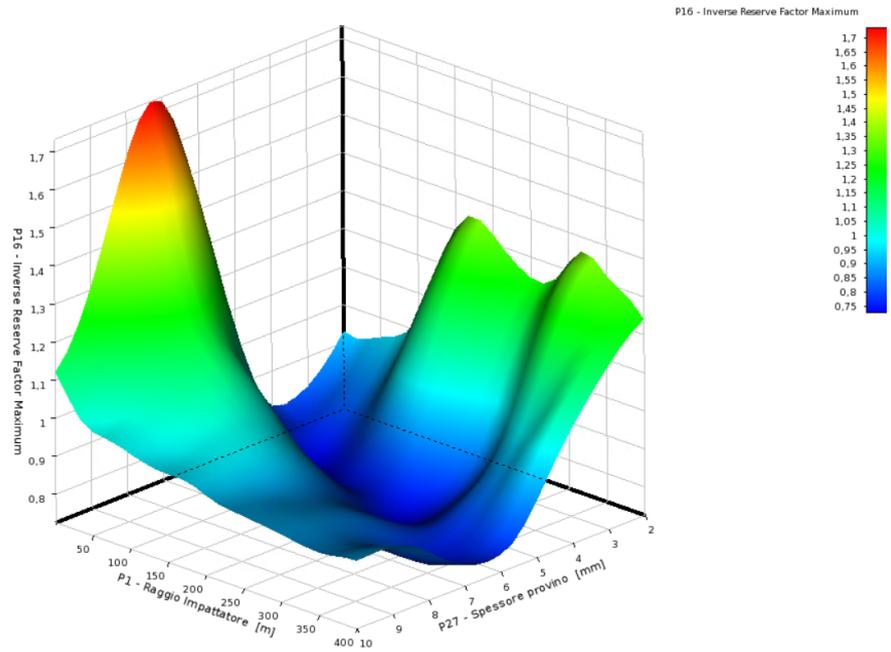


Figura 4.8: Grafico dell'IRF massimo in funzione del raggio dell'impattatore e dello spessore del provino ottenuto tramite un DOE *space-filling design*.

sull'IRF massimo quando presentava valori bassi, inoltre per raggi più bassi si aveva il minimo dell'IRF.

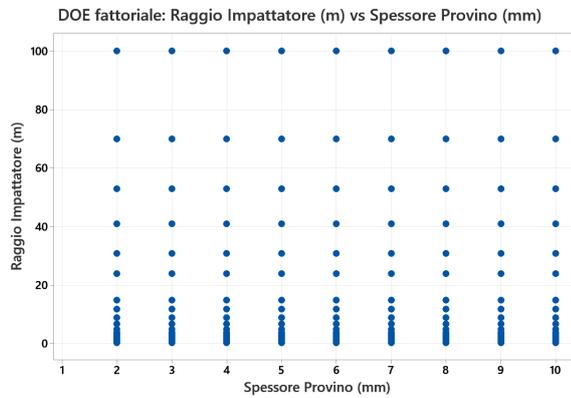


Figura 4.9: Grafico che mostra la distribuzione dei fattori per il DOE fattoriale.

Vengono riportate le tabelle che riassumo i parametri dei materiali utilizzati per i diversi DOE:

Proprietà	Valore	Unità di misura
Modulo di Young nella direzione x	91820	MPa
Modulo di Young nella direzione y	91820	MPa
Modulo di Young nella direzione z	9000	MPa
Coefficiente di Poisson XY	0,05	
Coefficiente di Poisson YZ	0,3	
Coefficiente di Poisson XZ	0,3	
Modulo di taglio XY	19500	MPa
Modulo di taglio YZ	3000	MPa
Modulo di taglio XZ	3000	MPa
Resistenza a trazione X	829	MPa
Resistenza a trazione Y	829	MPa
Resistenza a trazione Z	50	MPa
Resistenza a compressione X	-439	MPa
Resistenza a compressione Y	-439	MPa
Resistenza a compressione Z	-140	MPa
Resistenza a taglio XY	120	MPa
Resistenza a taglio YZ	50	MPa
Resistenza a taglio XZ	50	MPa

Tabella 4.2: Proprietà del composito in fibra di carbonio tessuto e matrice in resina epossidica.

Proprietà	Valore	Unità di misura
Modulo di Young nella direzione x	209000	MPa
Modulo di Young nella direzione y	9450	MPa
Modulo di Young nella direzione z	9450	MPa
Coefficiente di Poisson XY	0,27	
Coefficiente di Poisson YZ	0,4	
Coefficiente di Poisson XZ	0,27	
Modulo di taglio XY	5500	MPa
Modulo di taglio YZ	3900	MPa
Modulo di taglio XZ	5500	MPa
Resistenza a trazione X	1979	MPa
Resistenza a trazione Y	26	MPa
Resistenza a trazione Z	26	MPa
Resistenza a compressione X	-893	MPa
Resistenza a compressione Y	-139	MPa
Resistenza a compressione Z	-139	MPa
Resistenza a taglio XY	100	MPa
Resistenza a taglio YZ	50	MPa
Resistenza a taglio XZ	100	MPa

Tabella 4.3: Proprietà del composito in fibra di carbonio unidirezionale e matrice epossidica.

Proprietà	Valore	Unità di misura
Modulo di Young nella direzione x	45000	MPa
Modulo di Young nella direzione y	10000	MPa
Modulo di Young nella direzione z	10000	MPa
Coefficiente di Poisson XY	0,3	
Coefficiente di Poisson YZ	0,4	
Coefficiente di Poisson XZ	0,3	
Modulo di taglio XY	5000	MPa
Modulo di taglio YZ	3846	MPa
Modulo di taglio XZ	5000	MPa
Resistenza a trazione X	1100	MPa
Resistenza a trazione Y	35	MPa
Resistenza a trazione Z	35	MPa
Resistenza a compressione X	-675	MPa
Resistenza a compressione Y	-120	MPa
Resistenza a compressione Z	-120	MPa
Resistenza a taglio XY	80	MPa
Resistenza a taglio YZ	46	MPa
Resistenza a taglio XZ	80	MPa

Tabella 4.4: Proprietà del composito in fibra di vetro unidirezionale e matrice in resina epossidica.

I risultati ottenuti con questa tipologia di DOE per i diversi materiali sono riportati nei paragrafi seguenti.

4.2.1 Fibra di carbonio tessuto con matrice in resina epossidica

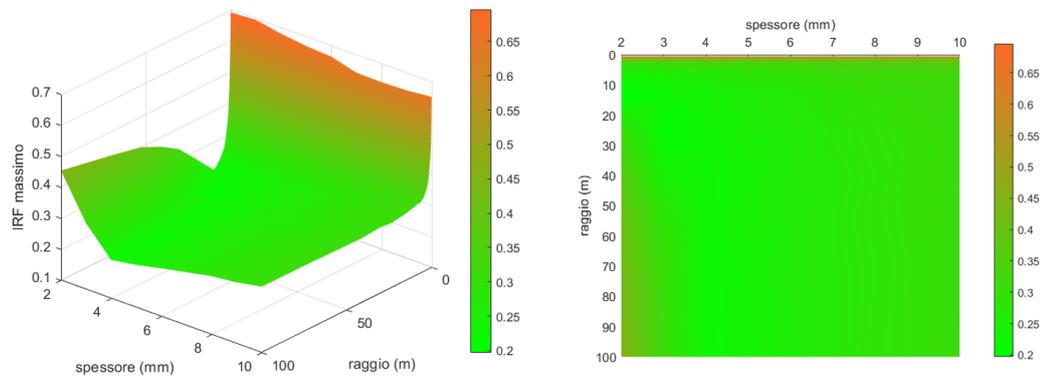


Figura 4.10: A sinistra viene presentato il grafico tridimensionale che mostra come l'IRF massimo vari in funzione dello spessore del provino e del raggio dell'impattatore. A destra viene riportato lo stesso grafico però bidimensionale.

Per questo DOE è stato utilizzato un composito con matrice in resina epossidica e fibra di carbonio tessuto, le proprietà sono state riportate nella tabella 4.2.

Il grafico mostra un andamento che rispecchia gli effetti dei parametri ottenuti nel DOE preliminare, si osserva un minimo dell'IRF massimo ad un determinato valore del raggio. Si osserva che in ogni caso l'IRF massimo nella parte superiore del provino non presenta valori elevati.

4.2.2 Fibra di carbonio unidirezionale con matrice in resina epossidica

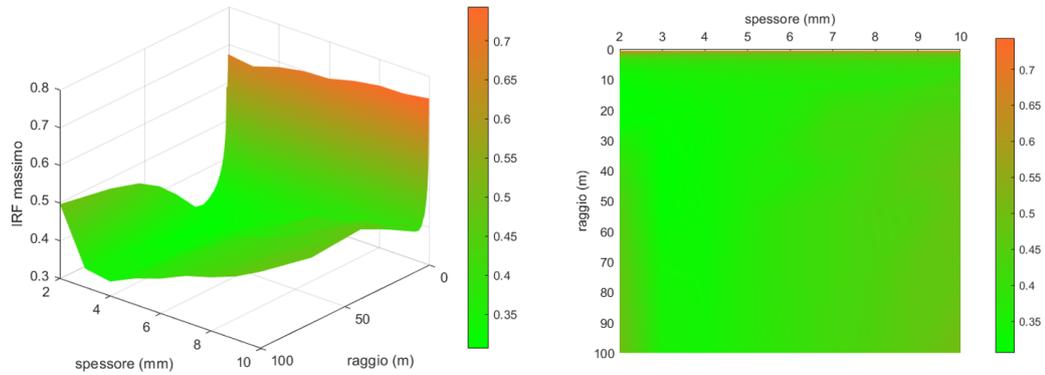


Figura 4.11: A sinistra viene presentato il grafico tridimensionale che mostra come l'IRF massimo vari in funzione dello spessore del provino e del raggio dell'impattatore. A destra viene riportato lo stesso grafico però bidimensionale.

Per questo DOE è stato utilizzato un composito con matrice in resina epossidica e fibra di carbonio unidirezionale, le proprietà sono state riportate nella tabella 4.3.

I risultati ottenuti per la fibra di carbonio unidirezionale sono molto simili a quelli ricavati per la fibra di carbonio tessuto e sono in linea con i risultati attesi. Anche in questo caso i valori di IRF sono contenuti.

4.2.3 Fibra di vetro tessuto con matrice in resina epossidica

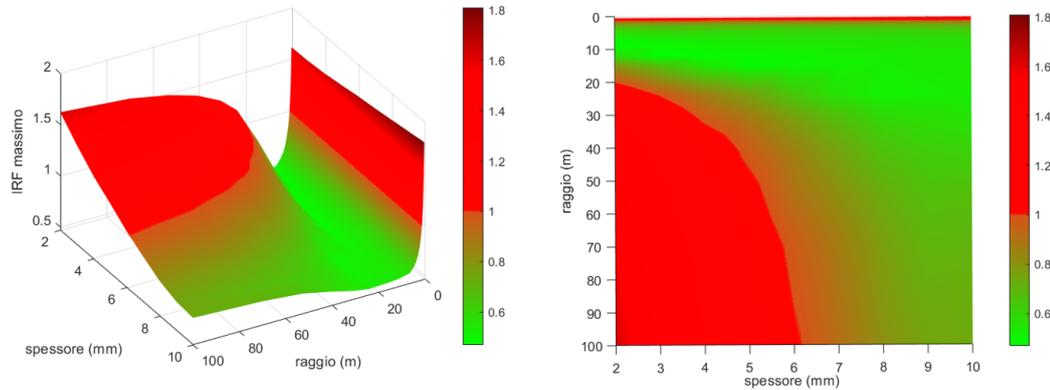


Figura 4.12: A sinistra viene presentato il grafico tridimensionale che mostra come l'IRF massimo vari in funzione dello spessore del provino e del raggio dell'impattatore. A destra viene riportato lo stesso grafico però bidimensionale.

Per questo DOE è stato utilizzato un composito con matrice in resina epossidica e fibra di vetro tessuto (Vetronite FR4) le proprietà sono state riportate nella tabella 2.1. I risultati ottenuti anche per la fibra di vetro sono in linea con i risultati attesi, anche se in questo caso il minimo è maggiormente marcato. Nel grafico bidimensionale si può apprezzare in maniera più chiara una fascia di raggi dell'impattatore che minimizza l'IRF massimo per i diversi spessori del provino. In questo caso i valori dell'IRF massimo sono più alti rispetto a quelli ottenuti con la fibra di carbonio allo stesso livello di carico.

4.2.4 Fibra di vetro unidirezionale con matrice in resina epossidica

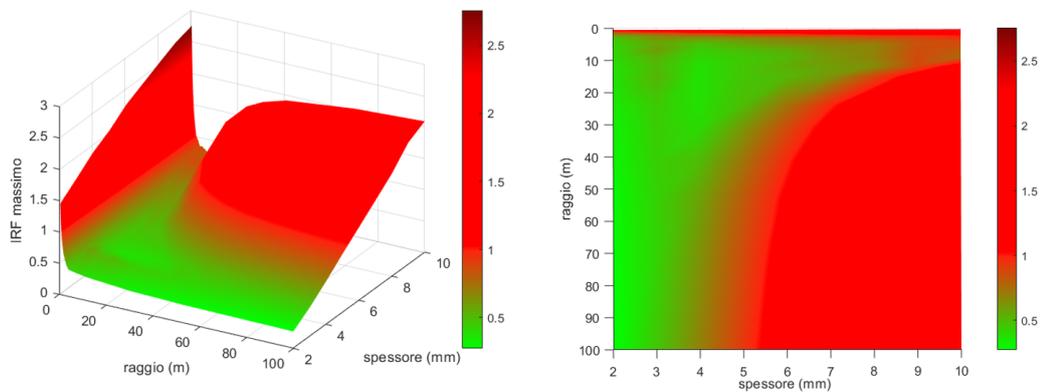


Figura 4.13: A sinistra viene presentato il grafico tridimensionale che mostra come l'IRF massimo vari in funzione dello spessore del provino e del raggio dell'impattatore. A destra viene riportato lo stesso grafico però bidimensionale.

Per questo DOE è stato utilizzato un composito con matrice in resina epossidica e fibra di vetro unidirezionale le proprietà sono state riportate nella tabella 4.4. Il grafico che si ottiene dalla fibra di vetro unidirezionale è molto simile a quello ottenuto per la fibra di vetro tessuto, si evidenzia anche qui un raggio dell'impattatore che minimizza l'IRF massimo per i diversi spessori del provino.

4.2.5 Fibra di carbonio tessuto con orientazione $\pm 45^\circ$ con matrice in resina epossidica

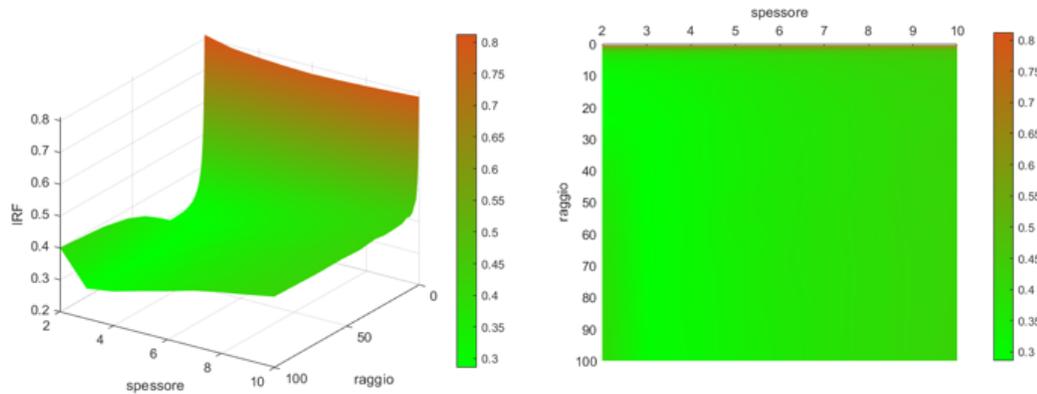


Figura 4.14: A sinistra viene presentato il grafico tridimensionale che mostra come l'IRF massimo vari in funzione dello spessore del provino e del raggio dell'impattatore. A destra viene riportato lo stesso grafico però bidimensionale.

E' interessante notare che sebbene il materiale utilizzato sia il medesimo del paragrafo 4.2.1 i risultati, seppur simili, non sono i medesimi, questo è dovuto al fatto che in questo caso i diversi layer del materiale presentano orientazione delle fibre a $\pm 45^\circ$.

4.2.6 Conclusioni

Dai grafici dell'IRF massimo in funzione del raggio dell'impattatore, dello spessore e dei diversi materiali si osserva che la fibra di carbonio tendenzialmente è meno soggetta al danneggiamento da indentazione, questo è stato anche riscontrato nelle prove sperimentali condotte in quasi statica e in dinamica, qui non riportate.

Per analizzare i risultati ottenuti e identificare il raggio dell'impattatore migliore si è seguita la seguente procedura:

1. Per ogni materiale è stata creata una tabella in cui per ogni raggio analizzato si è fatta una media dei valori dell'IRF massimo ai vari spessori, ottenendo quindi diversi IRF medi. Le righe di queste tabelle sono state riordinate secondo l'IRF medio crescente.
2. Dal passaggio precedente si ottengono tante tabelle quanti sono i materiali analizzati.

Per capire quale sia il raggio ottimale per i diversi materiali si fatta la somma dell'IRF medio corrispondente ad un determinato raggio per i diversi materiali, il risultato di questa sommatoria verrà per comodità denominato " IRF_{somma} ".

3. Dal passaggio precedente si ottiene una sola tabella in cui per ogni raggio si ha un IRF_{somma} . Per valutare il raggio ottimale è sufficiente ordinare le righe della tabella secondo IRF_{somma} crescente.

Vengono riportate le tabelle che si ottengono nei vari passaggi della procedura (Tab.4.7, Tab.4.8):

FIBRA DI CARBONIO TESSUTO		FIBREA DI CARBONIO UNIDIREZIONALE	
Raggio Impattatore	Media IRF massimo per i diversi spessori	Raggio Impattatore	Media IRF massimo per i diversi spessori
R_14	0,27	R_13	0,37
R_15	0,27	R_14	0,37
R_13	0,27	R_4	0,37
R_16	0,27	R_15	0,38
R_17	0,28	R_11	0,38
R_4	0,28	R_16	0,39
R_18	0,29	R_17	0,39
R_11	0,29	R_18	0,40
R_19	0,29	R_18	0,40
R_20	0,30	R_9	0,41
R_18	0,30	R_19	0,41
R_9	0,32	R_20	0,42
R_8	0,34	R_8	0,43
R_7	0,37	R_7	0,45
R_6	0,40	R_6	0,48
R_5	0,44	R_5	0,52
R_4	0,48	R_4	0,54
R_3	0,53	R_3	0,58
R_2	0,59	R_2	0,63
R_1	0,67	R_1	0,71

Tabella 4.5: Tabelle ottenute dal passaggio 1 della procedura per ricavare il raggio ottimale. (Non vengono riportati i valori numerici dei raggi per motivi di riservatezza).

VETRONITE FR4		FIBRA DI VETRO UNIDIREZIONALE	
Raggio Impattatore	Media IRF massimo per i diversi spessori	Raggio Impattatore	Media IRF massimo per i diversi spessori
R_13	0,52	R_12	0,58
R_12	0,53	R_11	0,61
R_11	0,55	R_13	0,61
R_14	0,57	R_10	0,64
R_10	0,60	R_9	0,67
R_9	0,64	R_14	0,69
R_8	0,70	R_8	0,73
R_15	0,73	R_7	0,83
R_7	0,78	R_15	0,86
R_16	0,83	R_16	0,94
R_6	0,88	R_6	0,97
R_17	0,91	R_17	1,02
R_18	0,97	R_18	1,07
R_5	0,99	R_19	1,13
R_19	1,03	R_5	1,14
R_20	1,08	R_20	1,18
R_4	1,13	R_4	1,35
R_3	1,29	R_3	1,58
R_2	1,47	R_2	1,87
R_1	1,70	R_1	2,19

Tabella 4.6: Tabelle ottenute dal passaggio 1 della procedura per ricavare il raggio ottimale. (Non vengono riportati i valori numerici dei raggi per motivi di riservatezza).

FIBRA DI CARBONIO TESSUTO + - 45°	
Raggio Impattatore	Media IRF massimo per i diversi spessori
R_15	0,35
R_16	0,36
R_17	0,36
R_14	0,36
R_13	0,36
R_18	0,36
R_19	0,36
R_20	0,36
R_4	0,37
R_11	0,38
R_18	0,39
R_9	0,40
R_8	0,43
R_7	0,45
R_6	0,49
R_5	0,53
R_4	0,57
R_3	0,63
R_2	0,70
R_1	0,79

Tabella 4.7: Tabella ottenuta dal passaggio 1 della procedura per ricavare il raggio ottimale. (Non vengono riportati i valori numerici dei raggi per motivi di riservatezza).

Raggio impattatore	IRF _{somma}
R_13	2,13
R_12	2,14
R_11	2,21
R_14	2,25
R_10	2,33
R_9	2,43
R_15	2,51
R_8	2,83
R_16	2,78
R_7	2,88
R_17	2,97
R_18	2,97
R_6	3,42
R_19	3,23
R_20	3,34
R_5	3,61
R_4	4,08
R_3	4,61
R_2	5,26
R_1	6,05

Tabella 4.8: Tabella ottenuta alla fine della procedura per ricavare il raggio ottimale. (Non vengono riportati i valori numerici dei raggi per motivi di riservatezza).

Dalle Tab.4.7, Tab.4.8, si osserva che il raggio migliore per i diversi materiali risultano essere R_13 (Non viene riportato il valore numerico per motivi di riservatezza).

In ultima analisi si osserva che per tutti i materiali presi in considerazione sia i raggi troppo piccoli sia quelli troppo elevati presentano IRF massimi maggiori, questa tendenza era già stata osservata nel Par. 4.1.

Capitolo 5

Conclusioni finali e principali risultati

In questo ultimo capitolo si cercherà di riassumere i principali risultati ottenuti, in modo da avere una visione globale sul lavoro svolto.

E' stato realizzato un modello numerico rappresentante la prova di impatto di un provino piano in materiale composito, il modello ha evidenziato come alcune rotture premature nella parte superiore dei provini, riscontrate in alcune prove sperimentali, fossero legate al fenomeno dell'instabilità al carico di punta.

Il modello numerico successivamente è stato validato tramite prove sperimentali grazie alle quali, mediante anche l'utilizzo della tecnica *Digital Image Correlation* DIC, è stato possibile ottenere le mappe di deformazione del provino in cui si è confermata la presenza dell'instabilità già osservata nel modello numerico. Ulteriori analisi per ridurre l'effetto del *buckling* emerso in questo lavoro saranno effettuate in seguito.

Una volta validato, il modello numerico è servito per creare un *design of experiment* (DOE) in cui sono state simulate diverse prove per ottimizzare i parametri geometrici dell'impattatore. Da queste prove è stato possibile ricavare gli andamenti dell'IRF massimo nella parte superiore del provino in funzione dei fattori maggiormente significativi, ovvero lo spessore del provino e il raggio dell'impattatore. Un ulteriore sviluppo futuro che si potrebbe effettuare sarebbe di testare altri materiali, oltre ai materiali già investigati, andando ad integrare altri DOE con materiali differenti.

Grazie a questo lavoro si è confermata la correttezza della soluzione, già ipotizzata da Instron assieme al Politecnico di Torino, di imporre una curvatura alla testa dell'impattatore per diminuire gli stress elevati sulla parte superiore del provino. Nello specifico si sono potuti identificare in maniera più precisa il raggio che ottimizza l'*Inverse Reserve Factor* (IRF).

La simulazione numerica sviluppata per il seguente lavoro potrà essere utilizzata in futuro per indagare nuove geometrie di impattatore o nuove condizioni di prova.

Bibliografia

- [1] Lorenzo Vigna, Iman Babaei, Ravin Garg, Giovanni Belingardi, Davide Salvatore Paolino, Andrea Calzolari e Giuseppe Galizia. «An innovative fixture for testing the crashworthiness of composite materials». In: *Frattura ed Integrità Strutturale* 15.55 (2021), pp. 76–87 (cit. alle pp. 10, 11).
- [2] Gary L Farley. «Energy-absorption capability of composite tubes and beams». Tesi di dott. Virginia Polytechnic Institute e State University, 1989 (cit. a p. 11).
- [3] D Hull. «A unified approach to progressive crushing of fibre-reinforced composite tubes». In: *Composites science and technology* 40.4 (1991), pp. 377–421 (cit. a p. 11).
- [4] Ravin Garg, Iman Babaei, Davide Salvatore Paolino, Lorenzo Vigna, Lucio Cascone, Andrea Calzolari, Giuseppe Galizia e Giovanni Belingardi. «Predicting Composite Component Behavior Using Element Level Crashworthiness Tests, Finite Element Analysis and Automated Parametric Identification». In: *Materials* 13.20 (2020), p. 4501 (cit. a p. 11).
- [5] J. Andre Lavoie e John Morton. «Design and application of a quasistatic crush test fixture for investigating scale effects in energy absorbing composite plates». Tesi di laurea mag. Virginia Polytechnic Inst., State Univ., Blacksburg, Virginia Polytechnic Inst. e State Univ., Blacksburg, lug. 1993 (cit. a p. 12).
- [6] Paolo Feraboli. «Development of a Modified Flat-plate Test Specimen and Fixture for Composite Materials Crush Energy Absorption». In: *Journal of Composite Materials* 43.19 (2009), pp. 1967–1990. DOI: 10.1177/0021998309343025. eprint: <https://doi.org/10.1177/0021998309343025>. URL: <https://doi.org/10.1177/0021998309343025> (cit. a p. 12).
- [7] Eugenio Oñate. *Structural Analysis with the Finite Element Method*. Undetermined. Lecture Notes on Numerical Methods in Engineering and Sciences. ISBN: 978-1-4020-8732-5. DOI: 10.1007/978-1-4020-8733-2 (cit. a p. 26).

-
- [8] Matweb. *G-10 Fiberglass Epoxy Laminate Sheet*. Available on line. URL: http://www.matweb.com/search/datasheet_print.aspx?matguid=8337b2d050d44da1b8a9a5e61b0d5f85/ (cit. a p. 31).
- [9] inc. Ansys. *Numerical Modeling*. Available on line. 2020. URL: <https://courses.ansys.com/index.php/courses/contact-with-ansys-mechanical/lessons/numerical-modeling-lesson-2/> (cit. alle pp. 35, 36).
- [10] H.Y. Jeon. *Damage Prediction in Woven and Non-woven Fabric Composites*. IntechOpen, 2016, pp. 233–262. ISBN: 9789535122715. URL: <https://books.google.it/books?id=dGqQDwAAQBAJ> (cit. a p. 37).
- [11] A.S. Kaddour, M.J. Hinton e P.D. Soden. «Chapter 6.1 - Predictive capabilities of nineteen failure theories and design methodologies for polymer composite laminates. Part B: Comparison with experiments». In: *Failure Criteria in Fibre-Reinforced-Polymer Composites*. A cura di M.J. Hinton, A.S. Kaddour e P.D. Soden. Oxford: Elsevier, 2004, pp. 1073–1221. ISBN: 978-0-08-044475-8. DOI: <https://doi.org/10.1016/B978-008044475-8/50038-X>. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B978008044475850038X> (cit. alle pp. 40, 41).
- [12] Michael A. Michael A., Jean-José Orteu e Hubert W. Schreier. «Two-Dimensional and Three-Dimensional Computer Vision». In: *Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements: Basic Concepts, Theory and Applications*. Boston, MA: Springer US, 2009, pp. 1–16. ISBN: 978-0-387-78747-3. DOI: 10.1007/978-0-387-78747-3_4. URL: https://doi.org/10.1007/978-0-387-78747-3_4 (cit. a p. 49).
- [13] «7 - Stability of composite shell-type structures». In: *Stability and Vibrations of Thin Walled Composite Structures*. A cura di Haim Abramovich. Woodhead Publishing, 2017, pp. 253–428. ISBN: 978-0-08-100410-4. DOI: <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-100410-4.00007-7>. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780081004104000077> (cit. a p. 64).
- [14] Thomas J. Santner, Brian J. Williams e William I. Notz. «Space-Filling Designs for Computer Experiments». In: *The Design and Analysis of Computer Experiments*. New York, NY: Springer New York, 2018, pp. 145–200. ISBN: 978-1-4939-8847-1. DOI: 10.1007/978-1-4939-8847-1_5. URL: https://doi.org/10.1007/978-1-4939-8847-1_5 (cit. a p. 75).

Ringraziamenti

Dopo questo lungo percorso mi sembra doveroso ringraziare tutti quelli che mi hanno aiutato a raggiungere questo traguardo.

Vorrei iniziare a ringraziare Instron e tutti i suoi lavoratori per la grande opportunità che mi è stata concessa.

Un ringraziamento particolare al prof. Davide Paolino, al prof. Giovanni Belingardi, al tutor aziendale Giuseppe Galizia ed Andrea Calzolari che mi hanno sempre dato ottimi consigli e aiutato a migliorare il mio progetto di tesi. Ringrazio anche Andrea Ferrarese per il supporto durante la prove con la DIC.

Vorrei riservare un ringraziamento speciale a Lorenzo che mi ha guidato durante tutto lo svolgersi del progetto ed è sempre stato disponibile nel darmi una mano.

Infine, un grande grazie alla mia famiglia e ai miei amici, che mi hanno sempre sostenuto nel mio percorso al Politecnico.